JNC TJ8400 2003-050

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)

2003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下さい。 〒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 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)
 2003

JNC TJ8400 2003-050

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)

2003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

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} 高村 尚^{*1} 羽根 幸司^{*1} 田部井和人^{*1} 佐原 史浩^{*1} 村上 武志^{*1} 江崎 太一^{*1} 高瀬 博康^{*2} 青山 裕司^{*2} 野口 俊英^{*2} 稲垣 学^{*2} リチャード メトカーフ^{*2} 河野 健二^{*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、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について、それ ぞれ必要な現象評価モデルの構築とシステムの試作を実施し、またそれらの連成方法につ いて検討するとともに、今後その精度、妥当性を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。本年度の研究成果を以下に示す。

- 化学的変遷挙動解析システムに関わる重要度の高い現象について知見の再整理を行った。現状で必要な知見の得られていない現象について、将来得られる見通しがある現象については実験的アプローチの方法及び解析の方法を提案し、本質的に得ることのできない現象についてはモデルを絞り込むための検討を行った。また、昨年度構築したベントナイト及びコンクリートの溶解・変質についての現象解析モデルをもとに、さらにナチュラルアナログや解析等の新しい知見を取り入れ高度化した。また、現象解析システムを構築して構築したモデルの妥当性について検討した。
- 2) 力学的変遷挙動の評価に関して、ベントナイト系材料については非線形な膨潤挙動、 セメント系材料については Ca 成分溶出時の剛性、強度低下に伴う変形挙動に着目したモ デル化を実施した。前者については既往の圧密試験データとの比較による検証も実施し た。さらにこれらのモデルを取り込んだ力学的変遷挙動解析システムを試作し、ベント ナイトの Ca 型化率、セメント系材料の Ca 溶出率を化学的変遷指標とした試解析を実施 した。一方岩盤力学挙動の影響については、この力学的変遷挙動解析システムに考慮す る場合の方策を関連文献調査に基づき提案した。また既往のクリープモデルと空隙率 透水係数関係を用いて透水係数への影響を試算し、概念検討書における岩盤条件ではほ とんど影響がないが、岩盤クリープがより進展しやすい条件では有意に影響を及ぼす可

能性があることが示された。

3) 水理・化学連成の化学的変遷評価システムと力学的変遷評価システムを基本構成とし、
 これを連成させ、ニアフィールドの水理場の解析を実施するための簡易なシステムを開発し、連成の方法について検討を行った。

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 II (Summary) (Document Prepared by Other Institute,Based on the Trust Contract)

> K.Okutu*, S.Morikawa*, H.Takamura*, K.Hane* K.Tabei*, F.Sahara*, T.Murakami*, T.Esaki* H.Takase**, Y. Aoyama**, T.Noguchi**, M. Inagaki** ,R. Metcalfe**, K. Kawano**

> > Abstract

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

In this research, the system development for evaluating long-term alteration of hydraulic field in Near Field was examined. The model evaluating each phenomena and the prototype system for chemical/mechanical analysis system were developed, and the method of coupling chemical with dynamic analysis was examined. To improve accuracy and propriety of this analysis system in the future, necessary development elements were arranged. The research result of this year is shown below.

- 1) Knowledge concerning the chemical phenomena in the near field evolution was rearranged. Experimental approaches and analysis methods were applied to the phenomena of which the knowledge can be obtained. Approaches to focus the model were applied to the phenomena for which knowledge is essentially difficult to obtain. The analysis model was improved using knowledge from natural analog and computational analyses. An analysis system was developed and the propriety of the model was demonstrated.
- 2) The model of bentonite material was developed by focusing attention on nonlinear swelling behavior. And the model of cement material was developed by focusing attention on deformation behavior influenced by leachng of calcium element which cause reducing of rigidity and strength. With regard to the bentonite model, to testify its propriety, the trial analysis result compared with the consolidation properties test data. Furthermore, the dynamic alterarion action analysis system consisted of bentonite and cement model was developed, and trial analysis was performed. In this trial analysis, parameters of cation exchange ratio of Na-bentonite for Ca ion and leaching ratio of Ca from cement material were considered. On the one hand, as concerns rock, to include the influence of rock behavior in this dynamic alterarion action analysis system, several previous research reports were examined. And the influence of rock creep on permeability

was estimated. This estimation result indicated that the external force assumed in previous report(TRU report 2000.) have no influence, but under the condition to which the rock creep tends to progress, it have possibilities of causing significant influence.

3) The coupled chemical-hydraulic analysis system and the mechanical analysis system were further coupled for the coupled analysis of near field evolution. The solution algorithm for the coupled analysis was investigated.

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

* KAJIMA Corporation.

** Quintessa K.K.

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

目 次

はじめに	
1. 化学	的変遷挙動評価システムに関する検討 333333333333333333333333333333333333
1.1 シス	ステム構築に考慮すべき現象の分類と方法論に関する検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3
1.1.1	ニアフィールド水理場の変遷に関係する化学・力学及び水理学的プロセスの相関 3
1.1.2	各プロセスに関する知見の整理 6
(1)	コンクリート劣化について 6
(2)	ベントナイト劣化について 7
1.1.3	コンクリート反応によるニアフィールド化学的変遷挙動の概要 ・・・・・・・・・・・ 9
1.1.4	コンクリート影響を考慮した場合のニアフィールド水理に関する性能評価上の
	要件の整理とサクセスツリー 11
1.1.5	各要件に関する研究課題の整理 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・14
1.1.6	岩盤のニアフィールド化学的変遷挙動に関する知見の整理 ・・・・・・・・・・・・・・15
(1)	組成 15
(2)	反応系 15
1.2 現象	象解析モデルの構築 1611111111111111111111111111111111111
1.2.1	現象解析モデルに新たに取り入れた知見 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・16
(1)	施工後 80 年経過した浄水場施設のコンクリートを用いたナチュラルアナログ例 ・・・ 16
(2)	コンクリート通水試験による透水係数の変遷挙動および解析的な検討 ・・・・・・・ 17
(3)	CSH ゲルの溶解・沈殿モデル 19
1.2.2	現象解析モデル高度化のポイント ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
1.3 化等	学・水理変遷挙動評価システムの構築とモデルの検証 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・22
1.3.1	システムの概要 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
1.3.2	反応系
1.3.3	アルゴリズム 25
1.3.4	解析結果 27

JNC TJ8400 2003-050

2 力学的	的変遷挙動評価システムに関する検討	41
2.1 べこ	ントナイトの膨潤挙動を考慮した弾(粘)塑性構成方程式の開発 ・・・・・・・・・・・	43
2.1.1	地盤材料の構成方程式の現状	43
2.1.2	弾塑性構成方程式の導出	43
2.1.3	関口・太田モデルの降伏関数 ************************************	43
2.1.4	関口・太田モデルの構成方程式 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	43
2.1.5	ベントナイトへの膨潤挙動	45
2.1.6	オリジナル関口・太田モデルの変更点	47
2.1.7	開発した構成方程式の適用性の検討	48
2.1.8	まとめ ・・・・	54
2.2 セメ	ント系材料の力学的変遷挙動のモデル化手法の検討	55
2.2.1	一般的なセメント系材料の力学挙動の特徴	55
2.2.2	セメント系材料のモデルとその構成方程式 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	55
2.2.3	本システムで評価すべきセメント系材料のモデル化の前提 ・・・・・・	57
2.2.4	モデル化手法の考え方と計算手法	58
2.2.5	開発モデルの検証・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	62
(1)	解析条件	62
(2)	解析結果	63
(3)	検証結果のまとめと考察	66
2.3 岩橋	盤の力学的変遷を考慮するための基本仕様の検討	67
2.3.1	岩盤の力学的変遷に関する文献調査	68
(1)	岩盤の鉱物組成と力学特性	68
(2)	岩盤の空隙率と力学特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	69
2.3.2	岩盤の長期力学挙動	71
(1)	岩盤長期挙動を表現するモデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	71
(2)	大久保モデルによる数値解析手法	73
(3)	岩盤長期力学挙動による透水性の変化に関する検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	74
(4)	大久保モデルによるクリープ変位に基づく考察	78
2.3.3	岩盤の力学的変遷を考慮するための基本仕様に対する考察	82

(1)	基本仕様構築への反映項目	82
(2)	岩盤の長期力学変遷挙動を考慮した基本仕様の概念	82
2.4 バ	リア材料の化学的変遷指標に対するモデル化検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	84
2.4.1	ベントナイト系材料	84
2.4.2	セメント系材料	85
2.5 力	学的変遷挙動評価システムの試作及び試解析 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	86
2.5.1	力学的変遷挙動評価システムの試作 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	87
2.5.2	試解析 ************************************	88
(1)	解析モデルと境界条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	88
(2)	解析ステップ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	88
(3)	解析用物性值	90
(4)	透水係数の算定方法	91
(5)	解析結果	92
(6)	結果のまとめと考察	98

3. 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検討
3.1 連成方法の検討 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
3.1.1 連成システムの構築 ************************************
3.1.2 力学的変遷挙動評価システム ************************************
3.1.3 水理変遷挙動評価システム ************************************
3.1.4 化学的変遷挙動評価システム ************************************
3.2 求解アルゴリズムの検討 103
3.2.1 連成のアルゴリズム 103
3.2.2 求解のアルゴリズム 114
3.3 並列化手法の検討 115
4. 開発要素のまとめ ************************************

4.1	化学的変遷挙動及び全体システムに	ニ関する開発要素	 	•• 116
4.2	力学的変遷挙動に関する開発要素		 	•• 117

おわりに]	120
参考文献	1	121

図目次

図 1	ニアフィール	レドの水理場の	長期的変遷評価シ	ノステムの開発に必要な研究項目	2
-----	--------	---------	----------	-----------------	---

図 1.1-1	TRU 廃棄物処分システムの劣化に関係する化学・力学及び水理学的プロセスの
	相関関係 ***********************************
図 1.1-2	ベントナイトの透水係数と密度の関係(前田ら、1998) ***********************************
図 1.1-3	改良 Sharp front モデルを用いた場合の現象解析モデルとシステム評価モデルの関係 [。]
図 1.1-4	緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセスツリー・・・・ 12
図 1.2-1	コンクリート通水試験結果 (W.Pfingsten、2002) *********************************
図 1.2-2	一次元モデルを用いた境界条件の影響についての検討結果(2000 年後の解析結果例) 18
図 1.3-1	現象解析システムのフロー 25
図 1.3-2	解析モデルの概念図 ・・・・・・29
図 1.3-3	a 解析ケース1における変遷(1/5) ************************************
図 1.3-3	b 解析ケース1における変遷(2/5) ************************************
図 1.3-3	c 解析ケース1における変遷(3/5) ************************************
図 1.3-3	d 解析ケース1における変遷(4/5) 34
図 1.3-3	e 解析ケース1における変遷(5/5) 35
図 1.3-4	鉱物の濃度変化(OPC85) 37
図 1.3-5	透水係数变化(OPC85) 38
図 1.3-6	H ⁺ 濃度変化(OPC85) 38
図 1.3-7	鉱物の濃度変化(OPC105) 39
図 1.3-8	透水係数変化(OPC105) 40
図 1.3-9	H ⁺ 濃度変化(OPC105) 40

२ छ 9 1 1	ベントナイトの膨潤性性	15
図 2.2	検討対象断面(結晶質岩:深度 500m:グループ 1,2)	42
図 2.1	力学的変遷挙動評価システムに関する検討項目	41

JNC TJ8400 2003-050

図 2.1-2	想定する浸透膨潤と OCR の関係	45
図 2.1-3	シミュレーション用ー要素モデル ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	49
図 2.1-4	標準圧密試験のシミュレーション(Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.1) ・・・・	50
図 2.1-5	標準圧密試験のシミュレーション(Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.1) ・・・・・	52
図 2.1-6	標準圧密試験のシミュレーション(Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.2) ・・・・・	52
図 2.1-7	標準圧密試験のシミュレーション(Ca 型化ベントナイト 初期膨潤 0% No.1)・・・・	53
図 2.1-8	標準圧密試験のシミュレーション(Ca 型化ベントナイト 初期膨潤 0% No.2)・・・・	53
図 2.2-1	セメント系材料の代表的な荷重-変位の関係	55
図 2.2-2	セメント系材料の劣化挙動の一例 (応力 - ひずみ関係) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	58
図 2.2-3	セメント系材料の劣化挙動の一例 (自重と再冠水による膨潤圧の増加による変形)	59
図-2.2-4	セメント系材料の劣化挙動の一例 (剛性低下による変形) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	60
図-2.2-5	セメント系材料の劣化挙動の一例 (強度と剛性低下による変形) ・・・・・・・・・	61
図-2.2-6	セメント系材料の強度低下と Mohr の応力円の関係	61
図 2.2-7	試解析モデルと境界条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	62
図 2.2-8	解析ステップと最大せん断応力・体積ひずみの関係	63
図 2.2-9	変形図	64
図 2.2-10	最大せん断応力分布図	65
図 2.3-1	ニアフィールド岩盤の水理場の変遷要因	67
図 2.3-2	提案されている構成式(大久保、1991)	72
図 2.3-3	応力 - ひずみ特性と割線弾性係数	74
図 2.3-4	プログラムの計算ステップに関わる概略フロー	74
図 2.3-5	岩盤内浸透流の模式図	75
図 2.3-6	透水係数と有効間隙率の関係	77
図 2.3-7	ひずみ増分と間隙率の変化に関する設定	79
図 2.3-8	解析結果	81
図 2.3-9	岩盤の長期力学挙動を考慮した基本仕様概念図	83
図 2.4-1	Ca 型化率と 、 の関係 ······	84
図 2.4-2	Ca 溶出率~一軸圧縮強度・弾性係数の関係	85
図 2.5-1	解析フロー	87

JNC TJ8400 2003-050

図 2.5-2	試解析モデル図 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 2.5-3	化学的変遷指標の推移 ************************************
図 2.5-4	変形図 92
図 2.5-5	平均応力分布図 ************************************
図 2.5-6	最小主応力分布図 ************************************
図 2.5-7	軸差応力分布図 ************************************
図 2.5-8	最大せん断ひずみ分布図 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 2.5-9	透水係数分布図 ************************************
図 3.2-1	弱い連成に関するフローチャート ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2-2	解析体系 ************************************

- 図 3.2-4 タイムステップの違いによる変位分布の比較

	(変位を 100 倍に強調した図、カラースケールは実際の変位)	• •	 • • • • •	107
図 3.2-5	観測点におけるベントナイト Ca 化率の初期の変化(~1000 年)	• • •	 	108
図 3.2-6	より強い連成に関するフローチャート		 	111
図 3.2-7	強連成のための解析体系 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		 	112
図 3.2-8	収束ループ内での収束		 	112
図 3.2-9	強連成解析の収束 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・		 	113

表目次

表 1.2-1	80 年間水道水に接触していたコンクリートの配合分析結果	16
表 1.2-2	C/S 比の関数として表現した Conditional な溶解平衡定数	20
表 1.3-1	各解析ケースで変更したパラメータ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	30
表 1.3-2	コンクリート鉱物の初期濃度	30
表 1.3-3	ベントナイト鉱物の初期濃度	30
表 1.3-4	鉱物の初期濃度	36
表 2.1-1	標準圧密試験の試験ケース	48
表 2.1-2	解析用物性値(Na 型ベントナイト初期膨潤 0%)	50
表 2.2-1	緩衝材・埋戻材の解析用物性値・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	62
表 2.2-2	解析ステップとセメント系材料の解析用物性値	63
表 2.3-1	解析ケース・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	79
表 2.4-1	ベントナイト系材料の力学パラメータと化学的変遷指標との関係 ・・・・・・・・	84
表 2.4-2	セメント系材料の力学物性	85
表 2.5-1	解析ステップ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	88
表 2.5-2	解析用物性値(初期地圧・初期膨潤圧計算[1・2STEP])・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	90
表 2.5-3	解析用初期物性値(化学的変遷に伴う力学挙動解析[3~8STEP]) ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	90
表 2.5-4	緩衝材、埋戻材の透水係数・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	91
表 2.5-5	セメント系材料の透水係数	91
表 3.1-1	弱連成解析と強連成解析の特徴	99

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、バリア材料の劣化による透水係数の把握の重要性が示された(大井ほ か,2002)。

そのため、今後、処分システム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、吸着等の核種の移行に係る現象 / パラメ ータを精度よく収集することに加えて、セメント系材料からの浸出液や硝 酸塩によるバリア材料の変質、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処分場およびその近傍 (ニアフィールド)の水理場の長期変遷を精度よく予測評価することが必 要である。このようなニアフィールドの水理場の長期変遷を精度よく予測 評価するために必要と考えられる研究項目を図-1に示す。

本研究は、上記研究項目のうち、図-1の に相当するもので、ニアフィ ールドの水理場の長期的変遷評価システムを構築することを目的とし、平 成13年度より4ヵ年計画で研究を開始した。昨年度は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全体シ ステムの基本仕様に関する検討を実施し、各モデルの開発方針やシステム の基本構成等を示した。

本年度はそれらの方針に基づき、化学的変遷評価システムについては、 セメント系材料、ベントナイト及び岩盤を対象とし、現象に関する不確実 性の程度に応じた解析手法の分類と解析手法の検討を行うとともにその内 容を明確化する。さらに、サイクル機構等が実施する実験結果等をレビュ ーし、それらの情報に基づき、現象モデルの高度化を図り、化学的変遷を 表現する多成分反応移動モデルの開発を行い、水理解析モデルと連成させ たシステムの構築を行う。

力学的変遷評価システムについては、ベントナイトの膨潤挙動を評価し うる構成モデル及びセメントや岩盤の力学挙動モデルをそれらの相互作用 を考慮しながら開発 / 検討することによりシステムの構築を試みる。

化学 / 力学システムを統合した全体システムについては、昨年度の研究 でほぼ確立されたイオン交換を中心とした化学 + 水理解析システム及び関 ロ・太田モデルに基づく力学解析システムを統合したプロトタイプシステ ムを構築し、連成解析システムの基礎的検討を行う。 また、上記の検討等により得られたセメント系材料、ベントナイト及び 岩盤から構成される全体システムに係わる個々のモデル/関係式/入力情 報及びそれらの取得に必要な研究・実験項目等の開発要素を既存の実験結 果等の知見を参考に整理・まとめる。



図 1 ニアフィールドの水理場の長期的変遷評価システムの開発に必要な 研究項目

1. 化学的変遷挙動評価システムに関する検討

1.1 システム構築に考慮すべき現象の分類と方法論に関する検討

昨年度実施した文献調査等により、ニアフィールド水理場の長期的変遷に 関して重要性の高いセメント系材料及びベントナイト系材料の化学的変遷に 係る現象を抽出した。

ここでは、これらの現象について再整理および再検討を行い、現状では必要な知見の得られていない現象について、将来得られる見通しのある現象と 本質的に得ることの困難な現象とに分類する。将来知見を得る見通しのある 現象については、そのための実験的アプローチ及び解析における取り扱い方 法を提案する。また、「現象解析モデルの定式化」など、システム化に向けた 方法論を明確にする。

一方、将来的にも必要な知見を得ることが難しいと考えられる現象につい ては、実験結果との比較検討やナチュラルアナログの知見を用い、モデルの 選択肢を絞り込むための検討を行う。また、本質的な困難を伴う現象につい ては「what if 解析」等も含めた対処方法を検討する。岩盤に関しては、文 献調査等により、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必 要となる化学的変遷に関する現象を抽出し、基本仕様について検討する。

1.1.1 ニアフィールド水理場の変遷に関係する化学・力学及び水理学的プロ セスの相関

1.1 で記述した目的を達成させるために、まず、TRU 廃棄物処分システム におけるコンクリート劣化およびベントナイト劣化において、化学的変遷に 関連する多様なプロセスに関するモデルオプションやデータを体系的に整理 し、蓋然性の高い選択肢を抽出することが求められる。そのために、ここで は、コンクリート劣化およびベントナイト劣化がシステムの性能評価上、ど のような影響を与えるかを体系的に整理するために、ニアフィールド水理場 の変遷に関係する化学・力学及び水理学的プロセスの相関関係をインフルエ ンスダイアグラムとして整理する。なお、昨年度は母岩の劣化については取 り込まれていなかったが、本年度はこの事象も考慮してモデル化を行うこと から、母岩の劣化について各プロセスの抽出およびプロセスの整理を行った。

整理にあたっては、まずは、昨年度作成した TRU 廃棄物処分システムの 劣化に関する Features, Events and Processes(FEP)リストを参考および見 直し、さらに母岩の劣化に関する項目についても考察を行った。

また、プロセス同士の相関関係の整理は、これまでの知見をもとにして、 インフルエンスダイアグラムを用いて行った。 図 1.1-1 に、各プロセス間での相関関係を示すインフルエンスダイアグラ ムを示す。図中の青い矢印はプロセスの抑制を、赤い矢印は促進を示す。

インフルエンスダイアグラムが示すように、TRU 廃棄物処分システムにお ける人工バリア材料の劣化に関わる様々な現象は、水理、化学、および力学 的なプロセスが双方向にカップリングされた現象であることが分かる。この ことから、プロセスとこれらの間の相互作用の総体が劣化に寄与するものと 考えられる。この連成系の特徴は、幾つかの正のフィードバック機構が含ま れていることであり、劣化が進むにつれて、その進展は自己励起的に加速す ることとなる。

このフィードバックを無視すると非保守側の評価につながり得る。他方、 各バリア材の一部特性(例えば透水係数)を予め劣化させて化学変質を解析 することは過度に保守的な評価となってしまう。このことからも、本システ ムを連成系として解析することの必要性は明らかである。



図 1.1-1 TRU 廃棄物処分システムの劣化に関係する化学・力学及び水理学 的プロセスの相関関係

(図中の青色は抑制を、赤色は促進を示し、赤枠は水理場的バリア機能に関 する指標を示す。) この相関関係に含まれるプロセスのうち、水理学的バリア機能に関する指標と成り得る現象としては、以下の4つが考えられる。

- ・母岩拡散性・透水性増大
- ・ベントナイト拡散性・透水性増大
- ・ニアフィールド地下水流量増大
- ・コンクリート拡散性・透水性増大

ニアフィールドでは、化学・力学および水理学的なプロセスが複雑に相関 しあい、バリア機能の低下を引き起こすが、水理学的なバリア機能を評価す る場合には、上記した4つの現象から判断することが望ましいと考えられる。 1.1.2 各プロセスに関する知見の整理

図 1.1-1 に示した劣化に関係するプロセスの相関関係については、これま での様々な知見をもとにして構築されている。また、それぞれのプロセスに 関する知見レベルは異なり、各プロセスは不確実性を含有している。従って、 プロセスの相関関係に従って、各プロセスに含まれる不確実性も伝播してい くことなる。以下に、各プロセスについての知見を幾つか示す。

- (1) コンクリート劣化について
- (i) コンクリート劣化による処分場内の pH の時間変化

Atkinson モデルによれば(Atkinson,1985)、ナトリウムおよびカリウムが 処分場から完全に無くなるまでに、8.5×10³年程度を有すると推測され、この 期間内の pH は 13 程度で推移し、その後は、カルシウムの溶解が pH を制御 することになる。既往の実験データを用いると、液相濃度を、セメント内の 異なるカルシウム濃度に対して決定することができる。その後の pH は、セ メント内の Ca/Si 比が 1.7 以上に相当する Ca(OH)²相によって支配され、こ の状態の pH が 12.5 で 2.5×10⁵年間続くと計算される。pH が 12.5 から 10.5 に低下する際、Ca/Si 比が 0.8 と 1.7 の間に相当する CSH 相によって pH は 支配され、この期間は、4×10⁶年続くと計算できる。この後、セメントの Ca/Si 比が 0.8 以下に低下し、最後に、残存した CSH ゲル相が処分場から取り除 かれる。この期間は比較的短い期間だけ持続し、このことによって pH は 8 程度まで低下する。

(ii) コンクリートの固相溶解モデル

Berner (Berner, 1987)は、地下水との反応量の関数として pH と溶解生成 物を取り扱うことにより、実際のコンクリートの固相溶解をモデル化するこ とを試みている。ここでは、Berner によって提案されたモデルでは、測定結 果と計算結果の両者は非常に良く一致している。

(iii) 熱力学を用いたより厳密な固相溶解モデル

Bernerモデルは、実験結果を基にして経験的に得られたものであり、理論的 な裏づけが不明確である。このことから、熱力学に根ざした幾つかの固相溶解 モデルが提案されている。 (2) ベントナイト劣化について

コンクリート反応水との反応によるベントナイトの劣化機構としては、イオン交換反応、モンモリロナイト等の初生鉱物の溶解、そして CSH ゲルや ゼオライトといった二次鉱物の沈殿が挙げられる。ここでは、ベントナイト の劣化を、イオン交換反応によるものと、それ以外によるものに分けて記述 する。

(i) イオン交換反応によるベントナイトの劣化

図 1.1-2 に乾燥密度を変化させたナトリウム型、およびカルシウム型ベン トナイトの透水係数をまとめる。図が示すように、乾燥密度が 1.5×10³kg/m³ 以下の場合には、カルシウム型ベントナイトの透水係数はナトリウム型より も大きくなる傾向がある。



図 1.1-2 ベントナイトの透水係数と密度の関係(前田ら、1998)

しかしながら、乾燥密度が 1.5×10³kg/m³ 以上では、両者に大きな違いは 認められず、カルシウム化が進んでも顕著な透水性の低下には繋がらない可 能性を示唆している。

(ii) イオン交換以外の反応によるベントナイトの劣化

・ モンモリロナイトの溶解(平衡論)

粘土の主要な成分であるアルミノ珪酸塩の溶解を考える上では、まず、対応する珪素及びアルミニウムの液相中での分種化を知ることが必要である。

中性近傍の pH では、珪素は H₄SiO₄ として存在するが、pH>10 では H₃SiO₄⁻ や H₂SiO₄² といった化学種が支配的となる。また、 同様に、 高 pH 条件では Al³⁺に代わって Al(OH)₄ が支配的となる。

H₂SiO₄²⁻と Al(OH)₄・とがそれぞれ支配的となる高アルカリプルームとの反応では、緩衝材主成分のナトリウム型モンモリロナイトは次のように変化することとなる。

・モンモリロナイトの溶解(速度論)

上記の緩衝性に関する議論は、平衡論の立場にたつものであるが、実際に は速度論的な側面も考慮する必要がある。鉱物の溶解について一般的に用い られる遷移状態理論に基づくモデルが提案されており、モンモリロナイトの 溶解反応速度定数 *k* については 10^{-14.7} というデータが得られている(Cama and Ayora, 1998)。また、Cama はまたは実験結果を説明するための非線形 な経験式として、反応速度を

$$Ak(1 - \exp(-6 \times 10^{-10} (\log(Q/K))^6)) \{10^{-8.8}/[H^+]\}^n$$
(1.1-1)

と表している(Cama et al,2000)。但し、ここで、A;反応に寄与する鉱物 表面積、k;溶解反応速度定数、Q;溶解度積 K;平衡定数、n;定数である。

また、Huertas らは、最近、高 pH 領域においてモンモリロナイトが溶解 する振る舞いについて研究を行い(Huertas et al., 2001)、pH が 8.8 以上にな ると、反応速度は以下の式に従うことを報告している。

$$10^{-17.1} [H^+]^{-0.34} \tag{1.1-2}$$

・二次鉱物の沈殿

コンクリート反応水と粘土あるいは母岩との反応に伴う二次鉱物の沈殿は、 温度及び液相側の組成に強く依存する。液相側の組成としては、アルミニウ ム及び珪素に加えて、水素、ナトリウム、カルシウム、カリウム及び硫酸基 濃度が重要である。このため、コンクリート反応水組成の時間的変遷を反映 して、沈殿する二次鉱物の種類も時間とともに変化する可能性があるものと 考えられる。また、処分環境が比較的低温であるため、沈殿する二次鉱物は アモルファスや結晶性の低いものである可能性が高い。これらの準安定な鉱 物は時間の経過とともに熱力学的により安定な結晶質のものへと変化してい く可能性があるが、結晶質を基本とした既往の熱力学データベース及び速度 論データの直接的な適用性には疑問が残されている。 1.1.3 コンクリート反応によるニアフィールド化学的変遷挙動の概要

前節に述べた種々のプロセスのうち、特に、化学的変遷挙動に焦点をあて、 各バリア材の変質がある程度進んだ状況での鉱物組成分析を概念的にまとめ たものが図 1.1-3 である。ここでは、内側のコンクリート材料の一部でポー トランダイト成分が残留しており、pH も強アルカリ性が保たれている状況 を想定している。また、その外側には、ポルトランダイトは溶失しているが CaSiO4 成分が残っている領域(Ca欠乏層)が存在し、ここでは pH が若干 低下している。また、外側の支保部ではコンクリートは、移流によって完全 に溶失している状態を想定している。ベントナイトの主成分であるモンモリ ロナイトは、高い pH のために、コンクリート境界付近で溶失しており、そ の代わりに、二次鉱物が沈殿している。二次鉱物は、pH のプロファイルと 整合的な系列を作り、pHの高い境界面近くでは CSH 系の鉱物が生成し、そ の隣りにある pH のやや低い領域では、ゼオライトや CASH で沈殿するもの と考えられる。ベントナイトやコンクリートの変質が経時的に鈍化するのか、 あるいは変質が継続的に生ずるのかは、これらの二次鉱物層が力学、化学的 に安定に存在し、空隙を閉塞するような緻密なものとなるか否かに依存する こととなる。更に、この二次鉱物層の隣りには、モンモリロナイトの残留し ている領域が存在するが、この部分でも、コンクリートから溶出した Ca に よるイオン交換が進み、ほとんどがCa型に変化しているものと考えられる。 Caは、二次鉱物に取り込まれるものであることから、イオン交換の進展は二 次鉱物の生成によって遅延されることとなる。



図 1.1-3 改良 Sharp front モデルを用いた場合の現象解析モデルと システム評価モデルの関係

1.1.4 コンクリート影響を考慮した場合のニアフィールド水理に関する性 能評価上の要件の整理とサクセスツリー

ニアフィールド水理場の変遷に関係する化学・力学及び水理学的プロセス の相関関係のうち、水理学的バリア機能に関する指標と成り得る現象として は、以下の4つが考えられる。

・母岩拡散性・透水性増大

・ベントナイト拡散性・透水性増大

- ・ニアフィールド地下水流量増大
- ・コンクリート拡散性・透水性増大

このうち、コンクリートは早期に劣化し、拡散性や透水性が増大すること は避けられないと考えられる。従って、このことが安全性に重大は影響を与 えないような設計を行うことが重要である。一方、コンクリート影響によっ て生じる他の3つの指標は、長期安全性を検討する場合には非常に重要な要 因となる。

このように考えた場合、コンクリート影響を考慮した場合のニアフィール ド水理に関して、性能評価上の要件として、評価上の重要核種である C-14 や I-129 が崩壊あるいは放出によって枯渇するまでの期間(~10 万年)、以 下の条件が担保されることが求められる。

・緩衝材が止水性を保持し、人工バリア内部が拡散支配となること

・人工バリア中核種移行の外側境界条件となる EDZ 中の地下水流量が顕著 に増加しないこと

・天然バリア中の核種移行時間が顕著に短縮されないこと*

(* 吸着は考慮しない)

上に挙げた3つの要件がどのようにすれば満たされるのかを整理するため に、要件を満たすために必要と考えられるそれぞれの事象を論理的にたどり、 ニアフィールド領域内でどのような事象が、どのように組み合わされば、そ れぞれの要件が満足されるかを整理する。ここで、要件を満たすための各事 象を組み合わせて表現するツリーを「サクセスツリー」と呼ぶ。

図 1.1-4 に、緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるため のサクセスツリーを示す。



図 1.1-4 緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセスツリー

- 12 -

J NN (T JI84804002020300350

図 1.1-4 に示した、緩衝材が止水性を保持し、人工バリア内部が拡散支配 となるためのサクセスツリーについて見てみると、例えば、コンクリートの 使用量がベントナイト量に比べて多く、また反応速度および物質移動速度い ずれも高く、更に緩衝材の全域でモンモリロナイトが溶解したとしても、そ の結果生成される変質層(二次鉱物)が十分な強度及び止水性を保っていれ ば、人工バリア内部が拡散支配となることが担保されると考えられる。従っ て、このような状況を想定した場合には、モンモリロナイトの溶解によって 生成される二次鉱物の強度や止水性についてより知見を得ることが重要であ り、例えば、通水試験などにより変質によって透水性が上昇しないことを示 すことなどが大切となる。

同様に、例え緩衝材の一部でモンモリロナイトが残留したとしても、その 残留部全域でイオン交換が進展し、かつコンクリートが全て劣化すれば、人 エバリア内部の拡散支配が維持できなくなってしまう可能性もある。しかし ながら、このような場合でも、Ca化したベントナイトが十分な膨潤性・強度 を示し、止水性が保たれれば、拡散支配が維持できることが主張できる。そ のためにも、力学解析などによる Ca化したベントナイトの止水性について より詳細に検討することは重要である。

このように、求められる要件を満足するために、処分環境で実際に発生す ることが求められる事象がサクセスツリー上に表現されており、このことを 基にして、今後の研究課題を整理することができる。 1.1.5 各要件に関する研究課題の整理

ここでは、図 1.1-4 に示した各サクセスツリーをもとに、それぞれの要件 に関する、研究課題と課題に関する現在の知見レベル、期待される成果の概 要、見通し、および位置づけを整理する。

サクセスツリーで整理された各要件に関する研究課題は以下の通りである。

緩衝材の止水性に関する研究課題

- ・コンクリート使用量を制限した支保設計によるベントナイト溶解量の低減
- ・低 pH コンクリートの使用によるベントナイト溶解の回避
- ・ コンクリート劣化が時間とともに鈍化することの確認
- 多成分反応移動モデル(速度論)を用いた解析によるモンモリロナイトが
 残留することの確認
- ・ 多成分反応移動モデル(平衡論)を用いた解析によるモンモリロナイトが
 残留することの確認
- ・ 多成分反応移動モデル(平衡論)を用いた解析によるイオン交換が一部し か進展しないことの確認
- ・ 化学解析と連成した力学解析 A(モンモリロナイト残留部の Ca / Na 比分 布を考慮)によるモンモリロナイト残留部の健全性の確認
- ・ 化学解析と連成した力学解析 B(モンモリロナイト残留部は初期から全域 で Ca 型化を考慮)によるモンモリロナイト残留部の健全性の確認
- ・ 力学解析によるモンモリロナイト残留部の健全性の確認
- モンモリロナイトが全て溶解しても透水性が上昇しないことを通水試験
 により示す

EDZ中の地下水流量に関する研究課題

- ・コンクリート使用量を制限した支保設計によるベントナイト溶解量の低減
- ・ 低 pH コンクリートの使用によるベントナイト溶解の回避
- ・ コンクリート劣化が時間とともに鈍化することの確認
- ・ 多成分反応移動モデル(速度論)を用いた解析による母岩溶解量が小さい ことの確認
- ・ 軸対称 1D 水理解析モデルによる EDZ 流量が顕著に増加しないことの確認
- ・ 二次元の多成分反応移動解析と強連成した水理解析により高透水部の存

在や fingering による支配的流路の形成が EDZ 内の総流量を大きく増大 させないことを示す

・母岩が変質しても透水性が上昇しないことを通水試験により示す

天然バリア中核種移行に関する研究課題

- ・ 多成分反応移動解析(速度論、二次元)による高透水部や亀裂では流速が 速いために母岩がほとんど溶解しないことの確認
- ・ 多成分反応移動モデル(速度論)を用いた解析による母岩溶解量が小さい
 ことの確認
- ・ 多成分反応移動モデル(速度論、一次元、二重空隙)を用いた解析による マトリクス拡散を阻害するような二次鉱物のコーティングが広がらない ことの確認
- ・母岩が変質しても高透水部や亀裂の透水性が上昇しないことを通水試験
 により示す。

1.1.6 岩盤のニアフィールド化学的変遷挙動に関する知見の整理

岩盤(凝灰岩)のニアフィールド化学的変遷に関する現象はアルカリ溶液 による岩盤の変質であり、長期的変遷評価システム構築に必要な凝灰岩の組 成及び一連の反応系について考察する。

(1) 組成

凝灰岩の鉱物組成を正確に知ることは困難であるので、special reactant として扱うか、あるいは鉱物分析によって含有量を決定する。鉱物分析によ り凝灰岩に含まれると想定される鉱物はガラス、モンモリロナイト、Epidote、 水晶、Clinoptilolite、Plagioclase などである。凝灰岩の場合、鉱物分析の 結果においてもガラス成分が主成分となるため、special reactant として解 析を行うのが一般的である。

(2) 反応系

凝灰岩の反応系は Tuff、ガラスなどの溶解をもとに構成することができる。 また、平衡定数などは EQ3/6 に与えられている。 1.2 現象解析モデルの構築

性能評価を目的として、水理場の長期的安定性に関する保守的下限を見出 すためには、不確実な因子について保守的な簡単化を行ったシステム評価モ デルが必要となる一方、関連する各分野での先端的知見との整合性を確保す るためには、不確実性に対する現状での最尤の知見を取り入れた現象解析モ デルも必要である。

核燃料サイクル開発機構(核燃料サイクル開発機構、2002)ではベントナ イト及びコンクリートの溶解・変質等についての現象解析モデルを構築して いる。本研究では、実験や解析あるいはナチュラルアナログ等の知見も取り 入れ、既往の現象解析モデルの高度化を行った。

1.2.1 現象解析モデルに新たに取り入れた知見

(1) 施工後 80 年経過した浄水場施設のコンクリートを用いたナチュラルア ナログ例

大西らは、人工バリア材の長期性能評価に関する研究の一環として、80年間水道水に接触した浄水場施設のコンクリートからの Ca²⁺の浸出挙動やコンクリートの変質を調査した(大西ら、2002)。

表 1.2-1 に分析に用いられたコンクリートの配合分析結果を示す。この分 析結果から、このコンクリート配合が比較的近年のコンクリートに近いこと が分かる。

表 1.2-1 80 年間水道水に接触していたコンクリートの配合分析結果

単位水量	単位セメント量	単位骨材量	W/C
W(kg/m ³)	C(kg/m ³)	(kg/m ³)	(%)
164	341	1889	48.2

コンクリート表面における EPMA よりモルタル部分には空隙が多く存在 し、Ca元素濃度が非常に低く、コンクリート部分にはモルタル境界から深さ 5mm程度の範囲まで、Ca元素の希薄境域が認められる。また、モルタルと コンクリート境界には Ca元素の濃縮部分が認められ、SEM 観察の結果、 CaCO3の結晶が認められた。

これらの分析により、モルタル部は Ca 濃度が低下しており、空隙率が大きくなること、およびコンクリートは境界近傍において Ca 欠乏層が見られ

るがその背後に緻密な方解石層が存在し、ここでの物質移動が律速となって 変質を鈍化させている可能性があることが明らかになった。

(2) コンクリート通水試験による透水係数の変遷挙動および解析的な検討

(i) コンクリート通水試験

W.Pfingsten は(W.Pfingsten、2002)、コンクリートの透水性について実験的に明らかにするために、コンクリートの通水試験を行った。その試験結果を図 1.2-1 に示す。



図 1.2-1 コンクリート通水試験結果(W.Pfingsten、2002)

図からも明らかなように、コンクリート通水試験における透水係数の変遷 挙動は通水液中の炭酸濃度によって大きく異なることが本研究を通じて明ら かになった。

(ii) 解析的な検討

本研究では、水理・物質移動・化学連成解析についても検討されている。 固相における化学反応として設定された反応のうち、平衡定数がカルシウム とシリカの比(C/S)に依存する場合、平衡定数は、昨年度も解析に用いた Berner モデルに基づいて決定した。

また、解析に必要な透水係数の空隙率依存性は、Kozeny-Carman の式を用 いて推定し(W.Pfingsten,1998、NAGRA,1993)、実効拡散係数の空隙率を 用いて推定し(W.Pfingsten,1998、NAGRA,1993)、実効拡散係数の空隙率 依存性は拡散試験結果とArchieの法則から推定されている。

以上のような入力データを用いて、水理・物質移動・化学連成解析が行われている。図 1.2-2 に、一次元モデルにおける境界条件の影響について検討 された結果を示す。



図 1.2-2 一次元モデルを用いた境界条件の影響についての検討結果 (2000 年後の解析結果例)

図が示すように、岩石とコンクリート境界の位置の変化に応じて、それぞれ の物性値は異なる振る舞いを示す。例えば、空隙率は距離に対する分布の振 る舞い自体が異なり、また、大西らの研究(大西ら、2002)で確認された CaCO3の濃度は、岩石・コンクリート境界の場所に依存することが分かる。 次に、二次元解析結果の例を示す。母岩及びコンクリートの初期透水係数 が 10⁻¹²m/s の場合の解析結果では、コンクリート界面における方解石の沈殿 によって空隙率は 0 近傍にまで低下し、物質移動が律速となって劣化が鈍化 していることが分かる。

また、母岩とコンクリートの反応によって生成される鉱物の振る舞いは、 時間や初期条件(透水係数等)によっても異なり、空隙率にも影響を与える ことが明らかになった。空隙率が変化することから、周辺の地下水流動にも 影響を与えることが十分に考えられる。さらに、空隙率の変化も考慮した地 下水流動解析の結果より、拡散支配の場合、固相の溶解・沈殿に伴う空隙率 変化がもたらす流動を無視できない可能性があることが分った。

(3) CSH ゲルの溶解・沈殿モデル

CSH単一の系における溶解挙動のみを再現するモデルは Berner あるいは Borjesson 等によって開発されているが、これらのモデルは、沈殿挙動や他 の鉱物が共存している場合の挙動については未検証である。(ベントナイト部 分で設定する二次鉱物の選択によっては、これらのモデルは成立せず、例え ばトバモライトを選んだ場合には CSH 固溶体の一部の成分がほとんど瞬時 に溶解してトバモライトに変化してしまう(昨年度の解析例))。

杉山らは、セメント水和物の溶解による化学的変質を構成物質の沈殿現象 まで含めて評価できる、CSH ゲルの溶解沈殿モデルを提案している(杉山他、 2001)。このモデルは、CSH を Ca(OH)2 と SiO2の固溶体として表現し、C/S 比に応じて平衡定数を変化させるものである(Guggenheim の Mixing model)。

表 1.2-2 に、CSH ゲルの溶解度計算に用いた、C/S 比の関数として表現した Conditional な溶解平衡定数を示す。

Ca/Si ratio	Conditional log K _i
0 < Ca/Si 0.461	$\begin{split} \log K_{c} &= \\ & \frac{\left(Ca/Si\right)}{1+\left(Ca/Si\right)} \cdot \log K_{c0} - \frac{\left(Ca/Si\right)}{1+\left(Ca/Si\right)} \cdot \log \left(\frac{\left(Ca/Si\right)}{1+\left(Ca/Si\right)}\right) \\ & + \left[\frac{\left(Ca/Si\right)}{\left\{1+\left(Ca/Si\right)\}^{2}}\right] \cdot \left[37.019 + 36.724 \cdot \left\{\frac{\left(Ca/Si\right)-1}{1+\left(Ca/Si\right)}\right\} + 164.17 \cdot \left\{\frac{\left(Ca/Si\right)}{1+\left(Ca/Si\right)}\right\} \right] \cdot \left[37.019 + 36.724 \cdot \left\{\frac{\left(Ca/Si\right)-1}{1+\left(Ca/Si\right)}\right\} + 164.17 \cdot \left\{$
0.461 < Ca/Si 0.833	
0.833 < Ca/Si 1.755	$\log K_{s} = \frac{1}{1 + (Ca/Si)} \cdot \log K_{s0} - \frac{1}{1 + (Ca/Si)} \cdot \log \left(\frac{1}{1 + (Ca/Si)}\right) + \left[\frac{(Ca/Si)}{\{1 + (Ca/Si)\}^{2}}\right] \cdot \left[-18.623 + 57.754 \cdot \left\{\frac{1 - (Ca/Si)}{1 + (Ca/Si)}\right\} - 58.241 \cdot \left\{\frac{1 - (Ca/Si)}{1 + (Ca/Si)}\right\}\right] - 58.241 \cdot \left\{\frac{1 - (Ca/Si)}{1 + (Ca/Si)}\right\}$
1.755 < Ca/Si	

表 1.2-2 C/S 比の関数として表現した Conditional な溶解平衡定数

(HATCHES Ver. NEA11^[22]) (HATCHES Ver. NEA11^[22]) $\frac{(Ca/Si)}{1+(Ca/Si)} \cdot \log K_{c0} - \frac{(Ca/Si)}{1+(Ca/Si)} \cdot \log \left(\frac{(Ca/Si)}{1+(Ca/Si)}\right)$

杉山らは、このモデルを CSH ゲルの溶解試験、CSH ゲルに水酸化カルシ ウム溶液を加えた場合の沈殿試験、CSH ゲルとエトリンガイトの共存試験、 にそれぞれ適用し、実験結果と比較している。計算結果は実験結果はよく再 現しており、本モデルが CSH ゲルの溶解のみならず沈殿反応をも取り扱え ることが分かる。 また、TRU廃棄物処分における候補材料である普通ポルトランドセメント 水和物を鉱物の混合物と考え、その溶解変質について本モデルを適用した結 果、従来のモデルよりも実験結果をよく再現できた。

1.2.2 現象解析モデル高度化のポイント

以上のような知見を考慮して高度化された現象解析モデルのポイントを以 下にまとめる。

- ・ 固相の溶解・沈殿に伴う空隙率変化による透水係数及び実効拡散係数の変 化を、それぞれ、Kozeny-Carmanの式、及び Archie の式を用いて表現 することにより、水理・物質移動と化学反応の解析を連成する。
- ただし、空隙率が0に漸近するというような非現実的な状況(空隙率0の 方解石を作ることはできるのか?)を避けるためには、この連成は、最終 的には力学解析とも連成する必要がある(システム評価モデル)。
- 一次元体系の解析では、現実的な体系における空隙率分布とその変化を表現できない可能性があるため、二次元の解析を可能とすることが必要。このためには、解析の高速化が不可欠である。
- ・低流速の条件では、空隙率変化に伴い発生する流れを無視できない可能性 がある。
- ベントナイト コンクリート界面(つまりコンクリート単一ではない系)
 における溶解・沈殿挙動を表現するために、Berner や Borjesson のモデ
 ルに加えて杉山他のモデルを使用できるように拡張する。
1.3 化学・水理変遷挙動評価システムの構築とモデルの検証

1.3.1 システムの概要

核燃料サイクル開発機構(核燃料サイクル開発機構、2002)では Treasure (化学及び移流・拡散による物質移行を強連成で解析するツール)を用いた ー次元解析が実施されているが、一次元 30 節点モデルで 100 万年のシミュ レーションを行うのに約 24 時間の計算時間を要するという問題点があった。 本研究では既往の解析システムを新たに作りなおして、実用的に二次元モデ ルの解析を実施できるシステムを開発することを目的とする。

計算時間が非常に大きくなる理由として、次の二つの要因がある。

反応速度が極めて大きい鉱物が存在する場合、タイムステップが極めて短 くなる。

初期状態(コンクリート中の pH=8.5、ベントナイト中の pH=8.4)において、Calcite や Portranditeのように反応速度が極めて大きい鉱物が存在し、 このため極端にタイムステップを短くする必要が生じている。

ー定精度で解を求めるため、鉱物枯渇時にタイムステップが極端に短くな る。

固相の表面積は固相の残存量がある一定値以下の場合、一定とするので(残存量が0のとき表面積を0とすると反応速度が0となり、固相が沈殿しないため)、固相が消失するとき、表面積と質量の関係が比例関係になく、単位質量あたりの反応速度が無限大に発散し、このため常微分方程式の求解が極めて困難になる。

本年度開発するシステムではこれらの問題点を解決するために、以下の手 法を適用することを考える。

オペレータスピリッティング法による連成

各節点における「化学反応」と「移流・分散」を独立に定式化することに よって、常微分方程式の求解における困難な点を「化学反応」の計算に集 約する。

常微分方程式の陽解法による求解

「移流・分散」の影響に比べて十分短いが、「化学反応」の観点からは長め のタイムステップを仮に設定して、各タイムステップにおいて、鉱物の反 応速度を計算して速度論的に計算する鉱物と瞬時平衡的に計算する鉱物に 分離する。さらに、速度論的に計算する鉱物の反応をタイムステップ内で 一定としても問題がない程度にタイムステップを設定する。

1.3.2 反応系

化学反応式を

$$aA + bB \Leftrightarrow cC + dD \tag{1.3-1}$$

とするとその平衡定数 Kは

$$K = \frac{[C]^{c}[D]^{d}}{[A]^{a}[B]^{b}}$$
(1.3-2)

で与えられる。ただし、[X]は X のモル濃度。ただし、H₂O 及び固相の濃度 は、原則として 1 とするので、例えば、

$$H_2 O \Leftrightarrow H^+ + O H^- \tag{1.3-3}$$

の平衡定数は

$$K_{H_2O} = \frac{[H^+][OH^-]}{[H_2O]} = [H^+][OH^-]$$
(1.3-4)

となる。鉱物の溶解及び沈殿については原則として反応速度則を考慮する。 速度論的沈殿溶解反応の反応速度 *R* は基本的には TST(Transition State Theory)

TST:
$$R = kA \left(\frac{Q}{K} - 1\right)$$
(1.3-5)

で記述される。ただし、 *k* は反応速度定数、*A* は沈殿物(鉱物)の表面積で ある。*Q* は

$$Q = \frac{[C(t)]^{c}[D(t)]^{d}}{[A(t)]^{a}[B(t)]^{b}}$$
(1.3-6)

であり、[*X*(*t*)]は時刻 *t* における *X*のモル濃度である。したがって、*Q*が平 衡定数 *K*よりも大きければ *R*>0 で沈殿を、小さければ *R*<0 で溶解を表す。 一部の鉱物の反応速度は TST を拡張した式(以下 NTST とよぶ)

NTST:
$$R = kA \left[\left(\frac{Q}{K} \right)^m - 1 \right]^n$$
(1.3-7)

あるいは pH 依存性を考慮して拡張した式(以下 NTSTPH とよぶ)

NTSTPH:
$$R = kA \left[H^+ \right]^p \left[\left(\frac{Q}{K} \right)^m - 1 \right]^n$$
 (1.3-8)

Montmorillonite*:
$$R = kA[H^+]^{-0.34} \left[exp\left(-6.0 \times 10^{-10} \times \left(log \frac{Q}{K} \right)^6 \right) - 1 \right]$$
 (1.3-9)

*(Cama, Ganor, Ayora and Lasaga, 2000)

などで与えられる。

1.3.3 アルゴリズム

図 1.3-1 に解析システムのフローを示す。



図 1.3-1 現象解析システムのフロー

各時間ステップで以下の計算を実施する

鉱物の反応速度の計算

全メッシュ点において全鉱物の反応速度を計算して、瞬時平衡として計算 する鉱物と速度論的に計算する鉱物に分類する。仮に設定した時間ステッ プ内では十分に反応速度が遅く一定であるとしてよい鉱物は反応速度論と して計算する鉱物に、仮に設定した時間ステップ内で平衡に達する鉱物は 瞬時平衡として計算する鉱物に分類する。反応速度論として計算する鉱物 の反応速度、液相化学種の濃度からタイムステップ内で反応速度を一定と して差し支えないタイムステップを設定する。

速度論による鉱物の計算

で速度論として計算する鉱物に分類した鉱物の溶解沈殿について反応量 を計算する。タイムステップ内では反応速度は一定とする。

液相化学種と瞬時平衡鉱物の計算

で瞬時平衡として計算する鉱物に分類した鉱物と液相化学種の計算を行う。このとき現れる高次の連立方程式は本システムのために開発した簡易 ソルバーにより解を求める。

透水係数及び拡散係数の計算

化学反応の計算結果より、各メッシュにおける、空隙率などを求めて、 透水係数及び拡散係数を計算する。

水理場の計算

で求めた透水係数をもとに水理場の計算を行う。

物質移動の計算

で求めた流速及び拡散係数より液相化学種の移動を計算する。

所定の期間のシミュレーションが完了するまで以上の計算を繰り返す。

1.3.4 解析結果

1.1.4節で提示したサクセスツリーの分岐の一部をシミュレートするため、 表 1.3-1 に示すケースについて解析を行った。解析で用いたパラメータは 1.3.2節で示したものを用い(表中では「標準」と記述)、各解析ケースにお いて赤字で記述したパラメータのみを変更した。解析モデルは図 1.3-2 に示 すように内側コンクリート、緩衝材、外側コンクリートを想定した一次元モ デルとした。コンクリート及びベントナイトの初期鉱物濃度を表 1.3-2 と表 1.3-3 にそれぞれ示す。内側コンクリートの初期の鉱物濃度は 4.6mの内径を 1.5m で表現しているため、4.6 / 1.5 倍している。設定は核燃料サイクル開発 機構(核燃料サイクル開発機構、2002)に準じたが、杉山モデルを適用する ため、CSH ゲルは Ca(OH)₂と SiO₂の 2 相とし、濃度は CS 比が整合するよ うに設定した。初期空隙率はコンクリート、ベントナイトともに 0.4 とした。 内側の境界条件は軸対象を想定しているためにノイマン境界(流速0)とし た。また、外側の境界条件は同じ廃棄体が並んでいることを想定して同じく ノイマン境界(流速0)とした。また、移流はないものとして、拡散のみを 考慮した。拡散係数はArchieの法則により空隙率に比例するものとした(形 状因子が空隙率の-2に設定)。

まず解析ケース1(すべて 1.3.2 節で示したパラメータ)における、H+、 Porlandite、CSH-Ca(OH)2、Ca-Montmorillonite、Na- Montmorillonite、 Quartz、Tobermoloteの濃度及び空隙率(porosity)の変化を図 1.3-3 に示 す。

解析ケース1ではコンクリート領域ではpHが12を超えるところまで上昇、 一方、ベントナイト領域では緩衝効果によりpHの上昇は9.5程度で止まる。 CSH-Ca(OH)2の溶解は急速に進むが、CSH-SiO2の溶解は小さい。 MontmorilloniteのCa化は急速に進展するが、総Montmorillonite量の変 化は小さい。これに対してQuartzの溶解は速く、すなわち優先的に溶解す る。また、コンクリートとベントナイトの境界部において二次鉱物のひとつ であるTobermoliteが沈殿するが、この解析ケースでは、二次鉱物の体積は 0としているため、空隙率に関しては鉱物の溶解により増加する一方である。

「緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセス ツリー」と対応付けると、

コンクリートの総量がベントナイトに比して少ない。

緩衝材の一部でモンモリトナイトが残留する。

モンモリトナイトの残留部の全域でイオン交換が進展する。

コンクリートがすべて劣化する。

Ca化したベントナイトが十分な膨潤性・強度により止水性を保つ。

緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となる。 とすることができる。

解析ケース 2 では、二次鉱物(Analcite、Gibbsite、Laumontite、Muscovite、 Tobermorite)の反応速度(生成速度)を0とした。ベントナイトの Ca 化は 初期において解析ケース1と同様に急速に進むが、その後、液相中の Ca²⁺ 及び SiO₂²⁻濃度が上昇して、二次鉱物により消費されないため、 CSH-Ca(OH)₂及び CSH-SiO₂の溶解が抑制され、これに伴いベントナイト及 び Quartz の溶解も抑制される。すなわち、鉱物の溶解は少ない。

「緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセス ツリー」と対応付けると、

コンクリートの総量がベントナイトに比して少ない。

緩衝材の一部でモンモリトナイトが残留する。

モンモリトナイトの残留部の全域でイオン交換が進展する。

コンクリートが一部しか劣化しない。

Ca化したベントナイトとコンクリートが十分な膨潤性・強度により止水性を保つ。

緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となる。

とすることができる。

解析ケース3では、MontmorilloniteのCa化による液相中のCa²⁺イオンの消費量を0.01年あたりCa²⁺イオン濃度の1%以下とした。ベントナイトの初期のCa化の進行が抑制されている。他の鉱物濃度の変化は解析ケース1とほぼ同様である。

「緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセス ツリー」と対応付けると、

コンクリートの総量がベントナイトに比して少ない。

緩衝材の一部でモンモリトナイトが残留する。

モンモリトナイトの残留部の一部でしかイオン交換が進展しない。

コンクリート劣化部や緩衝材・母岩変質層の変形に対して部分的に変質 したベントナイトが十分な強度・膨潤性により止水性を保つ。

緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となる。

とすることができる。

解析ケース4では、Montmorillonite 溶解速度を瞬時平衡とした。Quartzの 溶解が抑制されて、逆にベントナイト溶解が促進されている。

「緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセス ツリー」と対応付けると、Montmorilloniteが溶失して、止水性が失われる 傾向にあり、サクセスストーリに終着しない結果となる。

解析ケース5では、二次鉱物(Tobermotite のみ)の体積を 500 x 10⁻⁶ m³ / mol とした。既往の研究(核燃料サイクル開発機構、2002)では二次鉱物 の体積を計算中は考慮せず、沈殿量から解析後に空隙率を求めたが、ここで は沈殿による空隙の閉塞から、拡散係数の変化を求め、これに応じて解析中 の液相化学種の移動量の変化を計算している。初期の鉱物濃度の変化は解析 ケース1と同様であるが、二次鉱物(主に Tobermolite)の沈殿によって、 空隙率が減少してコンクリートの溶解が抑制される。やがて、完全に閉塞さ れると物質の移動が停止してコンクリートの溶解も停止する。

「緩衝材が止水性を保ち人工バリア内部が拡散支配となるためのサクセス ツリー」と対応付けると、「変質層(二次鉱物)が十分な強度及び止水性を保 つ」という結果に終着する傾向となる。



図 1.3-2 解析モデルの概念図

	解析ケース					
	1	2	3	4	5	
二次鉱物	插淮	0	抽 淮	插淮	插淮	
の沈殿速度	惊华 ⋃			行示午	侨产生	
Montmorillonite			Ca 化により消費さ			
の Ca 化速度	標準	標準	れる Ca ²⁺ を 1%以下	標準	標準	
			に制限			
Montmorillonite	插淮	插淮		恶吐亚海	抽 淮	
の溶解速度	惊华(惊华			哟 叶干 (男)	你示午	
Tobermolite	標準標準		插 淮	標準	500 x 10 ⁻⁶	
の体積			际件		m³/mol	

表 1.3-1 各解析ケースで変更したパラメータ

表 1.3-2 コンクリート鉱物の初期濃度

会亡 北加	初期濃度(mol / m³)			
ш д 1 7)	内側	外側		
CSH-Ca(OH)2	7973	2600		
CSH-SiO2	2827	922		
Brucite	696	227		
AFm	331	108		
Katoite	10	3		

表 1.3-3 ベントナイト鉱物の初期濃度

鉱物	初期濃度(mol / m³)		
Na-Montmorillonite	1180		
Ca-Montmorillonite	310		
Calcite	1354		
Quartz	15427		





(b)CSH-Ca(OH)₂濃度 図 1.3-3a 解析ケース1における変遷(1/5)





Quartz













図 1.3-3e 解析ケース1における変遷(5/5)

次に通水実験(核燃料サイクル開発機構、2002b)をシミュレーションした結果を示す。解析条件の設定は基本的には「標準」と同じとした。ただし、 二次鉱物は沈殿しないものとした。初期鉱物濃度はコンクリート組成の Ca と Si の濃度を整合するように、表 1.3-4 に示す通りとした。初期の透水係数 は OPC85 で 5.65 x 10⁻¹⁰ m /sec、OPC85 で 2.82 x 10⁻⁹ m /sec とした。透水 係数の変化は空隙率より Kozeny-Carman の式に基づき算出した。

解析モデルは長さ4 cm の一次元モデルとして、一定の流速を与えた。図 1.3-4 に OPC85 の溶解を鉱物濃度として表す。また、図 1.3-5 に透水係数を、 図 1.3-6 に流出水の pH の変化を示す。同様に、図 1.3-7 に OPC105 の溶解 を鉱物濃度として表す。また、図 1.3-8 に透水係数を、図 1.3-9 に流出水の pH の変化を示す。

表	1.3-4	鉱物の)初	期濃	[度

	Ca(OH) ₂	SiO ₂
OPC85	1.00 x 10 ⁴ mol / m ³	9.24 x 10 ³ mol / m ³
OPC105	8.60 x 10 ³ mol / m ³	7.89 x 10 ³ mol / m ³

今後の検討事項としては

本反応系モデルは長期的変遷のために設定したものであるため、短期試験 における KOH あるいは NaOH による高 pH は表現できていない。

空隙率と透水係数の関係を計算するのに Kozeny-Carman を用いているが、単位容積あたりの表面は一定としている。

などが挙げられる。





(b) SiO₂ 図 1.3-4 鉱物の濃度変化(OPC85)







図 1.3-6 H+濃度変化(OPC85)



(a) Ca(OH)₂



(b) SiO₂ 図 1.3-7 鉱物の濃度変化(OPC105)





図 1.3-9 H+濃度変化(OPC105)

2. 力学的変遷挙動評価システムに関する検討

本章では、TRU 廃棄物処分システムにおけるベントナイト系材料、及びセメント系 材料の化学的変質に伴う物理的特性の変化を考慮した力学的変遷挙動評価システムを 試作し、またそのシステムを用いて試解析を実施する。本システムでは、基本的にはベ ントナイト系材料(緩衝材/埋戻材)とセメント系材料(廃棄体/充填材/構造躯体/ 支保工[吹付コンクリート])を取扱うが、来年度以降岩盤の長期力学挙動の影響も考 慮できるように、これらの基本仕様についても検討を実施する(2.3)。具体的な検討項 目、手順は図 2-1 に示すとおりである。なお、本年度の研究においては「結晶質岩:深 度 500m:グループ1、2」の断面について考えるものとする。(図 2-2)



図 2.1 力学的変遷挙動評価システムに関する検討項目



図 2.2 検討対象断面(結晶質岩:深度 500m:グループ 1,2)

2.1 ベントナイトの膨潤挙動を考慮した弾(粘)塑性構成方程式の開発

2.1.1 地盤材料の構成方程式の現状

1970年代に盛んであった地盤材料の構成モデルの研究は、現在では地盤材料の持つ進行 的な破壊挙動、地震動などのくり返し負荷時の挙動など、これまで表現できなかったよう な複雑な挙動を表現できるまでに至っている。しかしながら、これはこれまでの地盤工学 で対象としてきた自然界に広く分布する地盤材料に限った話であり、ベントナイトのよう に自然堆積粘土などに比べ特異な性質を有する材料に関してはその限りではない。

ベントナイトは、その透水性の低さ、膨潤性(自己シール性)などから、汚染物質の外 部への遮蔽材としての利用が増えているが、既存の構成モデルではその膨潤性を表現する ことができないため、力学的検討は難しいのが現状である。

2.1.2 弾塑性構成方程式の導出

弾塑性力学に基づいて弾塑性体の構成方程式の構築をするためには、その降伏関数の定 義が重要となる。特に古典的な弾塑性構成方程式において、降伏関数を定義することと弾 塑性構成方程式を構築することはほぼ同意義である。

2.1.3 関ロ・太田モデルの降伏関数

昨年度の研究において、非線形膨潤挙動の取り入れ(モデルの拡張)の容易さ、必要な パラメータの物理的意味合いの明確さとそのデータ取得の容易さ、及び適用実績が多い等 の理由から、ベントナイトの構成方程式を構築するにあたっては、自然堆積粘土の構成方 程式として実績がある関口・太田モデル(Duncan, 1994)を援用・拡張するという方針を示 した。

関口・太田モデルの降伏関数は式(2.1-1)で示される。

$$f = MD \ln \frac{p'}{p'_0} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0$$
 (2.1-1)

2.1.4 関口・太田モデルの構成方程式

関口・太田モデルの構成方程式の導出を行う。 弾塑性体の降伏関数 *f*(σ'_{ii},*h*)の定義

$$f = MD \ln \frac{p'}{p'_0} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0$$
(2.1-1 再揭)

コンシステンシー条件: $\dot{f}(\sigma'_{ij},h)=0$

$$\dot{f}(\sigma'_{ij},h) = \frac{D}{p'} \left\{ \frac{\beta}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2\eta^*} \left(\eta_{ij} - \eta_{ij_0} \right) \right\} \dot{\sigma}'_{ij} - \dot{\varepsilon}_v^p = 0$$
(2.1-2)

- 43 -

直交則:
$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{\ p} = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}}$$

 $\dot{\varepsilon}_{ij}^{\ p} = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}} = \Lambda \frac{D}{p'} \left\{ \frac{\beta}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2\eta^*} (\eta_{ij} - \eta_{ij_0}) \right\}$ (2.1-3)

塑性乗数Λの算出

$$\Lambda = \frac{\left\{\frac{\beta}{3}\delta_{ij} + \frac{3}{2\eta^*} \left(\eta_{ij} - \eta_{ij}\right)\right\} \dot{\sigma}'_{ij}}{\beta}$$
(2.1-4)

全ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{e}$ と塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^{e}$ の線形和と仮定 $\dot{\epsilon}_{ij}$ = $\dot{\epsilon}^{e}_{ij}$ + $\dot{\epsilon}^{p}_{ij}$

$$\Lambda = \frac{\left\{\frac{\beta}{3}\delta_{ij} + \frac{3}{2\eta^{*}}(\eta_{ij} - \eta_{ij_{0}})\right\}D^{e}_{ijkl}}{\frac{D}{p'}\left\{\frac{\beta}{3}\delta_{ij} + \frac{3}{2\eta^{*}}(\eta_{ij} - \eta_{ij_{0}})\right\}D^{e}_{ijkl}\left\{\frac{\beta}{3}\delta_{kl} + \frac{3}{2\eta^{*}}(\eta_{kl} - \eta_{kl_{0}})\right\} + \beta}\dot{\varepsilon}_{kl}$$
(2.1-5)

弾塑性構成方程式の算出

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \begin{bmatrix} D^{e}_{ijkl} - \frac{\left\{\frac{3\tilde{G}}{\eta^{*}}\left(\eta_{ij} - \eta_{ij0}\right) + \tilde{K}\beta\delta_{ij}\right\}\left\{\frac{3\tilde{G}}{\eta^{*}}\left(\eta_{kl} - \eta_{kl0}\right) + \tilde{K}\beta\delta_{kl}\right\}}{3\tilde{G} + \tilde{K}\beta^{2} + \frac{p'}{D}\beta} \end{bmatrix} \dot{\varepsilon}_{kl} \qquad (2.1-6)$$

これが関口・太田モデルの構成方程式である。

2.1.5 ベントナイトへの膨潤挙動

これまで述べてきた関ロ・太田モデルは、自然堆積粘土を対象としたモデルである。この関ロ・太田モデルをベントナイトに適用する場合、自然堆積粘土とベントナイトの力学挙動の相違点を把握する必要がある。関ロ・太田モデルの構築の際に用いられた実験事実とベントナイトの実験結果を比較し、大きく異なる実験結果を摘出する必要がある。

そもそも放射性廃棄物の地層処分にベントナイトを用いる目的は、2.1-1 でも述べたよう に、その透水性の低さ、膨潤性にある。





 $\ln(OCR)$

図 2.1-1 ベントナイトの膨潤特性

図 2.1-2 想定する浸透膨潤と OCR の関係

透水性の低さは構成方程式に直接かかわらない(連成場でダルシー則で考慮)ため、ここ では膨潤性に着目する。図 2.1-1 に典型的なベントナイトの膨潤挙動を示す。ここでは、 先行圧密圧力 p'o(図中点O)まで圧密を行い、そこから除荷をする場合を考える。通常の 粘土であれば、図中点Aまで、ほぼ直線的に傾き で膨潤する。しかしながら、ベントナ イトは膨潤中に刻々と膨潤線の勾配を大きくさせながら点Bに至る事が知られている。こ れは、通常の粘性土では膨潤時に粘土粒子同士の隙間に水を取り込むが、ベントナイトは さらに粘土粒子を構成するスメクタイトの層間にまで水を取り込もうとするためである。 本研究では、両者を区別するために、スメクタイトの層間における膨潤を浸透膨潤と呼び、 通常の膨潤を力学的膨潤と呼ぶ事にする。ここで、膨潤時のベントナイトの体積変化は、

 $\dot{\varepsilon}^{e_{v}} = \dot{\varepsilon}^{e_{vs}} + \dot{\varepsilon}^{e_{vf}}$ (2.1-7) として、浸透膨潤による体積ひずみ $\dot{\varepsilon}^{e_{vs}}$ と力学的膨潤による体積ひずみ $\dot{\varepsilon}^{e_{vf}}$ の線形和で表 せると仮定する。このように仮定すると、図 2.1-1 に示した膨潤挙動の中で、浸透膨潤挙 動のみを分けて考えることができ、図 2.1-2 のように表すことができる。但し、図 2.1-2 の横軸は、図 2.1-1 の横軸 $\ln p'$ を先行圧密荷重 p'_{0} を用いて無次元化している。ここで注 意が必要なのは、膨潤とは除荷時に地盤材料が周囲の水を取り込みながら体積膨張する挙 動であり、膨潤時の挙動は弾性領域での挙動として取扱われるという点である。さらに、 *OCR* は過圧密比であり、次式で与えられる。

$$OCR = \frac{p'_0}{p'}$$
 (2.1-8)

図 2.1-2 に示すような浸透膨潤挙動を表す関数として、

$$e_{s} = \exp\{\xi(OCR - 1)\} - 1 \tag{2.1-9}$$

を用いる。ただし、e_sはスメクタイトの層間で定義される間隙比であり、ξは材料定数(以下、浸透膨潤パラメータと呼ぶ)である。この関数は唯一ではなく、図 2.1-2 に示す膨潤 挙動を表すことができる関数形は無限にあることに注意が必要である。この関数形のメリ ットは、指数関数であるため微分等の展開が比較的容易であり、また浸透膨潤を表す入力 パラメータが一つのみであるという点である。ここで、式(2.1-32)の物質時間微分を取ると、

$$\dot{e}_{s} = \{\xi(OCR-1)\} \exp\{\xi(OCR-1)\}$$
(2.1-10)

となる。ここで、式(2.1-8)を式(2.1-11)に代入すると、

$$\dot{e}_{s} = \left\{ \xi \left(\frac{P'_{0}}{P'} - 1 \right) \right\}^{\prime} \exp\left\{ \xi \left(OCR - 1 \right) \right\} = -\xi \frac{P'_{0}}{P'^{2}} \dot{P}' \exp\left\{ \xi \left(OCR - 1 \right) \right\}$$
(2.1-11)

を得る。さらに式(2.1-31)を式(2.1-34)に代入すると結局、

$$\dot{e}_{s} = -\frac{\dot{P}'}{P'}\xi(OCR)\exp\{\xi(OCR-1)\}$$
(2.1-12)

となる。ここで、 $\dot{\varepsilon}^{e}_{\nu s} = -\frac{\dot{e}_{s}}{1+e_{0}}$ (但し、圧縮正)であるから、式(2-1-12)は、

$$(\dot{\varepsilon}^{e}_{\nu s} = \frac{1}{(1+e_0)} \frac{\dot{P}}{P'} \xi(OCR) \exp\{\xi(OCR-1)\} = \frac{\kappa}{(1+e_0)} \frac{\dot{P}}{P'} \frac{\xi(OCR) \exp\{\xi(OCR-1)\}}{\kappa}$$
(2.1-13)

となる。体積弾性係数 K は、膨潤指数、先行時の間隙比 ea 平均有効主応力 pを用いて、

$$\widetilde{K} = \frac{1+e_0}{\kappa} P' \tag{2.1-14}$$

であるから、式(2.1-14)は、

$$\dot{\varepsilon}^{e}_{vs} = \frac{1}{\widetilde{K}} \dot{P}' \frac{\xi(OCR) \exp\{\xi(OCR-1)\}}{\kappa}$$
(2.1-15)

となる。さらに、力学的な膨潤による体積ひずみ速度は、

$$\dot{\varepsilon}^{e}{}_{vf} = \frac{\kappa}{1+e_0} \frac{\dot{p}'}{p'} = \frac{1}{\tilde{K}} \dot{p}'$$
(2.1-16)

であるから、式(2.1-7)に式(2.1-15)、(2.1-16)を代入してまとめると、

$$\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu} = \frac{\xi(OCR)\exp\{\xi(OCR-1)\} + \kappa}{\kappa} \frac{1}{\widetilde{K}}\dot{P}'$$
(2.1-17)

となる。

2.1.6 オリジナル関ロ・太田モデルの変更点

これまで述べてきた膨潤挙動は弾性域での挙動であり、通常、塑性は発生しない。言い 換えれば、膨潤時には応力点が降伏曲面に達し得ないため、関口・太田モデルでベントナイ トの膨潤挙動を表現しようとしても、結局、弾性剛性テンソルのみを変更することになる。 式(2.1-8)と式(2.1-40)を比較すると、オリジナルの関口・太田モデルの体積弾性係数 \tilde{K} を浸 透膨潤を考慮した体積弾性係数 \tilde{K} 、に置き換えることによって変更可能となる。すなわち、

$$\widetilde{K} \to \widetilde{K}_{s} = \frac{\kappa}{\xi(OCR) \exp\{\xi(OCR-1)\} + \kappa} \widetilde{K}$$
(2.1-18)

である。

この変更は、関ロ・太田モデルで用いた線形弾性体の構成方程式(一般化された Hook の法則)を線形熱弾性体(一般化されたフックの法則の Duhamel-Neumann 形式)を援用した線形弾性体の構成方程式に変更したという解釈も可能である。関ロ・太田モデルでも用いている一般化された Hook の法則は、

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \left(\tilde{K} - \frac{2}{3}\tilde{G}\right)\delta_{ij}\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu} + 2\tilde{G}\varepsilon^{e}{}_{ij} = \tilde{K}\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu}\delta_{ij} - \frac{2}{3}\tilde{G}\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu}\delta_{ij} + 2\tilde{G}\varepsilon^{e}{}_{ij} \qquad (2.1-19)$$

である。ここで、熱応力を考慮した Duhamel-Neumann 形式を表すと、

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \left[\left(\widetilde{K} - \frac{2}{3} \widetilde{G} \right) \delta_{ij} \delta_{kl} + \widetilde{G} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{kj}) \right] \dot{\varepsilon}^{e_{kl}} - 3 \widetilde{K} \alpha \dot{\theta} \delta_{ij}$$
(2.1-20)

となる。ただし、右辺第2項は温度変化速度 $\dot{\theta}$ による熱応力増分項であり、 α は線膨張係数(単位温度変化に対するひずみ、温度の逆数)である。式(2.1-20)をさらにまとめると、

$$\dot{\sigma}'_{ij} = \left(\tilde{K} - \frac{2}{3}\tilde{G}\right)\delta_{ij}\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu} + 2\tilde{G}\varepsilon^{e}{}_{ij} - 3\tilde{K}\alpha\dot{\theta}\delta_{ij} = K(\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu} - 3\alpha\dot{\theta})\delta_{ij} - \frac{2}{3}\tilde{G}\dot{\varepsilon}^{e}{}_{\nu}\delta_{ij} + 2\tilde{G}\varepsilon^{e}{}_{ij}$$

(2.1-21)

となる。式(2.1-19)と(2.1-20)を比較すると、Duhamel-Neumann 形式のフックの法則は、 温度変化速度によって体積弾性係数が変化する弾性体の構成方程式という解釈ができる。 式(2.1-18)で示した浸透膨潤を考慮した体積弾性係数は、Duhamel-Neumann 形式のフッ クの法則における温度変化速度の代わりに、*OCR*の変化によって体積弾性係数が変化する 構成方程式という解釈が可能であり、このように解釈すれば、一般化されたフックの法則 の Duhamel-Neumann 形式の一種と考えることができる。 2.1.7 開発した構成方程式の適用性の検討

開発した構成方程式(2.1.6項)の妥当性を、既往の研究によるベントナイトの標準圧密 試験をシミュレートする事によって検討した。

笹倉ほか(2002)は、乾燥密度1.6g/cm³に締固めたベントナイトを試験前に膨潤させた「膨 潤供試体」を用いた標準圧密試験を、 クニゲル V1 (Na 型ベントナイト)及び強制的に Ca 型化させたクニゲル V1 (Ca 型化ベントナイト)に対し実施している。 パラメータと した「初期膨潤率」及び各供試体の諸元を表 2.1-1 に示す。

ここでは、まず、Na 型ベントナイト 0%膨潤の試験結果を用いて構成方程式の検証を実施した。次に、表 2.1-1 に示す全ケースについて、浸透膨潤パラメータ *ξ* を 3 通りに変化 させたシミュレーション解析を実施した。

解析手法としては、強制変位を与える解析、すなわちひずみ制御でシミュレーションを 実施する方法を採択した(図 2.1-3)。実験方法を正確にトレースすることを考えた場合、 応力制御でシミュレーションすることが望ましい。しかし本構成方程式のように、除荷が 進み、体積弾性係数が非常に小さくなる場合、わずかな応力の変化に対してひずみ増分が 非常に大きくなり、除荷する荷重増分の取り方によっては、解の精度が低下したり、荷重 方向の拘束条件によっては解が求まらない可能性がある。したがって正しい解を求めるに は荷重増分を非常に細かくするなど、解析条件(荷重条件)の設定に十分留意する必要が ある。そこで本検討では、解析条件の設定の容易さ、及びひずみ制御でも応力制御でも同 じ解が得られることから、ひずみ制御で解析を実施することとした。なお、2.5 において 実施している処分システム全体系の解析では、ベントナイト系材料は岩盤中に埋設され、 周辺に拘束条件があるため、解が発散しにくいモデルである。しかし、一般的に、ひずみ に応じて剛性が小さくなるようなモデルにおいては、荷重増分(本システムでは化学的変 遷指標である Ca 型化率、Ca 溶出率)の与え方には注意が必要である。

ベントナイト	初期膨潤率	No.	初期乾燥密度	初期厚さ	膨潤後厚さ	初期膨潤率
	(目標)		_d (Mg/m ³)	h ₀ (mm)	h _s (mm)	(実績)
	0%	1	1.626	19.4	-	0.0%
	0%	2	1.627	19.3	-	0.0%
No T I	20%	1	1.619	16.3	19.5	19.0%
INA 😐	20%	2	1.624	16.3	19.4	19.0%
	40%	1	1.606	14.2	19.4	36.6%
	40%	2	1.614	14.2	19.2	35.2%
Ca 型化	0%	1	1.623	19.5	-	0.0%
	0%	2	1.623	19.5	-	0.0%
	5%	1	1.613	18.5	19.5	5.4%
	5%	2	1.613	18.7	19.5	4.3%
	10%	1	1.615	17.7	19.4	9.6%
	10%	2	1.607	17.8	19.5	10.2%

表 2.1-1 標準圧密試験の試験ケース



図 2.1-3 シミュレーション用一要素モデル

(1) 構成方程式の検証と解析システムへの導入

開発したベントナイトの構成方程式の検証とその構成方程式を解析システムへ導入した場合の解の検証を実施する事を目的とし、Na型ベントナイト初期膨潤 0%No.1の標準 圧密試験について、正規圧密状態での載荷から除荷までのシミュレーションを行う。

シミュレーションに用いた物性値は、既往の研究による圧密試験結果、および三軸 CU 試験結果から求めた。シミュレーションに用いた物性値を表 2.1-4 に示す。

図 2.1-4 に試験結果と開発した弾塑性構成方程式による浸透膨潤パラメータ $\xi = 0.014$ の時のシミュレーション結果を示す。図中には構成方程式を解析システムへ正確に組み込めているかを確認するため、理論解による結果も併せて示す。ここで理論解とは、初期膨潤から算出される力学的膨潤による間隙比 e_f と、式(2.1-9)で示される浸透膨潤による間隙比 e_f の和を圧密圧力毎に計算したものである。

シミュレーション結果を見ると、膨潤の初期で試験結果と僅かな差異が見られるが、概 ね試験結果の挙動をシミュレートできている事が分かる。

非可逆比	Λ	0.876
初期膨潤指数 ^{*)}	K	0.014
ダイレイタンシー係数 ^{**)}	D	0.125
限界状態パラメータ	М	0.490
先行土被り圧	$\sigma_{_{v0}}$	3.620 (MPa)
正規圧密状態における静止土圧係数***)	K_0	1.000
原位置での上載圧	$\sigma_{_{vi}}$	3.620 (MPa)
原位置での静止土圧係数	K _i	1.000
解析における初期間隙比	e_0	0.658

表 2.1-2 解析用物性値 (Na 型ベントナイト初期膨潤 0%)

*) 初期膨潤指数は圧密試験で除荷に転じた実験値2点から求めた。

**) ダイレイタンシー係数 D は次式より算出した。 $D = \frac{\lambda - \kappa}{M(1 + e_0)}$

***)静止土圧係数は等方状態を仮定して $K_i = 1$ とした。



図 2.1-4 標準圧密試験のシミュレーション (Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.1)

(2) 浸透膨潤係数*ξ*の検討

Na 型ベントナイトと Ca 型化ベントナイトの浸透膨潤係数 & の概略値を把握することを 目的とし、表 2.1-2 の初期膨潤率 0%のケースについて、 & をパラメータとしたシミュレ ーションを実施する。ここでは、ベントナイトの膨潤特性に着目して、除荷時のみをシミ ュレートした。解析用物性値は基本的に実験結果から求めるが、限界状態パラメータの値 は既往の研究においても示されるように、Ca 型化ベントナイト初期膨潤率 0%において M=0.94 という値も見られるが、従来の概念に従って、ここではすべてのケースにおいて M=0.49 を用いた。

シミュレーション結果を図 2.1-5~図 2.1-8 に示す。浸透膨潤パラメータ ζ は Na 型ベン トナイトで 0.001~0.02 の値、Ca 型化ベントナイトで 0.01~0.02 の値をとる事が分かる。



図 2.1-5 標準圧密試験のシミュレーション (Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.1)



図 2.1-6 標準圧密試験のシミュレーション (Na 型ベントナイト 初期膨潤 0% No.2)



図 2.1-7 標準圧密試験のシミュレーション (Ca 型化ベントナイト 初期膨潤 0% No.1)



図 2.1-8 標準圧密試験のシミュレーション (Ca 型化ベントナイト 初期膨潤 0% No.2)

2.1.8 まとめ

図 2.1-5、図 2.1-6 に Na 型ベントナイトの標準圧密試験結果のシミュレーション結果を 示す。Na 型ベントナイトでは、開発した弾塑性構成方程式は概ね実験結果をシミュレー ションで出来ていることが分かる。また、浸透膨潤パラメータ *ξ* は 0.01 ~ 0.02 の値をとる 事が分かる。

図 2.1-7、図 2.1-8 に Ca 型化ベントナイトの標準圧密試験結果のシミュレーション結果 を示す。標準圧密試験結果を見ると、Ca 型化ベントナイトは初期の段階で僅かに非線形 的な膨潤挙動を示すものの、間隙比の大きい所ではほぼ直線的に膨潤する。したがって、 開発した弾塑性構成方程式を適用する場合、浸透膨潤パラメータを非常に小さく設定する 必要がある(0.001~0.02)。また、その場合でも、間隙比の大きい所では、実験結果とシ ミュレーション結果が乖離する傾向にある。膨潤指数を初期勾配にこだわらずに考えた場 合は、オリジナルの関ロ・太田モデル、すなわち浸透膨潤パラメータξ=0 として扱う事も 考えられる。

以上より、2.1.5、2.1.6 で示した構成方程式で Na 型、Ca 型化ベントナイトの双方に ついて、 *ξ* が 0 ~ 0.02 程度でその膨潤挙動がおおよそ評価できることが確認された。これ を受けて、2.5 の試解析において実際どのような*ξ* を設定すべきかについては、各データ のバラツキやケイ砂混合の影響等についても考慮する必要があり、それらについては 2.4 にて検討するものとする。

本検討では、処分システム内において主となる変形がセメント系材料の体積収縮である 事から、除荷時の挙動のみ検討を行なっている。しかし実際の処分システム内では、セメ ント系材料の強度や剛性の低下の仕方によっては、ベントナイトの平均応力が局所的に増 加するといった事象も生じる可能性がある。また、ベントナイトの変形特性を考慮する上 で、今後せん断時の挙動についても検討しておく必要がある。

- 2.2 セメント系材料の力学的変遷挙動のモデル化手法の検討
- 2.2.1 一般的なセメント系材料の力学挙動の特徴

セメント系材料(鉄筋コンクリート)の代表的な荷重と変位の関係を図2.2-1に示す。



図 2.2-1 鉄筋コンクリートの代表的な荷重-変位の関係

鉄筋コンクリートの変形特性に見られるように、セメント系材料の変形特性は段階的 変化が特徴的であり、弾性段階、ひび割れの伝播段階、塑性段階と大きく三つの段階に 分けることが出来る。これらの挙動は、鉄筋とコンクリートの付着すべり、ひび割れを 挟むコンクリート間の骨材のかみ合い、鉄筋の降伏など、個々の素材の非線形性が複雑 に絡み合って成り立っている。また、クリープ・収縮・温度変化のような、時間に依存 する効果も非線形応答の原因となる。

2.2.2 セメント系材料のモデルとその構成方程式

任意の応力状態にあるセメント系材料が示す複雑な応力-ひずみ挙動を定義する方法 はいくつかあるが、数値解析に用いられている主な数値モデルは大きく次の3つのグル ープに分類する事が出来る。

- 1) 線形弾性モデル
- 2) 非線形弾性モデル
- 3) 弾塑性モデル

次にこれらのモデルについて、簡単にまとめる。

1) 線形弾性モデル

線形弾性モデルは、応力とひずみ関係が永久的に比例関係を保つと仮定したモデルで あり、ひずみ増分に対する応力増分の比が弾性的であり、弾性係数は常に一定である。 降伏や破壊現象を表現できないという欠点はあるにしろ、破壊する前の状態におけるセ メント系材料に対して最も一般的に用いられている材料モデルである。 2) 非線形弾性理論

非線形弾性モデルは、荷重増分ごとに弾性係数が変化する弾性体と考えたモデルであ る。バイリニアモデルやトリリニアモデルに見られるように、線形弾性モデルで示され る応力-ひずみ関係の直線部分の傾きを1回ないし2回途中で変更するモデルから、高 次関数で近似する方法まである。非線形弾性モデルは非常に汎用的で、実際の材料の単 調載荷時においては、応力-ひずみ関係を的確にフィッティングさせるモデル化が可能 である反面、繰り返し載荷やダイレイタンシー(せん断応力の変化に伴う体積変化)な どを考慮出来ない欠点がある。

3) 弾塑性モデル

このモデルは弾塑性理論に基づくモデルである。弾塑性理論を構成する基本的な概念 には、

・ 負荷関数および負荷基準(もしくは降伏曲面・破壊基準)

- 流れ則(flow rule)(もしくは直交則)
- ・ 硬化則 (hardening rule)

が挙げられる。破壊基準としては、Von Mises・Drucker-Prager・Mohr-Coulomb など が良く用いられるが、近年では、さらに高度な弾塑性モデルも提案されている。

弾塑性モデルは材料の繰り返し載荷やダイレイタンシーなどを考慮できる綿密なモ デルであるが、材料パラメータの数が増えたり、それらのパラメータを得るための要素 試験が特殊になったりする欠点がある。

4) ひび割れモデルとひずみ軟化解析法

一般にセメント系材料にはひび割れも生じる。数値解析におけるセメント系材料のひび割れのモデルとしては、仮想ひび割れモデルと、ひび割れ帯モデルがある。

しかし、仮想ひび割れモデルを用いた場合、

・ ひび割れ経路があらかじめ定義した要素の境界に限定される

・ ひび割れの増加に伴って別の自由度が付加され、演算量が増す

などの不具合が生じるため、多くの場合、ひび割れ帯モデルを採用する事が多い。

また、コンクリートにひび割れが生じると、それまで生じていた応力が解放されて、 ひずみの増加に伴って応力が低下するひずみ軟化現象が生じる。このひび割れ発生後の 挙動を解析する手法として、

割線剛性法(剛性変化法)

・応力再配分法(応力緩和法)

が挙げられる。

割線剛性法と応力再配分法の得失に関しては、昨年度の報告書で既に述べたので、ここでは省略する。

2.2.3 本システムで評価すべきセメント系材料のモデル化の前提

以上に述べたように、コンクリートの力学解析モデルは多数存在し、また、数値解析 においても、ひび割れを含め、かなり高い精度でシミュレーション出来る。しかし、本 システムにおいて考慮しなければならないセメント系材料の特性を考慮すると以下の 課題が挙げられる。

- 1. Ca 成分に代表される成分溶出等によって剛性や強度が低下するという、非線形性 を有する。
- 2.通常の解析モデルのように、応力の増加に伴う塑性・軟化挙動ではなく、Ca 成分の溶出等に伴う剛性や強度の低下によるひずみの増加であり、前述したモデル化を 直接適用するのが困難である。また、Ca 成分が溶出する事による経時的で、かつ 詳細な応力-ひずみ関係を実験的に把握する事が困難である。
- 3.セメント系材料が使用される、構造躯体、充填材、廃棄体の中には、鉄筋や鋼製の 容器、廃棄体容器内の未充填部等が存在する。鉄筋や鋼製の容器は地下水の流入に より、腐食膨張する事が考えられるが、これらの配置や仕様はまだ決定しておらず、 ここで詳細にモデル化する事は困難である。

したがって、本システムにおいては、Ca 成分が溶出する事によってセメント系材料 の剛性や強度が徐々に低下し、体積収縮やせん断変形が発生するといった現象を、弾塑 性モデルと比べ、より取り扱いやすく、今後得られるセメント系材料の実験結果を取り 入れやすい非線形弾性モデルでモデル化する。また、現状で想定される処分概念では、 セメント系材料は再冠水時常にベントナイトの膨潤圧によって等方的に圧縮されてい るため、引張応力は発生しないものと考えられる。したがって、本システムでは引張応 力の発生に伴うひび割れをセメント系材料のモデル化に考慮しないものとする。但し、 本検討で行なう試解析で引張応力の発生が認められた場合には、あらためてひび割れモ デルを考慮するものとする。

また昨年度の検討結果から、セメント系材料の力学的変遷挙動のモデル化には、ベントナイトの構成方程式との調和性の観点から、増分形式の解析手法を採用する。破壊条件に関しては、Mohr-Coulombの破壊基準を用い、Ca成分溶出に伴う強度低下によるひずみ軟化挙動には、応力再配分法を用いることとする。
2.2.4 モデル化手法の考え方と計算手法

前節で述べたセメント系材料の劣化挙動の一例を図2.2-2に示す。



ここで、モデル化のために必要な解析的手法を次の3つの部分に分けて考える。

- 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

1) 自重と再冠水による膨潤圧の増加による変形

処分システムでは、底部緩衝材敷設のあと、構造躯体の打設、廃棄体定置、充填材 の充填、緩衝材の設置、埋戻し材による埋戻しが行なわれる。この時点で、各材料に は、自重による初期応力が発生する。その後、再冠水により、ベントナイトが膨潤し、 膨潤圧が発生する。セメント系材料にはその膨潤圧によって、膨潤圧相当の応力が発 生する事になる。



図 2.2-3 セメント系材料の劣化挙動の一例 (自重と再冠水による膨潤圧の増加による変形)

そこで、初めに、セメント系材料とベントナイトの自重による初期応力計算を実施 し、その後、再冠水による膨潤圧をベントナイトに発生させることによって、、これ らの現象をモデル化する。

膨潤圧の発生は、それと等価な節点外力 $\{F_0\}$ をベントナイトに作用させる事によって考慮し、 $\{F_0\}$ は式 2.2-1 によって算出する。

$$\left\{F_{0}\right\} = \int_{V} \left[B\right]^{T} \left\{\sigma\right\} dV \tag{2.2-1}$$

ここで、

[*B*]:変位-ひずみマトリックス

 $\{\sigma\}$:ベントナイトの膨潤圧

2) 剛性低下による変形

Ca 成分の溶出により、セメント系材料は徐々に強度と剛性が低下し、ベントナイトの膨潤圧に押されるように変形する。ここで、セメント系材料に発生している応力が、その時点でのセメント系材料の強度以下であった場合は、セメント系材料は破壊せずに、剛性低下に応じた変形が進行する。その時の解析手法としては、非線形粘弾性解析(例えば大久保モデル)で用いられる手法を一部修正して援用する。



図 2.2-4 セメント系材料の劣化挙動の一例 (剛性低下による変形)

計算手順としては、セメント系材料の剛性低下によって発生するひずみ $\{\varepsilon\}$ を計算し、このひずみから等価節点外力 $\{F_{c}\}$ を算出する。

剛性低下によって発生するひずみは次式より求める。

$$\{\varepsilon\} = \left[\left[D_1^{-1} \right] - \left[D_0^{-1} \right] \right] (\sigma)$$
(2.2-2)

ここで

 $|D_0^{-1}|$: 初期剛性 E₀から算出される応力 ひずみマトリックスの逆行列

 $[D_1^{-1}]$: 初期剛性 E₁から算出される応力 ひずみマトリックスの逆行列

(σ): セメント系材料の応力

等価節点外力は次式によって算出する。

$$\{F_c\} = \int_V [B]^T [D_1] \{\varepsilon\} dV$$

$$\Box = \overline{C}$$

$$[D] = \pm \psi \quad \forall \sigma \in [D]$$
(2.2-3)

|B|: 変位-ひずみマトリックス

3) 強度と剛性低下による変形

セメント系材料の劣化後の強度が現在の応力を下まわった時、セメント系材料が現 在の応力を保持できなくなり、超過している応力{Δσ}を解放しながら、ひずみが大 きく増加する(図 2.2-5、図-2.2-6)。

このように、ひずみが増加に伴い、応力が減少するといった現象はひずみ軟化と呼 ばれ、一般の材料にも見られる現象である。しかし、通常考えられているひずみ軟化 現象は三軸圧縮試験結果に見られるように荷重の増加によって材料が降伏し、応力を 減少させながらひずみが増加する現象である。一方本検討で考えているように、Ca 成分が時間と共に溶出することによって強度が減少し、ひずみが進展するといった現 象を的確に表すことの出来る解析モデルは見当たらない。

そこで、本検討では非線形弾性解析手法の一つである応力再配分法によるひずみ軟 化解析手法を用いる事によって、モデル化する。

強度低下によって発生する差分の応力から計算される等価節点外力 $\{F_e\}$ は式 2.2-4 によって算出し、すべての要素の応力が強度以内に収まるまで収束計算を実行する。

ここで、セメント系材料は面内方向の応力によってのみ破壊すると考え、図 2.2-6 に示す最大主応力 1、最小主応力 3の算出には面内の応力のみを用いることとした。



圧縮ひずみ





図 2.2-6 セメント系材料の強度低下と Mohr の応力円の関係



(2.2-4)

2.2.5 開発モデルの検証

ここでは、2.2.4 で開発したセメント系材料の解析手法を力学挙動評価システムに取 り込み、セメント系材料の力学的変遷に着目した試解析を通して、モデル化手法の妥当 性を検証する。

(1) 解析条件

試解析モデル

図 2.2-7 に試解析モデルと境界条件を示す。



図 2.2-7 試解析モデルと境界条件

解析条件

- ・緩衝材、埋戻材は線形弾性材料
- ・セメント系材料の強度・剛性の低下は全要素一様

解析用物性値と解析ステップ

試解析の目的がセメント系材料の解析手法の検証であるため、解析用物性値と解析 ステップに関しては、セメント系材料の挙動が比較的検証しやすいものを設定した。

	弾性係数 ポアソン比		初期膨潤圧	単位体積重量		
	(kPa)		(kPa)	(Mg/m ³)		
緩衝材	2000	0.45	2000	1.6		
埋戻材	2000	0.45	2000	1.6		

表 2.2-1 緩衝材・埋戻材の解析用物性値

解析ステップ	粘着力 c (kPa)	内部摩擦角 (°)	弾性係数 E(kPa)	ポアソン比 (-)
初期地圧・膨潤圧	1000	0	2000	0.2
2	500	0	1950	0.2
3	250	0	1900	0.2
4	167	0	1850	0.2
5	125	0	1800	0.2
6	100	0	1750	0.2
7	83	0	1700	0.2
8	71	0	1650	0.2
9	63	0	1600	0.2
10	56	0	1550	0.2

表 2.2-2 解析ステップとセメント系材料の解析用物性値

(2) 解析結果



図 2.2-8 解析ステップと最大せん断応力・体積ひずみの関係



図 2.2-9 変形図

JNC TJ8400 2003-050



図 2.2-10 最大せん断応力分布図

(3) 検証結果のまとめと考察

図 2.2-8 に解析ステップとセメント系材料の最大せん断応力および体積ひずみの関係 を示す。図 2.2-8 中には、解析ステップに応じた強度と剛性の変遷も併記する。1~ 3STEP は強度が最大せん断応力より大きく、要素が破壊していないため、剛性低下に よる応力緩和のみが起こっているが、4 STEP 目に強度が最大せん断応力より小さくな り、強度の低下に併せて最大せん断応力が減少しながらもひずみは増加している様子が わかる。

図 2.2-9 に変形図、図 2.2-10 に最大せん断応力分布図を示す。変形図を見ると、セ メント系材料の Ca 成分溶出率が下がるにつれて、セメント系材料上部の変形が顕著に みられ、歪みが増加していることがわかる。最大せん断応力分布図を見ると、セメント 系材料の最大せん断応力が強度の低下にしたがって、減少していく様子が分かる。また、 セメント系材料側方のベントナイト部分上部に大きな最大せん断応力が発生している。

以上の検討により、開発したモデル化手法を力学的変遷評価システムに適用する事に よってセメント系材料において想定した現象を表現出来ることが検証された。 2.3 岩盤の力学的変遷を考慮するための基本仕様の検討

本節では、岩盤の長期変遷挙動に関する調査検討を行い、ニアフィールドの力学的 変遷挙動解析システムに岩盤の力学的変遷を考慮するための基本仕様を検討する。

岩盤の長期挙動によるニアフィールド水理場の変遷(透水性の変化)に影響を与 える要因として、以下が考えられる。

岩盤の化学変質による鉱物組成の変化 岩盤の化学変質による空隙構造の変化 鉱物組成の変化による岩盤力学特性の変化 空隙構造の変化による岩盤力学特性の変化 岩盤長期力学挙動(及び の影響を考慮)に伴う岩盤の空隙構造の変化



図 2.3-1 ニアフィールド岩盤の水理場の変遷要因

ここでは、以下のアプローチ;

- ・変遷要因のうち岩盤の鉱物組成 力学特性(上記)) および空隙率 力学特 性(上記))について、文献調査により既往の知見を整理する。
- ・岩盤長期力学挙動によるもの(上記)については、過去の研究成果を取り入れて考察する。
- により、岩盤の長期力学挙動を本システムの中でどのように位置付けるか考察する。

2.3.1 岩盤の力学的変遷に関する文献調査

- (1) 岩盤の鉱物組成と力学特性
 - () 既往の文献

岩盤の鉱物組成と力学特性の関係について、岩盤、鉱物組成、力学特性、化学 変化、変質などのキーワードに着目し文献調査したところ、風化による岩石の変 質や劣化に関わる調査報告や評価結果は存在するものの、本研究の目的に適う文 献はほとんど見出されなかった。1件、興味深いものとして、力学特性の変化に 関して中国のThree Gorges Damにおいて地下水pHやイオン濃度が花崗岩の一 軸圧縮強度およびマイクロクラッキングに及ぼす影響が室内実験により調べら れている(Feng et al., 2001)。例えば、間隙水が中性(pH=7)のとき強度 の低下幅が一番小さく、酸性またはアルカリ性が強くなるにしたがってそれぞれ 強度低下幅が大きくなる傾向が報告されているが、現象の解明や定量化には未だ 不十分な点が多いとしている。

不連続性岩盤の力学特性

不連続性岩盤のせん断剛性は、不連続面内の充填物の種類や変質の程度に依存 し、 圧縮強度は充填物の種類に依存する。

堆積軟岩(大谷石)の力学特性

堆積軟岩(大谷石)では、内部に含まれる粘性鉱物"みそ"の含有率が増加す るにしたがって弾性係数が減少する傾向がある。その含有率の測定は、幾何学的 確立理論に基づいた Stereology 法をもとに表面画像により評価することが出来 る。

風化花崗岩の力学特性

a)風化花崗岩の圧縮・せん断特性は、4種類の構成鉱物(石英、正長石、斜長石 および黒雲母)の骨格保持機構に依存し、骨格保持機構は、粒子破砕と粒子の 再配列に依存する。それぞれの構成鉱物の一軸圧密試験結果から求まる mv曲 線および各鉱物の含有率から、大峯の式を用いて、風化花崗岩の mvを推定す ることができる。

b)風化花崗岩の圧縮およびせん断特性は、応力のレベルによって含有される鉱物 (斜長石、黒雲母、石英、正長石)のいずれか、もしくは複数の成分に支配される。

風化した砂質泥岩の物性変化

砂質泥岩の自然斜面での長期的風化では、酸化帯、溶解帯の形成が認められた。 この現象は、鉱物の酸化と溶解現象により捕らえられることが出来る。これらの 風化帯に含まれる変質成分や溶解成分などに応じて、顕著な物性の変化が認めら れた。 結晶質岩のボーリングコアのサンプリングによる乱れ

結晶質岩のボーリングによるサンプリングコアは、q_c/q_u が大きいほど、ある いは Vs が小さいほど品質が悪く、サンプリングによる乱れが大きいと言える。 また、セメンテーション物質である方解石の含有率が大きい場合には、サンプリ ングによる乱れの程度が小さく、逆に小さい場合には乱れの程度が大きい。 膨張性地山(泥質軟岩)の強度特性

モンモリロナイトを含む膨張性地山(泥質軟岩)の強度特性の評価は、モンモ リロナイト含有量の把握のみでなく、自然含水比が遷移含水比に比較してどの程 度であるかを問題とする必要がある。

() 文献調査のまとめ

以上のように、岩盤を構成する鉱物組成と岩盤の物性を研究した文献を幾つか 調査した。しかし、本研究の主眼である長期に亘るセメント系材料やベントナイ トからのイオン溶出が周辺岩盤の物理・力学特性に与える影響の解明に関する有 益な情報は得られなかった。また、これらの現象は岩盤の種類によっても異なる ものと予想される。したがって、例えば、これらの溶出イオンを岩盤に浸透させ、 岩盤の鉱物組成の変化およびそれによる物理・力学特性の変化を把握する実験的 なアプローチがこれらの関係を明らかにする有効な手段であると考えられる。

- (2) 岩盤の空隙率と力学特性
- () 既往の文献

岩盤の間隙と力学特性の関係について、岩盤、空隙率、力学特性などのキーワードに着目し文献調査を行った。

凍結融解作用による空隙率の変化と力学特性

凍結融解作用を受けた多孔質軟岩(大谷石)の凍結融解による力学特性の劣化 を調べた結果、凍結融解による劣化の程度は間隙水の飽和度に大きく依存するこ と、また、それらの力学特性値が測定時の供試体の内部の水の有無に大きく影響 されること、しかしながらその低下の割合は水の有無によらず、空隙率の増加の 割合を説明変数として定量的に評価できること等を確認した。

岩石の空隙率等の物理的性質・含水比の違いと高温下における力学特性

岩石の空隙率等の物理的性質・含水比の違いが高温下における強度・変形特性 および熱物性値(熱拡散率、比熱、熱伝導率)に及ぼす影響を検討した。岩石の 強度は、水を含んだほうが小さく、温度が高くなるほど小さくなる。

石灰岩の空隙率と、ヤング率・一軸圧縮強度

石灰岩の力学的性質について、ヤング率と一軸圧縮強度を中心にこれらと空隙 率の関係を分析した。その結果、ヤング率、一軸圧縮強度と空隙率の関係には強 い相関関係が見出され、近似式を示すとともに、空隙率の増大により、ヤング率 より強度が著しく減少すること等が判明した。

人工的に破砕した花崗岩供試体の間隙比と内部摩擦角および粘着力

花崗岩を人工的に加熱・冷却し破砕した供試体を作成し、三軸試験を実施した 結果。内部摩擦角()および粘着力(c)と間隙比(e)との関係が得られた。 この結果、内部摩擦角は間隙比によらずほぼ一定であり、粘着力は間隙比の増大 に伴い、直線的に減少することが分かった。

水銀圧入法によって測定された細孔径分布と力学特性

- a)岩石に乾燥・湿潤繰返しを与えた場合の力学特性変化を、水銀圧入法によって その空隙容積の変化状態を測定して評価した。乾湿を与えることによって微細 なクラックが拡大することにより、全体的に空隙容量が増大し、強度低下が生 じることが判明した。
- b)水銀圧入法を利用して炭層岩石の空隙構造を調べた。その結果、細孔径分布は 岩種によりそれぞれ特徴的な分布を示した。それらの数値と岩石の力学特性に 影響を与えるモンモリロナイト量との間に相関性が認められた。

() 文献調査のまとめ

以上のように、岩盤中に存在する空隙の量およびその大きさと岩盤の力学・水 理特性の関係を研究した例を調査した。これらの結果、空隙率が大きくなると強 度・剛性などが大きく減少し、透水係数が大きくなることが分かった。また、こ れらの特性の変化は、空隙率および細孔径分布の変化との相関性が高いことが推 察された。しかし、この相関性は岩盤の種類や空隙率の変化の要因などにより変 化し、一義的に決定されるものではないと予想されるため、対象となる岩盤およ び作用力(化学変化)などを十分に把握し、実験的検討により空隙率と力学・水 理特性の相関性を把握する必要があると考えられる。 2.3.2 岩盤の長期力学挙動

ここでは、岩盤の長期力学挙動を表現するためのモデルやコードについてこれま で提案されているものを概観し、次に長期力学挙動による透水係数の変遷を、代表 的なモデルによるクリープ挙動解析を利用して試算する。

- (1) 岩盤長期挙動を表現するモデル
- () 経験則に基づく構成モデル

長期クリープを扱った主な構成方程式の特徴を整理すると以下の通りである。 Dragon(1979)は、歪を弾性歪と非弾性歪とに分け、さらに非弾性歪を時間 に依存しない歪と依存する歪に分けて考えている。クリープでは微少クラックが 時間の経過と共に徐々に延び、その進展速度(クリープ歪速度)が応力と降伏応 力の差に比例するとし、これにより2次クリープや3次クリープを説明している。

Gioda(1981)は、1次クリープを Voigt 模型で、2次クリープと3次クリー プをスライダーと粘性要素とを並列に繋いだモデルで考えている。偏差応力がス ライダーで表されるある値を越すと2次クリープが生じ、2次クリープがある値 となると3次クリープとなるとしている。数値計算(有限要素法)に向くように 考えられたモデルであるが、1次クリープを単に線形なモデルで表していること、 クリープにのみ注目しており定歪速度試験の結果と比べて検証ができないこと、 応力依存性の判然としないことなどの問題点がある。

Kaiser(1981)は、バネ要素、線形粘性要素、降伏要素とを直列に繋いだ要 素を提案している。降伏要素はある応力が加わるまで動かず、その後は一定の残 留応力を発生する。降伏応力と残留応力とが異なるとしていることが通常のスラ イダーと異なる。Kaiser はこのような要素を並列に並べたモデルは一般的にど のような挙動も表現できるとしているが、これは誤りであって、Kaiser のモデ ルでは定歪速度試験で一軸圧縮強度とヤング率がともに歪速度に比例して大き くなってしまう。

Dawson(1983)は、クリープ速度が $\dot{\epsilon} \propto \sigma^n$ で表されるとした。ここで、 σ は偏差応力である。カリ鉱山の深さ 958mの地点に坑道を設け、8年間計測し、さらに室内試験の結果からクリープ特性を求め解析を行うことにより空洞のクリープ現象を明確にすることができたとしている。

山富(1984)は、ばね要素、粘性要素、スライダー要素からなる粘弾塑性モ デルを提案している。ここでいうスライダーは、歪硬化と歪軟化を共に考慮した 要素で従来のスライダーを拡張したものである。増分形の構成方程式を導き、仮 想仕事の原理と陰性時間積分に基づいた FEM プログラムを開発している。

大久保(1987(a)、1987(b)、1992)は、歪と応力の比でコンプライアンスを定 義しこのコンプライアンスが時間とともに変化するタイプの構成方程式を提案 している。これは非線形のバネ要素と非線形の粘性要素を組み合わせたものとい える。これを用いることにより応力 - 歪関係の載荷速度依存性や強度破壊点以降 のコンプライアンスの変化、応力緩和状態での急激な破壊現象、3次クリープ領 域での歪速度と残存寿命の関係を説明できるとしている。このモデルは、鉱山で の岩盤変位等の観測結果と解析との比較により初期値を適当に設定すれば現象 をよく表現できることが確認されている。



図 2.3-2 提案されている構成式 (大久保、1991)

() クリープの発生メカニズムに基づくモデル

先に述べたモデル(構成則)が実験値や計測値に基づいてクリープ現象を経験 則的にモデル化したものであるのに対し、一方でクリープの発生メカニズムに着 目した構成モデル構築に向けた研究が進められている。このようなモデルとして は、マイクロクラックの進展則に基づくモデルが挙げられる。

硬岩のマイクロクラック進展モデルに関しては、1970年代以降走査型電子顕 微鏡(SEM)観測が用いられ、欠陥の形状、長さ、密度、配向が観測されるよ うになった。以来、岩石のマクロなせん断破壊現象は多くのマイクロクラックの 局在化に起因するとの報告が多くの研究者からされている。Kranz(1979)らは、 Barre graniteを用いた一軸及び三軸クリープ試験を行い、SEMを用いた観測を 行った。これによれば、無載荷時の供試体内の初期欠陥の配向は等方的に分布し ているが、クリープ変形時に生じたクラックの配向は最大圧縮主応力方向にほぼ 平行であること、クリープ変形時の非弾性挙動はマイクロクラックの発生、進展 に起因することが確認されている。また、Sprunt and Brace(1974) Tapponnier and Brace(1976)によると、応力に起因するマイクロクラックは方向性とアス ペクト比(長さ/幅)の観点から元々のマイクロクラックとは明瞭に区別できる としている。クラック先端での応力拡大係数が破壊靱性値以下の場合、マイクロ クラックのゆっくりした進展は時間依存型クラック進展(subcritical crack growth)または静的疲労(static fatigue)と呼ばれ、この時のクラック進展速 度は化学的な環境(温度、pH、湿度など)に依存し、そのメカニズムとしては 応力腐食割れ(stress corrosion)が有力視されている。Atkinson(1984)は、 多数の岩石について2重ねじれ試験片を用いたクラック進展速度試験を実施し、 クラック長1の進展速度 dl/dtと応力拡大係数 K_1 の間には以下に示すべき乗則 が成立することを示した。

 $\frac{dl}{dt} = A(K_I)^n$

ここに、A,nは温度、湿度などの条件に依存する定数である。

(2) 大久保モデルによる数値解析手法

前項で述べたように、岩盤の長期クリープを議論する構成モデルは様々提案され、 実際の研究に適用されている。それら構成モデルの優劣に関する議論は難しいが、 長期力学変遷挙動を議論するための構成モデルとしての観点からは、

・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

などが重要であると考えられる。特に岩種が特定されていない我が国においては、 適用範囲が広く、パラメータの物理的意味や取得方法が明確にされている大久保モ デルが現時点では最も汎用性が高いと考えられる。

ここでは、大久保モデルの数値解析上の特徴について述べる。

$$\frac{d\lambda^*}{dt} = a(\Delta\sigma^*)^n (\lambda^*)^m$$

式(2.3-1)で示される大久保モデルの構成式を FEM 計算コードに組み入れる場合、

(式 2.3-1)

0(初期コンプライアンス) *n*₀(強度やクリープ破壊寿命の時間依存性を表す 定数*n*の初期値) *m*(ピーク強度以降の応力-ひずみ曲線の傾きを決める定数) により定まる応力-ひずみ特性は図 2.3-3 に示すような軟化型であり、割線剛性を 用いて順次計算を行うのが便利なためそのようにコード化されている。

プログラム上の計算ステップに関わるフローの概略を図 2.3-4 に示す。







図 2.3-4 プログラムの計算ステップに関わる概略フロー

(3) 岩盤長期力学挙動による透水性の変化に関する検討

本システムに岩盤の長期力学挙動を取り入れる場合、その意義は岩盤の長期力学 挙動に起因した周辺水理場の変化を定量的に表現することにある。そこで、

- ・岩盤の透水性と力学挙動の関連
- ・岩盤長期力学挙動

について既往の知見を整理し、岩盤長期力学挙動が周辺水理場に及ぼす影響について考察する。

() 岩盤力学挙動と透水性変化

ここでは岩盤の透水性が力学挙動とどう関連付けられるかを考察する。 (a)岩盤透水性の支配要因

岩盤中の水の流れ方は、模式的に図 2.3-5 の3 種類に大別できる。



図 2.3-5 岩盤内浸透流の模式図

図 2.3-5 で示される岩盤 は、岩石基質の透水性が無視できるほど小さいた め割れ目や亀裂が主要な地下水経路となる亀裂性岩盤であり、岩盤 は岩盤内 に透水性に大きな影響を与える割れ目や亀裂がなく、その透水性が岩石基質の 透水性に左右される多孔質岩盤である。岩盤 は亀裂性岩盤と多孔質岩盤の両 方の性質をもつものである。岩盤 は花崗岩に代表される結晶質岩系岩盤、岩 盤 および は堆積岩系岩盤に相当する。したがって、岩盤クリープによって 透水性が変化する主たる要因は、以下のように位置付けることができる。

- ・硬岩(岩盤 に相当)の場合、 亀裂特性
- ・堆積軟岩(岩盤 に相当)の場合、 亀裂特性および有効間隙率
- ・堆積軟岩(岩盤 に相当)の場合、 有効間隙率

(b)岩盤の亀裂特性と透水性

亀裂性岩盤の透水性を表すには、亀裂の方向、亀裂密度、連結性の度合い、 亀裂の開口幅、亀裂表面粗度といった情報が必要となり、厳密なモデル化は難 しい。

単一亀裂と透水係数の関係については3乗則(亀裂内の流れが亀裂の開口幅の3乗に比例)を基本に表現される。平行平板モデルの場合、以下の式で表される。

$$K = \frac{\rho_w g b^2}{12\mu}$$

ここに、Kは透水係数、 ρ_w は水の密度、gは重力加速度、bは割れ目の開 口幅、 μ は粘性係数である。また、亀裂表面の粗さを考慮した実験的研究例 (Gala ら、1985)では、以下のような算定式が提案されている。

$$K = \frac{\rho_w g b^2}{12\mu [1 + C(x)^n]}$$

ここに、Cは1より大きい変数、xは亀裂面の粗さを表す変数、nは1より 大きい乗数である。

(c)岩盤の間隙率と透水性

渡辺(1984)は、微小亀裂の発達した花崗岩試料を用いて透水試験を実施し、 花崗岩における透水係数と間隙率の相関性を求め、以下のような関係式を導い ている。

 $k (\text{cm/s}) = 8.45 \times 10^{-10} \times n^6 (n: \parallel m^2 < 5\%) (2.3-2)$

 $k (\text{cm/s}) = 1.10 \times 10^{-7} \times \text{n}^3 (\text{n}: \text{llips} > 5\%) (2.3-3)$

さらに、渡辺(2002)は、花崗岩に加えて火山岩などを含めた岩石試料の透 水係数を測定し、硬岩の場合、透水係数は下式で近似的に推定し得るものとし ている。

 $k(\text{cm/s}) = 2.0 \times 10^{-9} \times n^5$ (n:間隙率(%)) (2.3-4)

堆積岩においては、岩石基質の透水係数と間隙率に相関関係が認められるが、 間隙率が同じ堆積岩では粘土分が多いほど透水係数が小さくなる傾向が示さ れている(渡辺、1984)。渡辺(2002)によると、透水係数と間隙率の依存傾 向は定量化が難しく、粘土鉱物含有量が透水係数を左右するのではないかとし ている。

一方、井尻、澤田他(1999)は、渡辺(1984)の新第三紀中新世の砂岩の データを基に導出した次式により間隙率と透水係数を関係付けている(図 2.3-6)。

 $\log K = 7.54 \log \theta - 3.73$

(2.3-5)

ここに、*K*:透水係数(m/s) :間隙率(-)である。



図 2.3-6 透水係数と有効間隙率の関係

(d)岩盤力学挙動による透水性変化の定量化の試み

一般に、空洞の掘削に伴って周辺岩盤には掘削影響領域(Excavation Disturbed Zone: EDZ)と呼ばれる領域が生じ、緩んだ領域内の透水性は増加 すると考えられている。この水理学的掘削影響領域の幅と透水性について、既 往の研究では発破掘削と機械掘削の場合で異なることが分かっており、掘削方 法以外にも空洞の大きさや形状、岩盤の応力状態(応力の大きさ、主応力の大 きさなど) 亀裂特性(亀裂の方向や頻度など) 岩盤の力学特性などによって も影響を受けることが指摘されている。しかし、これらの影響は実測データが 不十分なこともあり、未だ解明されていないのが現状である(Walker et al.,1997)。

こうしたことから、岩盤空洞掘削時の周辺岩盤の透水性変化を正確に評価することは現状では困難であり、掘削後の岩盤クリーク挙動に伴う透水性変化についても同様である。

岩盤クリープ現象による透水性の変化を検討する方法として、ここでは、簡 便的に岩クリープ変位から間隙率の変化を算出し、式(2.3-2)~(2.3-5)を用いて 透水性を評価する概略的手法が適当であると考えられる。 (4) 大久保モデルによるクリープ変位に基づく考察

過去に実施している大久保モデルによる岩盤クリープの検討を参考に、岩盤の透 水性変化の要因と位置付けられる間隙率の変化について考察する。

これまでの岩盤クリープ解析においては、コンクリート躯体やベントナイトを弾性体として仮定し、その弾性定数を変化させたパラメータスタディによる検討がなされている(例えば、青柳、佐原ほか、2001)。これらの検討によると、数十万年経過後も硬岩系岩盤では変位は0、軟岩系岩盤でも、物性により異なるが概ねで数10mm 程度の変位にとどまっている。

なお、"硬岩"および"軟岩"は土木工学の分野で主に強度に着目して分類されたものであり、一軸圧縮強度が約20MPaを超えるものは硬岩、それ以下のものは 軟岩とされる。一般に、新第三紀以降の堆積岩は軟岩、古第三紀以前(先新第三紀)の堆積岩と結晶質岩(火成岩と変成岩)は硬岩とされている。

() 硬岩ケース

硬岩の場合、概念検討書に示されているような条件下では、大久保モデルに よる超長期のクリープ変位はほぼ0であることから、間隙率の変化もほとんど ないものと見なすことができる。硬岩のクリープ変位に関しては、大久保モデ ル以外にも奥井・堀井モデルを用いた解析結果が報告されており(三浦、田部 井ほか、2000)、硬岩においてはクリープが進展する可能性は小さいと考えら れる。したがって、硬岩ケースの場合、長期力学的挙動による透水性への影響 はないものとしてよいと考えられる。

() 軟岩ケース

軟岩の場合、クリープ変位により間隙率が変化し、透水係数が変化すること が予想される。ここでは、クリープによるひずみ増分から間隙率の変化を概算 し、式(2.3-5)を用いて間隙率から透水係数を求める。図 2.3-7 に模式的に示す ように、ひずみ増分は全て間隙の増加によるものと仮定し、長期間経過後の間 隙率 は初期の間隙率 。とひずみ増分 xを用いて次式から算出することとし た。

> $\log K = 7.54 \log \theta - 3.73$ (2.3-5) (K: 透水係数(m/s)、:間隙率(-)) $\theta = \frac{\theta_0 + \Delta x}{1 + \Delta x}$ (2.3-6)

なお、初期間隙率 0は、堆積軟岩であることを考慮して 0.2(20%)と 0.4(40%) の 2 パターンを設定する。



図 2.3-7 ひずみ増分と間隙率の変化に関する設定

(a)解析物性及び解析ケース

軟岩ケースの解析モデルおよび岩盤物性条件については、過去の検討(青柳、佐原ほか、2001)と同様とする。

岩盤以外の物性条件としては、緩衝材等の空洞内部の物性として弾性係数 を変更した2ケースを設定した。荷重条件としては、基本的には過去の検討 (JNC TN8400 2001-024)に準じ側圧係数は1.1とするが、参考として側圧 係数が1.5、2.0の場合についても考慮した。したがって解析ケースとしては、 物性条件2ケース、荷重条件3ケース、合計2×3=6ケースとした。表2.3-1 に解析ケースをまとめる。

	空洞内部(緩衝	訪材等) の物性	側口係物	
	弾性係数 ポアソン比		则工休奴	
CASE1-1			1.1	
CASE1-2	1MPa	0.4	1.5	
CASE1-3			2.0	
CASE2-1			1.1	
CASE2-2	10MPa	0.4	1.5	
CASE2-3			2.0	

表 2.3-1 解析ケース

(b)解析結果

図 2.3-8 に、坑道中心からの距離と 10 万年後における透水係数の概算値の 関係を示す。坑道付近はクリープひずみにより間隙率が高くなるため、透水 係数が高くなっていることがわかる。側圧係数が 1.1 程度(概念検討書相当) の場合、透水係数の増加は小さいが、側圧係数が大きくなると透水係数の増 加量も大きくなり、側圧係数が 2 ともなれば坑道壁面近傍で 1 オーダー程度 透水係数が高くなる可能性が示されている。

以上から、軟岩においては、概念検討書で仮定している岩盤の条件では、 岩盤クリープによる透水性への有意な影響はないとみなすことができる。し かし、強度がより低い、側圧係数がより大きい等の岩盤クリープが進展しや すい条件下では、水理場に影響を与える可能性があるため注意を要すると考 えられる。



- 2.3.3 岩盤の力学的変遷を考慮するための基本仕様に対する考察
- (1) 基本仕様構築への反映項目

前項までの文献調査、岩盤クリープモデルの選定、および岩盤クリープ解析を利 用した透水係数の試算検討により、岩盤の長期力学挙動を考慮するための基本仕様 構築への反映事項を以下にまとめる。

- ・セメント系材料およびベントナイトからの溶出イオンによる岩盤の物理、力学特性の変化に関する既往の研究例はほとんどない。また、これらは岩盤の種類によって性質が異なることが予想される。したがって、これらを解明するためには対象岩盤を用いた実験的検討が必要である。
- ・岩盤の空隙率の変化と物理、力学、水理特性の関係に関する既往の研究例は多く みられた。しかし、これらの関係は岩盤の種類によって異なり、一義的に決定されるものではないと予想される。したがって、評価精度を向上させるためには対象岩盤を用いた実験的検討が必要である。
- ・岩盤クリープモデルとして大久保モデルが現段階では最も汎用性が高いと考えられる。しかし、現在の力学解析システムに用いられている関ロ・大田モデルとアルゴリズム異なるため、これらを連成させることは非常に困難である。したがって、岩盤クリープをシステムに取り入れるためには、大久保モデルによるクリープ変形解析を別途行い、その結果得られた、岩盤ひずみや変形、応力状態等を本検討における力学的変遷挙動評価システムに反映させる方法が現実的である。
- ・岩盤クリープ挙動による岩盤の透水係数の変化は、2.3.2(4)で提案した方法で概 算することが可能である。
- ・硬岩の場合、軟岩の場合ともに、概念検討書で仮定している岩盤の条件では、岩盤クリープ挙動による透水性への有意な影響はないため、本検討における力学的 変遷挙動評価システムにこれを考慮する必要性は低いと考えられる。しかし、強度がより低い、側圧係数がより大きい等の岩盤クリープ挙動が進展しやすい条件 下では、水理場に影響を与える可能性があるため注意を要すると考えられる。
- (2) 岩盤の長期力学変遷挙動を考慮した基本仕様の概念
 - 岩盤の力学的変遷を考慮した力学的変遷挙動評価システムの基本仕様の概念図 を図2.3-9に示す。本研究でした部分も含めて、前述のように化学的な要因によ る岩盤の物理、力学、水理特性の変化についての既往の研究成果はほとんど見あた らないことから、図2.3-9の全ての関係を結びつけることは不可能である。したが って、現時点での解析システムとしては、大久保モデルによるクリープ解析を別途 実施し、これにより得られる岩盤の変形、応力状態および透水係数分布を、本検討 における力学的変遷挙動評価システムに反映させる方法(図2.3-9の中での実線の 矢印で示した部分)が現実的であると考えられる。



図 2.3-9 岩盤の長期力学挙動を考慮した基本仕様概念図

2.4 バリア材料の化学的変遷指標に対するモデル化検討

2.1、2.2 でそれぞれ検討したベントナイト系材料、セメント系材料の力学挙動を表現 するモデルの各パラメータと、各材料の化学的変遷指標との関係を現状で得られている 知見に基づき定式化を行う。なお、ここで得た化学的変遷指標とモデルパラメータの関 係式は、今後の研究の進捗に応じて随時修正していくものであり、試解析を行うための 暫定的な式である。

2.4.1 ベントナイト系材料

既往の研究成果に基づき、以下に示すパラメータについて化学的変遷指標(Ca型化率)との関係を緩衝材、埋戻材について定式化した。

- 非可逆比
- ・ 浸透膨潤パラメータ
- ・ 限界状態パラメータ M
- ダイレタンシー係数 D

本検討において設定した関係式を表 2.4-1、図 2.4-1 にまとめる。なおこの関係式の設定 に関する詳細は本編を参照するものとする。

力学パラメータ	緩衝材	埋戻材
非可逆比	0.83-0.09 × (Ca 型化率/100)	0.91-0.05 × (Ca 型化率/100)
浸透膨潤パラメータ	0.017-0.017 × (Ca 型化率/100)	0.010-0.010×(Ca型化率/100)
限界状態パラメータ M	0.63(一定)	0.65(一定)
ダイレタンシー係数 D	0.14(一定)	0.16 (一定)

表 2.4-1 ベントナイト系材料の力学パラメータと化学的変遷指標との関係



2.4.2 セメント系材料

既往の研究成果に基づき、以下に示すパラメータについて化学的変遷指標(Ca 溶出 率)との関係を構造躯体・支保工(W/C=50%のセメントペーストと仮定) 充填材・廃棄 体(W/C=65%のセメントペーストと仮定)について定式化した。

- ・ 弾性係数 E
- · 一軸圧縮強度 。

本検討において設定した関係式を表 2.4-2、図 2.4-2 にまとめる。なおこの関係式の設定 に関する詳細は本編を参照するものとする。

	Ca 溶出率	構造躯体 支保工	
一种도缩	0~25%	$1.651 \times 20.13 \times (-4.0 \times 10^{-3} \times X + 1.0)$	1 651 - 10 92 - (-4 0 - 10 ⁻³ - ¥+1 0)
₩/上加	0 250/	$1.051 \times 20.13 \times (-4.0 \times 10^{-2} \times 1.0 \times 1)$	$1.051 \times 10.02 \times (-4.0 \times 10^{-2} \times 10^{-2} \times 10^{-2})$
	~ 35%	1.051×20.15×(-0.0×10××X+2.4)	1.051×10.92×(-0.0×10 ⁻ ×X+2.4)
[MPa]	~ 100%	$1.651 \times 20.13 \times (-4.6 \times 10^{-3} \times X + 0.461)$	$1.651 \times 10.92 \times (-4.6 \times 10^{-3} \times X + 0.461)$
弾性係数	0~25%	$0.183 \times 10^4 \times (20.13 \times (-4.0 \times 10^{-3} \times X + 1.0))^{0.681}$	$0.183 \times 10^4 \times (10.92 \times (-4.0 \times 10^{-3} \times X + 1.0))^{0.681}$
FMPal	~ 35%	$0.183 \times 10^4 \times (20.13 \times (-6.0 \times 10^{-2} \times X + 2.4))^{0.681}$	$0.183 \times 10^4 \times (10.92 \times (-6.0 \times 10^{-2} \times X + 2.4))^{0.681}$
	~ 100%	$0.183 \times 10^4 \times (20.13 \times (-4.6 \times 10^{-3} \times X + 0.461))^{0.681}$	$0.183 \times 10^4 \times (10.92 \times (-4.6 \times 10^{-3} \times X + 0.461))^{0.681}$

表 2.4-2 セメント系材料の力学物性

X = Ca 溶出率(%)



図 2.4-2 Ca 溶出率 ~ 一軸圧縮強度・弾性係数の関係

2.5 力学的変遷挙動評価システムの試作及び試解析

ここでは、2.1、2.2、2.4 で検討した力学的変遷評価システムを構築し、実際に想定 される処分システムの形状を用いて試解析を実施する事によって、力学的変遷システム の動作確認を行う。また設定した物性と化学的変遷指標についての結果から、処分シス テム内で起こる事象について考察し、今後の開発の方向性を探る。

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

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

2.5.1 力学的変遷挙動評価システムの試作

力学的変遷挙動評価システムの解析フローを図 2.5-1 に示す。

本解析システムでは、初めに初期地圧計算および初期膨潤圧計算を実施し、その後ベ ントナイト系材料の Ca 型化、及びセメント系材料の Ca 成分の溶出による力学特性の 変遷を考慮した力学挙動評価解析を実行する。また、ベントナイト系材料は関ロ・太田 モデルを基に改良した弾塑性モデル、セメント系材料は本検討で開発したモデルを採用 する。



図 2.5-1 解析フロー

2.5.2 試解析

(1) 解析モデルと境界条件

図 2.5-2 に試解析に用いる解析モデルを示す。岩盤の取り扱いに関しては、本年度の検討において基本仕様を検討している段階であるため、岩盤と処分坑道内との相互作用は考慮しない。したがって、本検討ではその境界面は変位固定条件とした。



図 2.5-2 試解析モデル図

(2) 解析ステップ

表 2.5-1 のステップに解析ステップを、図 2.5-3 に本試解析において仮定した化学 的変遷指標の推移を示す。

表 2.5-1 解析ステップ

ステップ	内容
1	初期地圧計算
2	ベントナイト系材料の初期膨潤計算
3	
4	
5	ベントナイトを対対ので。化トヤイントを対対ので。武公湾山
6	インドリイド京材料のCallとピアンド京材料のCallの合面
7	図253 条昭
8	





(3) 解析用物性值

ベントナイト系材料の弾塑性モデルでは、初期の応力状態を入力値として設定しな ければならないが、TRU 廃棄物処分で想定されているような不整形な状態での初期 応力設定は非常に困難である。そこで、初期地圧計算・初期膨潤圧計算を弾性体で行 い、その応力状態をベントナイト系材料の初期応力として用いる事とする。

また、ベントナイト系材料は初期膨潤圧が発生した時に過去に受けた最大の圧密圧 力を上まわるとし、その時点を正規圧密状態と仮定する。すなわち、表 2.5-2 の物性 を用いて初期地圧計算および初期膨潤圧計算を実施し、その時の鉛直応力 σ_{vi} を先行 土被り圧 σ_{v0} 、鉛直応力と水平応力の比 K_i を正規圧密状態の静止土圧係数 K_0 とした。

ベントナイト系材料やセメント系材料の初期地圧・初期膨潤圧計算時に設定した物 性値を表 2.5-2 にまとめる。表 2.5-2 において"上記以外"とした物性値の設定方法 については、報告書本編を参照するものとする。また、ベントナイト系材料の Ca型 化、及びセメント系材料の Ca成分等の溶出に伴う力学特性の変遷による力学挙動の 評価解析において設定した初期物性値を表 2.5-3 にまとめる。その後の化学的変遷に 対する力学物性の変遷については、2.4 で検討した関係式を使用した。

	単位体積重量 弾性係数		ポアソン比	初期膨潤圧
	(g/cm3)	E (MPa)		p (MPa)
緩衝材	1.8	39.0	0.40	0.50
埋戻材	1.8	27.0	0.40	0.24
構造躯体	2.5	1.41×10^4	0.20	
廃棄体	3.0	9.32×10^{3}	0.18	
支保工	2.5	1.41×10^{4}	0.20	

表 2.5-2 解析用物性値(初期地圧・初期膨潤圧計算[1・2STEP])

概念検討書を参考に設定した値
 2.4 での検討・設定に基づく値
 上記以外

表 2.5-3 解析用初期物性値(化学的変遷に伴う力学挙動解析[3~8STEP])

	ダイレイタンシ係数	非可逆比	膨潤指数	限界応力比	ポアソン比	初期間隙比	浸透膨潤係数
	D			Μ		e_0	
緩衝材	0.14	0.83	0.032	0.63	0.42	0.68	0.017
埋戻材	0.16	0.91	0.017	0.65	0.41	0.68	0.010

	初期弾性係数	ポアソン比	初期間隙比	初期粘着力	初期内部摩擦角
	E (MPa)		e ₀	c (MPa)	(°)
構造躯体・支保工	1.41×10^{4}	0.20	0.43	16.62	0.0
廃棄体・充填材	9.32 × 10 ³	0.18	0.50	9.014	0.0
概念検討書を参考に設定した値					

_____ 2.4 での検討・設定に基づく値

- (4) 透水係数の算定方法
 - (i) ベントナイト系材料

既往の研究成果に基づき、透水係数と化学的変遷指標(Ca型化率)との関係を緩 衝材、埋戻材について表 2.5-4 のように定式化した。本検討ではこれらの関係式を用 いて透水係数を算定する。この関係式の設定に関する詳細は、報告書本編を参照す るものとする。

表 2.5-4 緩衝材、埋戻材の透水係数

部位	透水係数(m/sec) [e:間隙比]
緩衝材	1.21×10 ⁻¹² ×e ^{1.04} + (Ca型化率/100)×(1.48×10 ⁻⁸ ×e ^{13.84} - 1.21×10 ⁻¹² ×e ^{1.04})
埋戻材	$1.93 \times 10^{-12} \times e^{0.28}$ + (Ca 型化率/100) × (1.11 × 10 ⁻⁶ × e ^{16.63} - 1.93 × 10 ⁻¹² × e ^{0.28})

(ii) セメント系材料

既往の研究成果に基づき、透水係数と化学的変遷指標(Ca 溶出率)との関係を構造躯体・支保工(W/C=50%のセメントペーストと仮定)充填材・廃棄体(W/C=65%のセメントペーストと仮定)について表 2.5-5 のように定式化した。本検討ではこれらの関係式を用いて透水係数を算定する。この関係式の設定に関する詳細は、報告書本編を参照するものとする。

表 2.5-5 セメント系材料の透水係数

対象部位	水セメント比	透水係数 [m/sec]	
構造躯体,支保工	50%	1.34×10 ⁻⁹ ×((30+0.34×(Ca 溶出率(%))+	d)/100) ^{5.95}
充填材,廃棄体	65%	1.34×10 ⁻⁹ ×((40+0.34×(Ca 溶出率(%))+	d)/100) ^{5.95}

d: 変形による空隙率変化量(%)

JNC TJ8400 2003-050



図 2.5-4 変形図














図 2.5-8 最大せん断ひずみ分布図



- 97 -

(6) 結果のまとめと考察

図 2.5-4 に変形図を示す。3STEP 目はベントナイト系材料の Ca 化率およびセメント 系材料の Ca 溶出率共に 0%であるため、初期の膨潤圧による変形となっている。初期 の膨潤圧が埋戻し材と比較して緩衝材の方がおよそ 2 倍であるため、緩衝材が埋戻し材 を押し上げるような変形となっている。その後、セメント系材料の Ca 溶出率が増すに つれて、7STEP まではわずかにセメント系材料の体積が収縮し、8STEP で大きく体積 収縮を起こす結果となった。これは、本検討では 8STEP (Ca 溶出率 100%)で初めて セメント系材料全体の一軸圧縮強度が軸差応力を下まわり、せん断破壊が生じているた めである。また、セメント系材料の構造躯体の側壁上部が倒れこみ、埋戻材が沈下して いる様子がわかる。

図 2.5-5 に平均応力分布図を、図 2.5-6 に最小主応力分布図を、図 2.5-7 に軸差応力分 布図を示す。図 2.5-5 を見ると、セメント系材料の Ca 成分溶出率が増えるにしたがい、 ベントナイト系材料、セメント系材料の剛性低下部で平均応力が減少していく様子がわ かる。ベントナイトの平均応力の低下は、膨潤圧の低下を表している。本年度の試解析 による検討においては、ベントナイトの平均応力は常に減少する傾向にあり、セメント系 材料の体積収縮によって局所的にベントナイトの平均応力が増加するといった事象は認め られなかった。また図 2.5-6 を見ると、セメント系材料においても、引張応力の発生は認 められなかった。なお、セメント系材料の最小主応力は、2.2.4 で示したように面内におけ る値である。一方、図 2.5-7 を見ると、セメント系材料の Ca 成分が溶出していない要 素に比較的大きな軸差応力が発生している様子が分かる。これは、Ca 成分が溶出し、 剛性が低下した要素の応力を剛性が低下していない要素が受け持っているからである。 しかし、Ca 成分の溶出率が小さく、強度が大きい 3~7STEP ではせん断破壊までには 至らない。ベントナイト系材料は緩衝材の上部左右両端に比較的大きな軸差応力が発生 しているが、初期に大きな膨潤圧が等方的に作用するため、さほど大きな値ではない。

図 2.5-8 に最大せん断ひずみ分布を示す。初期に緩衝材の上部左右両端に大きなせん 断ひずみが発生し、セメント系材料の Ca 成分溶出にしたがって、緩衝材下部隅角部の ひずみが増大していく様子が分かる。8STEP ではセメント系材料に破壊が生じ、変形 が大きく進むため、緩衝材に大きなひずみが発生している。

図 2.5-9 に透水係数分布を示す。透水係数のコンター図は対数表示で示している。 7STEP までは変位が小さいため、変形による透水係数の分布が殆んど見られず、化学 的変遷による透水係数の変化に留まっているが、セメント系材料に破壊が生じる 8STEP では、緩衝材上部にわずかに透水係数の分布が見られる。緩衝材においては、 初期の透水係数から2オーダー程度の透水係数の増加が見られた。

以上の検討内容も踏まえて、評価しがたい特異な結果は生じていないことから、試作 した2次元の力学的変遷評価システムが正常に作動していると判断する。

また本解析においては、8STEP でセメント系材料の破壊が生じ、それまでのステップと比較して、計算時間が大幅にかかった。今後収束計算の高速化が課題として挙げられる。

3. 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検討

3.1 連成方法の検討

3.1.1 連成システムの構築

ニアフィールド水理場の長期的変遷を評価するためには。水理、化学、力学の連成現 象を解析する必要がある。いままで、水理・化学変遷挙動評価システムと力学変遷挙動 評価システムをそれぞれ独立に開発してきたが、本節では二つの評価システムの連成方 法について検討を行う。連成の方法には一般的に弱連成と強連成とよばれる方法が存在 する。

弱連成は、それぞれのシステムを独立のモジュールとして扱い、例えばある時刻 t に おいて力学を解いて、その結果をもとに時刻 t+∆t の水理・化学を解き、さらに時刻 t+2∆t の力学を解くという反復を繰り返す。弱連成の弱点は、この例では、時刻 t から時刻 t+2∆t までの間は実際には水理・化学の影響により力学の状態が変化するにもかかわら ず、時刻 t での結果をそのまま使用する点であり、このためタイムステップ間の変化を 無視できるほど小さいタイムステップ∆t を用いる必要がある。しかし、それぞれのシ ステムを独立のモジュールとして扱うため、開発のコストは強連成に比べてかなり小さ くなる。

一方、強連成は水理・化学・力学の変遷挙動を単一の方程式(常微分方程式)にまと めて解くため、タイムステップ∆t を比較的大きく取れるという特徴をもつ。しかし、 複雑な連成挙動を記述する方程式を算出し、適切な解法を探索する必要があるため、開 発コストは膨大なものとなる。表 3.1-1 に二つの連成方法の特徴をまとめる。

	弱連成解析	強連成解析		
時間ステップ	短くする必要がある	長く取れる		
1回の計算コスト	それぞれの方程式を独立に解	異なるタイムスケールの問題		
	くので小さい	を同時に解くので大きい。		
解の精度	一般に低いが、時間ステップ	方程式が精度よく解ければ高		
	を短くすることによって向上	l I.		
	することが可能。			
開発コスト	独立したモジュールをそのま	新たな解析システムを構築し		
	ま利用できるので開発コスト	なければならないので開発コ		
	は小さい。	ストは極めて大きい。		

表 3.1-1 弱連成解析と強連成解析の特徴

連成方法の決定は連成現象の特徴、必要な解の精度、実用的な計算時間、開発のコストを総合して判断する必要がある。本年度の研究では、水理・化学変遷挙動評価システムと力学変遷挙動評価システムをそれぞれ独立のモジュールとして扱える範囲でさまざまな連成方法を試み、独立のモジュールとして扱うという点では弱連成解析でありながら、強連成解析に近い連成方法についても検討を行い、今後のシステム開発の方針を決定する。このため、以下の手順により検討を進める。

時刻 t=0 で力学の計算を行い、その結果を用いて時刻 t=0 で水理の計算を行う。これ らの結果を用い、時刻 t=0 から t= Δ t までの化学の変遷を計算する。時刻 t= Δ t では同様 に力学の計算を行い、その結果を用いて時刻 t= Δ t で水理の計算を行う。さらに、これ らの結果を用い、時刻 t= Δ t から t=2 Δ t までの化学の変遷を計算する。本手法では、化 学の時刻 t から 1 タイムステップ Δ t 経過後の状態は、時刻 t における水理条件で計算 された結果であり、時刻 t + Δ t の水理条件ではないので通常の弱連成である。

同様に時刻 t=0 で力学の計算を行い、その結果を用いて時刻 t=0 で水理の計算を行う。 これらの結果を用い、時刻 t=0 から t=Δt までの化学の変遷を計算する。ただし、ここ で一旦、時刻 t=0に戻って、時刻 t=0 から t=Δt の化学の変遷に基づいて、より細かい タイムステップで力学及び水理の計算を行い、その結果を取り入れ、再度、時刻 t=0 か ら t=Δt までの化学の変遷を計算する。その結果、時刻 t=0 から t=Δt の化学の変遷が変 わるので、新しい結果を用いて先ほどと同じ細かいタイムステップで力学及び水理の計 算を行う。このように時刻 t=0 から t=Δt までの力学、水理、化学を平衡に達するまで 反復することによって、強連成に近い計算を行うことが可能である。 3.1.2 力学的変遷挙動評価システム

2.5 において試作した力学的変遷挙動評価システムを本連成解析において用いる。このシステムの概要について簡単に再述する。

この力学的変遷挙動評価システムは、ベントナイト系材料、セメント材料に対してそ れぞれ本研究において構築したモデルを組み込んだ、有限要素法による挙動評価システ ムである。このシステムの解析フローは図 2.5-1 で示したとおりであり、基本的にはベ ントナイト系材料の Ca 型化率、セメント系材料の Ca 溶出率をインプットとして読み 込み、それに応じた力学パラメータを 2.4 において設定した関係式によって算定し、そ れに応じた変形、応力、またそれに伴う透水係数の変遷等を評価しうるものである。

ベントナイト系材料(緩衝材、埋戻材)のモデルについては、その非線形膨潤挙動に 着目し、既存の関ロ・太田モデルの体積弾性係数を浸透膨潤(e-logp 曲線上の膨潤線の 非線形成分)を考慮した形に置き換えた、新規の構成式である。(2.1 参照)またセメン ト系材料(廃棄体、充填材、構造躯体、支保工)のモデル化については、ベントナイト 系材料の構成式との調和性等から増分形式の解析手法を採用し、膨潤圧等による弾性変 形、その後の剛性低下に伴う変形、さらに降伏強度に達した後の変形を考慮できるモデ ルを構築し、採用している。(2.2 参照)これらのモデルに必要なパラメータの、化学的 変遷に伴う変化の関係は、既往の知見を元に暫定的な関係式として設定しており(2.4 参照)、化学的変遷、及び力学的変遷(変形)による透水係数の変遷の評価式について も既往の知見に基づき設定している。(2.5.2(4)参照)

3.1.3 水理変遷挙動評価システム

水理学的変遷挙動に関する計算は、各タイムステップに、与えられた透水係数を読み 込んで、静水圧及び流速を出力する。解くべき方程式は、ダルシー則に従う非圧縮性流 体の飽和定常流に関する連続の式である。母岩の透水係数は1.0×10⁻⁸[m/sec]、EDZ は その 10 倍の 1.0×10⁻⁷[m/sec]とし、どちらも力学や化学の状態によらず一定とした。 構造躯体及び廃棄体充填層の透水係数は時刻 0 から 1.0×10⁻⁵[m/sec]とし、力学・化学の 状態によらず一定とした。これらの構造物はセメントを多く含み、その透水係数は本来、 力学状態だけでなく Ca 溶出率によって変化しうるが、本検討ではベントナイトが Ca 化しても透水係数は周りの母岩より十分低く施設内は拡散場であると予測されること、 連成方法の検討を目的とした解析であることから、初期から劣化した透水係数で一定と した。ベントナイトの透水係数は、化学的変遷(Ca 型化)による特性変化を考慮した 力学解析で得られる透水係数を用いた。 3.1.4 化学的変遷挙動評価システム

化学変遷挙動についての計算は、各タイムステップに、与えられた流速を読み込ん で、Ca 化率及び Ca 溶出率を出力する。初期のベントナイトは、乾燥密度 1.6[g/cm³]、 ケイ砂 30wt%混合を想定し、51.4[meq/100g](核燃料サイクル開発機構、1999)とした。 セメント系材料中の Ca 量は、OPC セメントを用いた水 / セメント重量比 60%のコンク リートを想定して 4221[mol/m³](核燃料サイクル開発機構、電気事業連合会、2000)とし た。 3.2 求解アルゴリズムの検討

3.2.1 連成のアルゴリズム

まず、水理・化学と力学の弱い連成について調べた。システムの詳細なフローチャートを図 3.2-1 に示す。時刻 t = 0 において、Ca 化率及び Ca 溶失率を 0 に初期化する。 力学解析は、与えられた Ca 化率及び Ca 溶出率を読み込んで、弾塑性解析を行い結果 として、歪、歪の増分、応力、応力の増分、透水係数などを出力する。水理計算は、力 学解析により求められた透水係数を読み込んで、静水圧及び流速を出力する。化学解析 は、水理解析により求めた流速を読み込んで、時刻 t = Δ t までの変遷を求め、時刻 t = Δ t における Ca 化率及び Ca 溶出率を出力する。この結果をもとに、時刻 t = Δ t における 力学解析、水理解析、化学解析を同様に順次行う。以上の反復を、指定した一定のタイ ムステップ Δ t で、計算終了時刻まで行う。

まず、現時点で最も標準的と思われる諸条件を用いて上記の計算を、タイムステップ を変えて行った。図 3.2-2 に解析体系を示す。図 3.2-3 にはベントナイトの Ca 化率お よびコンクリートからの Ca 溶出率の分布をタイムステップを 10 年、100 年 1000 年と して解析した場合の結果を示す。図 3.2-4 には、全体の変位分布を示す。変位分布は解 析結果を 100 倍に強調して示してある。

以上の結果から本解析ではタイムステップ依存性は非常に小さいことがわかった。これは、ベントナイトが Ca 化しても、透水係数は、1E-11m/s のオーダーの範囲であり、 人工バリア内は拡散場であることには変わりないからである。また、施設内の応力の時 間変化も非常に緩やかである。従って、人工バリア内に拡散に勝る流れが生じない範囲 では、弱い連成で十分でありかつタイムステップも比較的長く取れることが判明した。

また、図 3.2-6 に最も Ca 化の速度が速い、図に示した観測点の 0 年から 1000 年ま での Ca 化率の変化をタイムステップを 1 年、10 年、100 年、1000 年として計算を行 った場合について比較する。タイムステップ 1 年での計算結果を真値とすると、10 年 ステップ、100 年ステップ、1000 年ステップでの計算結果の誤差はそれぞれ 0.9%、9.1%、 53.1%となる。これは、最も変化が早い点及び時間での誤差であるので、誤差の最大値 であると想定できる。



図 3.2-1 弱い連成に関するフローチャート



図 3.2-2 解析体系



図 3.2-3 タイムステップの違いによる Ca 化率と Ca 溶出率の比較



図 3.2-4 タイムステップの違いによる変位分布の比較(変位を 100 倍に強調した図、カラースケールは実際の変位)





図 3.2-5 観測点におけるベントナイト Ca 化率の変化(~1000年)

次に、水理・化学と力学のより強い連成について調べるためのシステムを構築した。システムの詳細なフローチャートを図 3.2-6 に示す。

まず、時刻 t = 0 において、Ca 化率及び Ca 溶出率を 0 に初期化する。力 学解析は、与えられた Ca 化率及び Ca 溶出率を読み込んで、弾塑性解析を行 い結果として、歪、歪の増分、応力、応力の増分、透水係数などを出力する。 水理計算は、力学解析により求められた透水係数を読み込んで、静水圧及び 流速を出力する。化学解析は、水理解析により求めた流速を読み込んで、時 刻 t = ∆t までの変遷を求め、時刻 t = ∆t における Ca 化率及び Ca 溶出率を 出力する。ここまでの処理は弱い連成と同じである。強い連成では、ここで、 時刻 t = 0 から t = ∆t までの変遷を n 等分して (図 3.2-6 では 4 等分)、各時 間区分における Ca 化率及び Ca 溶出率を線形内挿により求める。この結果を もとに、各時間区分において力学解析は、内挿により得られた Ca 化率及び Ca溶出率を読み込んで、弾塑性解析を行い結果として、歪、歪の増分、応力、 応力の増分、透水係数などを出力する。水理計算は、ここで力学解析により 求められた透水係数を読み込んで、静水圧及び流速を出力する。化学解析は、 各時間区分の水理解析により求めた流速を読み込んで、時刻 t=Δt/4、t=2Δt/4、 t=3Δt/4、時刻 t = Δt までの変遷を順次求める。このような手順により求めら れた時刻 t = ∆t における Ca 化率及び Ca 溶出率を、最初に単一の時間区分 で求めた Ca 化率及び Ca 溶出率と比較して収束を判定する。 もし、収束が得 られていない場合、最後に行った化学解析より各時間区分における Ca 化率 及び Ca 溶出率を線形内挿により求め、この結果を、もとに力学解析、水理 解析、化学解析を順次行って、時刻t=∆t における Ca 化率及び Ca 溶出率 を、前回求めた Ca 化率及び Ca 溶出率と比較して収束を判定する。同様の反 復を収束が得られるまで実行する。収束が得られた場合、次の時間ステップ の解析を同様に実施する。以上の計算を、指定した一定のタイムステップ∆t で、計算終了時刻まで行う。

弱い連成解析では、時間ステップ内の化学変遷により力学及び水理の変化 を全く考慮していないが、強い連成解析では時間ステップ内の化学変遷によ り力学及び水理の変化を収束させているので、一般の強連成の概念と一致し ている。

本節の解析では、差の絶対値の最大値が 1%以下となった時点で収束したと判定した。

図 3.2-7 に強い連成の解析を行った解析体系の概念図を示す。弱い連成の 解析体系と同様であるが、計算量を軽減するためメッシュ数を若干減らした。

図 3.2-8 には時間ステップを 1000 年として、時間ステップ内を4分割して、図 3.2-7 内に示した観測点における Ca 化率の時間ステップ内の変遷を 収束させた様子を示す。図の step1 は単一の時間区分で求めた 1000 年の変 遷を示す。step1 を内挿して求めた変遷をもとに、力学及び水理解析を行う ことによって順次 step2 以降求め、step5 で収束を完了した。

図 3.2-9 には時間ステップ及び分割を 1000 年(4分割)、100 年(4分割)、 100 年(2分割)とした場合の観測点における Ca 化率の変化をプロットした。 また、弱連成解析で時間ステップを 1 年とした場合の結果を真値として併せ て表示した。時間ステップ及び分割を 1000 年(4分割)、100 年(4分割)、100 年(2分割)とした場合の誤差はそれぞれ 2.9%、2.8%、0.9%となった。強い連 成解析では時間ステップを 1000 年と比較的長くとっても、時間ステップ内の収 束を図っているため、小さい誤差で解が求められる。また、計算量の観点から も、弱い連成で時間ステップを 1 年として 1000 年間の変遷を求める場合、力 学、水理、化学解析を実行する回数が 1000 回となるが、強い連成で時間ステッ プを 1000 年、分割数を 4 として 1000 年間の変遷を求める場合、力学、水理、 化学解析を実行する回数は収束のための反復回数 5 回とすると、合計 20 回とな り、計算効率も向上する。

なお、例えば 1000 年(4分割)の計算の場合、125 年での値(最初の分割の 中心値)を 0~250 年の値と仮定して計算を行うため、時間とともに正フィード バックループ(Caの溶出により流速が増加して Caの溶出が加速される)によ り反応が進行するような現象では、反応の進行が正解より大きくなる(図 3.2-8 で曲線が上に凸)。



図 3.2-6 より強い連成に関するフローチャート







図 3.2-8 収束ループ内での収束



図 3.2-9 強連成解析の収束

3.2.2 求解のアルゴリズム

連成方法の検討の結果、力学的変遷が水理・化学的変遷に対して及ぼす影響は小さく、弱い連成解析でも十分に精度の高い解が比較的長い時間ステップでも得られることが示された。また、それぞれの解析ツールを独立のモジュールとしても連成の強い解析を実施することが可能であることが示された。 強い連成解析では、弱い連成解析よりも長い時間ステップを取ることが可能であり、計算コストを削減することも可能であることが示された。

また、力学解析の計算負荷は水理・化学的変遷に対して非常に小さいこと も示された。したがって、連成解析全体のパフォーマンスを向上するために は、水理・化学的変遷のパフォーマンスを向上することが必須で具体的には 1.3 節で説明したように、

全メッシュ点における鉱物の反応速度の計算して瞬時平衡として計算 する鉱物と速度論的に計算する鉱物に分類する。

反応速度論として計算する鉱物の反応速度、液相化学種の濃度からタイムステップ内で反応速度を一定として差し支えないタイムステップを 設定する。

速度論による鉱物の反応量を、タイムステップ内では反応速度は一定と して求める。

瞬時平衡として計算する鉱物に分類した鉱物と液相化学種の計算を行う。このとき現れる高次の連立方程式は簡易ソルバーにより解を求める。 化学反応の計算結果より、各メッシュにおける、空隙率などを求めて、 移流及び拡散係数を計算する。

移流及び拡散係数をもとに水理場の計算を行う。

水理場より液相化学種の物質移動の計算する。

求めた水理場より液相化学種の移動を計算する。

という一連の方法が有効であると考えられる。

3.3 並列化手法の検討

同様に並列化についても、連成解析全体のパフォーマンスを向上するため には、水理・化学的変遷のパフォーマンスを向上することが必須で、並列化 も水理・化学的変遷挙動解析システム、特に化学的変遷挙動解析システムの 並列化が有効である。化学的変遷挙動解析システムでは各メッシュ点ごとに 化学的変遷挙動を計算するので、メッシュ点について並列化を行えば比較的 容易に実現できると考えられる。 JNC TJ8400 2003-050

4. 開発要素のまとめ

1章~3章の検討等より得られたセメント系材料、ベントナイト及び岩盤から構成される全体システムに関わる個々のモデル/関係式/入力情報及びそれらの取得に必要な研究・実験項目等の開発要素を整理した。

4.1 化学的変遷挙動及び全体システムに関する開発要素

1) ユーザーインターフェース

解析条件の windows 画面からの入力

2)データベース

化学反応式の選択

様々なモデルの選択

定数等を自動的に選択する機能

解析対象とする反応、特に二次鉱物の生成反応、についてのオプションが多く存 在することから、対応する反応システムの指定を効率的かつ柔軟に行うことのでき るデータベースが、上記のユーザーインターフェイスと併せて必要と考えられる。 3)解析システム

計算アルゴリズムの高速化

計算アルゴリズムの高精度化

特に、現在の解析システムの一部で用いている汎用のソルバー(例えばニュート ンラフソン反復)を、問題の特徴にあわせてカスタマイズすることが、収束性の向 上のために有効と考えられる。

4) 可視化

シナリオバリエーションの表示

計算やモデル構築の時間のかかる詳細な定量的解析に先立ち、水理学的条件の変 遷に関する種々のシナリオを、比較的簡易な計算によって表示する機能の開発 5)並列化

化学計算の並列化

精度を落とさずメッシュ数の多いシステム評価を行うために、領域分割による並 列化を行うことが有効と考えられる。 4.2 力学的変遷挙動に関する開発要素

2章における検討を通じて抽出された、長期力学的変遷挙動評価の精度・信頼性の向 上のために必要な開発要素を以下に記載する。これらについて表 4.2-1 にまとめる。

1)ベントナイトの変形特性のモデル化

ベントナイトの再載荷挙動の評価

本検討において開発した、ベントナイトの非線形な膨潤挙動を表現できる構 成方程式は、膨潤後再載荷が生じた場合その膨潤曲線上をそのまま戻る評価と なる。しかしながら既往の圧密試験結果から得られている再載荷曲線は上に凸 の曲線となり、整合しない。本年度の試解析による検討においては、ベントナ イトの平均応力は常に減少する傾向にあり、セメント系材料の体積収縮によっ て局所的にベントナイトの平均応力が増加するといった事象は認められなかった。 しかし、セメント系材料の剛性・強度の低下の与え方を変えた場合や、クリー プ変形の大きい岩盤条件でその影響を本システムに取り込むことが必要にな った場合等は再載荷状態になる可能性がある。

ベントナイトのせん断特性の評価

本年度の検討では、ベントナイトの顕著な膨潤挙動に着目し、標準圧密試験 を用いて圧密特性について検証したが、せん断特性についての検討は実施して いない。せん断特性はベントナイトのせん断破壊を規定する上でも重要であり、 これについても検証する必要がある。

- 2)セメント系材料の変形特性のモデル化
 - モデルの検証方法の開発と検証、又は現モデルによる評価の安全性を確証する ためのシナリオの検討

本検討において開発したセメント系材料に関する力学モデルは、あくまで単 に想定した現象に対して開発したものであり、その現象が実際に起こりうる現 象であるかどうかはなんらかの実験による検証をしなければいいきれない。ま たその検証が実質不可能である場合は、現モデルによる評価が少なくても安全 側の評価であることを示す必要があり、そのシナリオを明確にする必要がある。 ひび割れに関する考え方の整理

セメント系材料は長期的には必ずひび割れが発生する。その有意性等を整理 した上で、再度ひび割れに対する考え方を明確化しておく必要がある。

3)岩盤の力学挙動による影響の評価

大久保モデルの力学的変遷評価システムへの取り込み方法

岩盤クリ - プの影響についても考慮するために、クリープ評価モデルとして 適当と考えられる大久保モデル等を力学的変遷評価システムに取り込む場合、 一般的に割線剛性法でコード化される大久保モデルを増分形にする必要があ る。これには負の接線剛性の発生、計算誤差の蓄積等の問題があり、容易でな い問題を解決するための検討が必要である。

- 4)化学的変遷指標と力学物性の定式化
 - ベントナイト系材料に対する Ca 型化率とモデルパラメータの関係

本年度仮定したこれらの関係式は、現状存在するデータからおおよその関係 を暫定的に表したものにすぎず、ケイ砂や礫を混合したベントナイト(緩衝材、 埋戻材)に対する力学試験を実施し、より信頼性の高い関係を求める必要があ る。

セメント系材料に対する Ca 溶出率とモデルパラメータの関係

本年度仮定したこれらの関係式は、現状存在するデータからおおよその関係 を暫定的に表したものにすぎず、化学的変遷指標として Ca 溶出率を用いるこ との妥当性や力学特性との関係を見出すフローについても、今後研究の進捗に 応じて修正を施す必要がある。

構造躯体や廃棄体等の信頼性の高い物性の与え方

本年度においてはこれらの物性を、既往の研究から提案されたセメントペー ストの Ca 成分の溶出率と強度、剛性の関係より、便宜上構造躯体、吹付コン クリートを W/C=50%、廃棄体、充填材を W/C=65%として関係を与えた。実 際としては、細骨材、粗骨材の影響や、さらには鋼製部材(鉄筋、廃棄体容器) 廃棄体中に存在する空隙の影響等があるため、どのように扱うかは極めて困難 な問題であり、安全側の評価を与えるための物性の検討が必要である。

5) 力学的変遷評価システムの試作・試解析

降伏時(応力の再配分)以後の収束計算の収束性の改善

本年度試作した力学的変遷挙動解析システムの試解析において、セメント系 材料を Ca 溶出率 100%とした場合(8STEP)においては、応力の再配分のフ ローに突入し計算に要する時間が極端に増加した。この収束計算の効率を向上 すべく収束フローを検討する必要がある。

ベントナイト系材料、セメント系材料の相互変形の検証

本年度試解析によって得られた解析結果について、その概要が本当に妥当性 の高いものであるかどうかを実験等によって検証する必要がある。基本的には セメント系材料に対する「モデルの検証方法の開発と検証、又は現モデルによ る評価の安全性を確証するためのシナリオの検討」と同意である。

表 4.2-1 力学的変遷挙動に関する開発要素のまとめ

開発要素	概要	重要度	対応の方向性	
ベントナイト系材料の構成方程式に関する開発要素				
再載荷挙動の評価	現構成方程式では、下に凸の e-logp 曲線をそのま ま戻る。		新たな概念の導入	
せん断特性の評価	せん断特性に関する検討は未実施		せん断試験との整合評価	
セメント系材料のモデル化に関する開発要素				
モデルの検証方法の開発と検証	想定した挙動の妥当性を確認する。		評価実験の考案	
評価の安全性の確証	想定した事象が妥当でないにしても、安全側の評 価となっていることを示す。		必要に応じて実験・解析を行い、 ロジックを構築する	
ひび割れに対する考え方の明確化	ひび割れに対する対応の有無、可否を含めて考え 方を明確化する。		必要に応じて実験・解析を行い、 ロジックを構築する	
岩盤挙動の本システムへの取り込みに関する開発要素				
大久保モデルの取り込み方法	大久保モデルの割線剛性法に基づくコード化した 場合、計算誤差が蓄積される等の問題が生じうる。		解析・評価手法の検討	
各部材の化学的変遷指標と力学パラメータの定式化について				
ベントナイト系材料の関係式の信頼 性の向上	現状では既往のデータに基づく暫定的な関係式に すぎず信頼性は低い。		研究の進捗に応じて修正	
セメント系材料の関係式の信頼性の 向上	現状では既往のデータに基づく暫定的な関係式に すぎず信頼性は低い。		研究の進捗に応じて修正	
構造躯体・廃棄体等の物性の与え方	鉄筋や廃棄体鋼製容器、発生空隙等を考慮した場 合、物性の与え方の妥当性を示すことは困難。		安全側の物性の与え方のロジッ クの構築	
力学的変遷解析システムについて				
収束計算における収束性の改善	セメント系材料が降伏した場合の収束計算に時間 が要する。		収束のアルゴリズムの検討	
解析結果の妥当性の検証	解析結果のベントナイト系材料とセメント系材料 の相互変形の妥当性の検証する必要がある。		 検証方法の検討	

:重要度大 重要

.

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、このシステムの構成要素となる化学的 / 力学的変遷挙 動解析システムについて、それぞれ必要な現象評価モデルの構築とシステ ムの試作、またそれらの連成方法の検討を行った。

1章においては、化学的変遷挙動解析システムに関わる検討を実施し た。既往の知見の再整理、実験的アプローチの方法及び解析の方法を提 案、また本質的に得ることのできない現象についてはモデルを絞り込むた めの検討を行った。また、昨年度構築した現象解析モデルをもとに、さら にナチュラルアナログや解析等の新しい知見を取り入れ高度化した。ま た、現象解析システムを構築し、モデルの妥当性について検討した。

2章においては、力学的変遷挙動解析システムに関わる検討を実施し た。ベントナイト系材料、セメント系材料のそれぞれについて着目挙動を 評価しうるモデルを構築し、これらのモデルを取り込んだ力学的変遷挙動 解析システムを試作した。また個々の部位の化学的変遷指標の推移を仮定 し試解析を行った。一方岩盤については、今後本システムに岩盤挙動影響 も取り込むための知見の整理と、既往のクリープモデルと空隙率 透水係 数関係を用いてクリープの透水係数への影響を試算し、岩盤挙動の連成に 対する有意性を検討した。

3章においては、水理・化学連成の化学的変遷評価システムと力学的変 遷評価システムを基本構成とし、これを連成させニアフィールドの水理場 の解析を実施するための簡易なシステムを開発し、連成の方法について検 討を行った。

4章においては、1章~3章の検討等より得られたセメント系材料、ベントナイト及び岩盤から構成される全体システムに関わる個々のモデル/ 関係式/入力情報及びそれらの取得に必要な研究・実験項目等の開発要素を整理した。

今後、本研究で示された検討結果、開発要素に応じた研究を進め、ニア フィールド水理場の長期的変遷評価システムを構築していく。ただし、今 後のシステム構築、及び関連する研究の進捗に応じて新たな課題が発生 し、方針等の見直しも必要になる可能性もあり、当研究の位置付け、達成 目標等も見据えた上で、慎重に当研究を進めていく必要がある。

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.化学的変遷挙動評価システムに関する検討)

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

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

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

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

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

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

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

NAGRA: "Beurteilung der Langzeitsicherheit des Endlagers SMA am Standort Wellenberg", NTB 93-26, NAGRA, (1993)

大西, 他: "コンクリート及びベントナイトの長期性能評価() 80年間 水道水に接触したコンクリートの調査",日本原子力学会,「2002年秋の大 会」予稿集,第三分冊, p.657, (2002)

W.Pfingsten: "Late 1998 Considerations on Mortar M1 Column Experiments and Modeling to Investigate the Degradation of the Most Permeable Component of a L/ILW Repository and Implications for the pH Plume Development", TM-44-98-17, Paul Scherrer Institute, (1998)

W.Pfingsten: "Experimental and modeling indications for self-sealing of a cementitious low- and intermediate-level waste repository by calcite precipitation", Radioactive waste management and disposal, Vol.140, pp.63~140,(2002)

杉山, 他: "TRU 廃棄物処分環境におけるセメント系材料の化学的変質評価",電力中央研究所報告,T01007&01030,(2001)

(2.力学的変遷挙動評価システムに関する検討) 鹿島建設(株),(株)クインテッサジャパン: "ニアフィールド水理場の長 期的変遷評価システム構築に関する研究",JNC TJ8400 2002-031,(2002)

大久保他:"一軸圧縮応力下における時間依存性挙動",日本鉱業学会誌, Vol.103, No.3, p.177~181,(1987a)

大久保他:"非線形粘弾性モデルによる坑道変形のシミュレーション",日本 鉱業学会誌,Vol.103, No.5, p.293-296,(1987b)

大久保: "コンプライアンス可変型構成方程式の解析的検討",資源・素材学 会誌, Vol.108, No.8, p.601~606, (1992)

大久保:"岩石のクリープ",資源·素材学会誌,Vol.107,No.5,p.245~252, (1989) ROBERT L. KRANZ : " Crack Growth and Development During Creep of Barre Granite ", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.16, pp.23~35,(1979)

Sprunt E. S. and Brace W. F. : "Direct observation of microcavities in crystalline rocks ", Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.11, pp.139~150,(1974)

Tapponnier P. and Brace W. F. : " Development of stress-induced microcracks in Westerly granite ",Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol.13, pp.103~112,(1976)

Atkinson B. K.: "Subcritical crack growth in geological materials", J. Geophys. Res., Vol.89, pp.4077~4114,(1984)

渡辺邦夫:"山地地下水解析上の諸問題(その3) 岩盤の透水性の評価に 関する問題 ",地下水と井戸とポンプ,第 26 巻第 11 号,p.2~8,(1984)

渡辺邦夫:"地質調査と岩盤地下水調査 -地質調査の重要性-",地質工学セミナー「地質工学の基礎と応用」,社団法人システム総合研究,p.99~118, (2002)

井尻,澤田他:"我が国の岩盤の水理特性について(研究報告)", JNC TN8400 99-090, (1999)

井尻,澤田他:"多孔質岩盤を対象とした天然バリア中の核種移行解析(研究 報告)", JNC TN8400 99-092, (1999)

青柳,佐原他:"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)

三浦,田部井他: "高レベル放射性廃棄物処分場における硬岩クリープ破壊の 検討",土木学会第55回年次学術講演会, p.330~331, (2000) 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", JNC TN1400 99-022, (1999)

鹿島建設(株): "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)

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

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

(株)太平洋コンサルタント,鹿島建設(株): "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, (2002)

土木学会:コンクリート標準示方書 [構造性能照査編],2002 年制定版,丸 善,p.29,(2002)

(3.ニアフィールドの水理場の長期的変遷評価システム構築に関する検討) 核燃料サイクル開発機構:"わが国における高レベル放射性廃棄物、地層処 分の技術的信頼性-地層処分研究開発第2次とりまとめ-分冊3 地層処 分システムの安全評価", JNC TN1400 99-023, p.V-37, (1999)

核燃料サイクル開発機構,電気事業連合会:"TRU 廃棄物処分概念検討 書",JNC TY1400 2000-001,TRU TR-2000-01,p.4-54,(2000)