

高レベル放射性廃棄物地層処分における
粘土プラグの閉鎖性能に関する研究

2008年3月

埼玉大学大学院理工学研究科（博士後期課程）
生産科学専攻（主指導教員 風間秀彦）

藤田朝雄

高レベル放射性廃棄物地層処分における粘土プラグの閉鎖性能に関する研究

藤田 朝雄

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、閉鎖による処分場全体の安全性を向上させるためには、埋め戻し材、プラグ、グラウト等の閉鎖要素についての材料特性の把握、施工性・性能の確認、およびその処分場全体における有効性の確認を行う必要がある。

本研究では、閉鎖要素のうち粘土プラグに着目し、国内外における処分場の閉鎖概念の考え方および課題を整理した上で、粘土プラグの主材料であるベントナイトの化学ポテンシャル、水の浸潤挙動を表す物性値の計測、実際の坑道規模で施工した粘土プラグに対する各種性能試験および解析評価、さらに岩盤、掘削影響領域、支保等の処分場構成要素をパラメータとした浸透流解析を実施した。

以上の実験および解析から、粘土プラグの材料である圧縮ベントナイトの飽和・不飽和浸透特性は他の粘土と同様の特性を持ち、現状技術を組み合わせて施工した粘土プラグは周辺部を含めて低透水性能を発揮し、このような性能を持つ粘土プラグを処分坑道端部へ配置することにより、人工バリアからの地下水の流出を抑制し、処分場全体の安全性の向上が期待できることが分かった。

Study on Sealing Performance of Clay Plug for Geological Disposal of High-Level Radioactive Waste

Tomoo FUJITA

To improve the safety of a high-level radioactive waste repository by a closure system of backfilling, plugging and grouting, it is essential to understand the properties of the materials that will be used as sealing components, confirm the construction technology and sealing performance, and evaluate the effectiveness of sealing components in the repository.

This study provides results on the measurement of hydraulic properties of compacted bentonite used as a clay plug, the in-situ performance tests for full-scale clay plugs and simulation of a tracer test, and groundwater flow analysis including hydraulic parameters of repository components (host rock, excavation damage zone (EDZ), plug, buffer, backfill, and support).

The conclusions drawn from this study were that (i) the compacted bentonite has dependencies on temperature and density of chemical potential, permeability and water diffusivity similar to common clay, (ii) a low permeability was maintained throughout the in-situ experiments and (iii) the clay plug placed at the end of a tunnel in a repository impeded water flow throughout the engineered barrier system.

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 高レベル放射性廃棄物の地層処分	2
1.2.1 処分場の構成要素	2
1.2.2 処分場環境	3
1.3 閉鎖技術に関する国内外の動向	4
1.3.1 閉鎖技術に関する海外の動向	4
1.3.2 閉鎖技術に関する国内の動向	9
1.3.3 閉鎖技術に関する課題と研究の目的	12
1.4 論文の構成	12
第2章 ベントナイトの浸潤に関わる特性評価	14
2.1 はじめに	14
2.2 既往の研究	15
2.2.1 ベントナイト	15
2.2.2 化学ポテンシャル	15
2.2.3 水分拡散係数	19
2.2.4 既往の研究のまとめおよび実施項目	22
2.3 ベントナイトの化学ポテンシャル	24
2.3.1 試験方法	24
2.3.2 試験結果および考察	30
2.4 不飽和ベントナイト中の水の浸潤挙動	34
2.4.1 はじめに	34
2.4.2 水分勾配下における水分移動	34
2.4.3 温度勾配下における水分移動	39
2.5 飽和ベントナイト中の水の浸潤挙動	43
2.5.1 はじめに	43
2.5.2 試験方法	43
2.5.3 試験結果および考察	45
2.6 まとめ	49
第3章 実際の坑道規模で施工した粘土プラグの性能確認	50
3.1 はじめに	50
3.2 TSXの概要	51

3. 2. 1	TSX の目的	51
3. 2. 2	試験位置	52
3. 2. 3	スケジュール	54
3. 2. 4	プラグ施工	55
3. 2. 5	粘土プラグ周辺の計測データ	59
3. 3	性能確認試験	63
3. 3. 1	はじめに	63
3. 3. 2	加圧注水試験	63
3. 3. 3	トレーサー試験	64
3. 3. 4	トレーサー試験解析評価	67
3. 4	まとめ	77
第4章	処分場構成要素を考慮した粘土プラグに関わる浸透流解析	78
4. 1	はじめに	78
4. 2	解析条件	79
4. 2. 1	解析対象	79
4. 2. 2	解析モデル	82
4. 2. 3	解析条件	84
4. 3	解析結果	87
4. 3. 1	直交圧力勾配 (ケース x-x-O) の場合	87
4. 3. 2	平行圧力勾配 (ケース x-x-P) の場合	94
4. 4	考察	100
4. 5	まとめ	104
第5章	結論	105
	謝辞	107
	参考文献	108

図目次

図 1.2.1	処分場の構成要素と期待される安全機能	2
図 1.2.2	地下施設での作業イメージ	4
図 1.4.1	本論文の構成	13
図 2.2.1	マトリックサクションと体積含水率の関係	17
図 2.3.1	クニゲル V1 と MX-80 の粒径加積曲線	24
図 2.3.2	クニゲル V1 の乾燥密度と含水比	26
図 2.3.3	試験装置(SC-10A)外観図	27
図 2.3.4	蒸気圧法計測概念図	28
図 2.3.5	粉末ベントナイトの水分特性曲線	31
図 2.3.6	圧縮ベントナイト(乾燥密度: 1.8g cm^{-3}) の水分特性曲線	31
図 2.3.7	25°C , 40°C , 60°C における水分特性曲線	31
図 2.3.8	様々なベントナイトの水分特性曲線	32
図 2.3.9	様々なベントナイトのモンモリロナイト基準含水比とサクションの関係	32
図 2.3.10	圧縮ベントナイトおよび粉末ベントナイトの水分特性曲線と van Genuchten モデルの適用	33
図 2.4.1	等温条件における浸潤試験装置	35
図 2.4.2	クニゲル V1 単体(乾燥密度 1.8g cm^{-3}) の水分分布図	35
図 2.4.3	ケイ砂混合体(乾燥密度 1.6g cm^{-3}) の水分分布図	36
図 2.4.4	等温状態の水分拡散係数	37
図 2.4.5	温度勾配試験装置	40
図 2.4.6	温度勾配下における水分移動試験の定常温度分布	40
図 2.4.7	温度勾配下における水分移動試験の水分分布(96 時間後)	41
図 2.4.8	温度勾配下における水分拡散係数	42
図 2.5.1	透水試験装置概略図	43
図 2.5.2	透水係数と温度との関係	46
図 2.5.3	固有透過度と温度との関係	47
図 2.5.4	固有透過度と乾燥密度との関係	48
図 2.5.5	固有透過度と有効粘土密度との関係	48
図 3.2.1	TSX の概念図	51
図 3.2.2	URL と試験位置	53
図 3.2.3	TSX のプラグ設置試験坑道周囲のレイアウト	54
図 3.2.4	粘土プラグ拡幅部施工後の岩盤状況	56
図 3.2.5	粘土プラグ概念図	57
図 3.2.6	粘土プラグ完成状況	57

図 3.2.7	コンクリートプラグ概念図	58
図 3.2.8	コンクリートプラグ完成状況	59
図 3.2.9	粘土プラグの計測断面の一覧	60
図 3.2.10	サイクロメータおよび湿度計で計測されたサクション圧変化	61
図 3.2.11	粘土プラグ天盤付近のトンネル周囲方向の圧力変化 (①～③) と スチールプレートにおけるトンネル軸方向の圧力変化 (④)	62
図 3.3.1	各フェーズにおける加圧室内の圧力, 温度, 粘土プラグからの総湧水量	64
図 3.3.2	トレーサー注入概念図	65
図 3.3.3	トレーサー試験結果	67
図 3.3.4	解析モデル	68
図 3.3.5	トレーサー試験 2 の実測と解析による破過曲線の比較 (C/C_0 は正規化濃度)	73
図 3.3.6	トレーサー試験 4 の実測破過曲線 (C/C_0 は正規化濃度)	75
図 3.3.7	トレーサー試験 4 の実測と解析による破過曲線の比較 (C/C_0 は正規化濃度)	76
図 4.2.1	処分坑道と主要坑道の交差部の構成要素	79
図 4.2.2	主要坑道の断面形状	80
図 4.2.3	粘土プラグの配置位置	81
図 4.2.4	解析モデル	82
図 4.2.5	境界条件	83
図 4.2.6	解析メッシュ	83
図 4.2.7	各要素内の水の流れ方向とコンクリートプラグと各要素との接触面 での水の出入り	86
図 4.3.1	流量・流速の評価断面	87
図 4.3.2	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-13-O)	88
図 4.3.3	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-9-O)	88
図 4.3.4	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-5-O)	88
図 4.3.5	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-5-O)	89
図 4.3.6	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-8-O)	89
図 4.3.7	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-11-O)	89
図 4.3.8	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-0-O)	90
図 4.3.9	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-1-O)	90
図 4.3.10	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-2-O)	90
図 4.3.11	ケース C シリーズの通過流量及び最大流速の比較	91
図 4.3.12	ケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較	92
図 4.3.13	ケース P シリーズの通過流量及び最大流速の比較	93
図 4.3.14	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-13-P)	94
図 4.3.15	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-9-P)	94
図 4.3.16	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-5-P)	94

図 4.3.17	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-5-P)	96
図 4.3.18	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-8-P)	96
図 4.3.19	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-11-P)	96
図 4.3.20	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-0-P)	97
図 4.3.21	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-1-P)	97
図 4.3.22	流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-2-P)	97
図 4.3.23	ケース C シリーズの通過流量及び最大流速の比較	98
図 4.3.24	ケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較	99
図 4.3.25	ケース P シリーズの通過流量及び最大流速の比較	99
図 4.4.1	各ケースにおける地下水流動の模式図(直交圧力勾配下)	100
図 4.4.2	各ケースにおける地下水流動の模式図(平行圧力勾配下)	101
図 4.4.3	圧力勾配の違いによる最大流速, 通過流量の差 (コンクリートの影響)	102
図 4.4.4	圧力勾配の違いによる最大流速, 通過流量の差 (埋め戻し材の透水係数の影響)	102
図 4.4.5	圧力勾配の違いによる最大流速, 通過流量の差 (粘土プラグの設置数の影響)	103

表目次

表 1.3.1	海外における閉鎖概念の考え方のまとめ	5
表 1.3.2	第2次取りまとめで示された閉鎖技術	10
表 1.3.3	高レベル放射性廃棄物地層処分の事業化技術で示された閉鎖技術	11
表 2.3.1	各種ベントナイトの鉱物組成	25
表 2.3.2	各種ベントナイトの物理特性	25
表 2.3.3	塩飽和溶液の相対湿度とサクション (20°C)	28
表 2.4.1	水分拡散係数 (2.4.10) 式における定数 a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , θ_{sat}	39
表 2.4.2	温度勾配下における水分移動試験条件	39
表 2.5.1	試験条件	44
表 3.2.1	試験工程	55
表 3.2.2	低発熱高流動コンクリートの配合表	58
表 3.2.3	粘土プラグ内に設置したセンサー	59
表 3.3.1	トレーサー試験結果	66
表 3.3.2	トレーサー試験解析の進め方	68
表 3.3.3	STEP1 におけるトレーサー試験解析用物性値	71
表 3.3.4	STEP1 の解析ケースと EDZ2 の透水係数	71
表 3.3.5	STEP2 におけるトレーサー試験解析用物性値	74
表 3.3.6	STEP2 の解析ケースと EDZ2 の透水係数	75
表 4.2.1	解析における坑道断面等の設定値	80
表 4.2.2	解析におけるプラグ形状の設定値及び設置位置	81
表 4.2.3	構成要素の物性値一覧	84
表 4.2.4	解析ケース一覧	85

第1章 序論

1. 1 研究の背景

今日の国際的なエネルギー状況を見ると、中国やインド等を中心とする経済成長を背景としたエネルギー需要の急増、産油国における供給余力の低下等による石油を始めエネルギーの国際価格の急激な上昇が起きている。各国は石油・天然ガス等エネルギー資源の獲得に向けた行動を活発化させるとともに、これまで原子力に対して慎重な立場をとってきた主要先進国を始め、これを推進する方向に政策を転換してきている国も見られてきている。資源小国の日本においても、経済成長を持続させるためには、安定的なエネルギーの確保が必要であり、化石燃料に代わる新たなエネルギー源の導入拡大や省エネルギー政策を進めるとともに、原子力発電を積極的に進める必要がある。

また近年、地球温暖化問題への対応が世界的に求められており、我が国においてはエネルギー起源の二酸化炭素が温室効果ガスの大部分を占めるため、この問題を対しても、省エネルギーを通じて、できる限り効用を変えない範囲で最大限のエネルギー消費量の抑制を図るとともに、供給安定性に優れ、かつ、発電過程において二酸化炭素を排出しないクリーンなエネルギー源である原子力発電が有利となる。

現在、日本で稼働中の原子力発電所は55基あり、発電能力は約5000万kW、電力供給に占める原発の比率は約3割となっている。1次エネルギー全体で見ると、電力の割合は約4割であるため、原発の比率は10数%程度である。

原子力発電は、上述のように、安定供給や環境への影響に対して優れている一方、発電に伴い様々な放射性廃棄物が発生する。原子力の便益を享受した現世代は、これらの放射性廃棄物の安全な処理・処分は避けることのできない問題である。

原子力発電所で使われた燃料（以下「使用済燃料」という。）を再処理してまだ燃料として有用なウランやプルトニウムを回収したあとに、核分裂生成物を主成分とする放射能の高い廃液である高レベル放射性廃棄物が発生する。高レベル放射性廃棄物は、長期間にわたり人間環境から隔離する必要があるため、ガラス固化体にして30～50年間冷却・貯蔵し、金属製の容器（オーバーパック）、緩衝材といった人工バリアを設け、最終的には地下300m以深の安定した地層中に処分（以下「地層処分」という。）される。

地層処分を行う処分場は、地上施設と廃棄物等の搬送や埋設のための地下坑道等の地下施設から成り、廃棄物等の埋設後これらの坑道は埋め戻し材の施工やプラグの設置、坑道周辺の掘削影響領

（Excavation Damage Zone :以下「EDZ」という）へのグラウト注入といった閉鎖技術が適用され、最終的には地上施設も含め閉鎖される。

これまでに世界的にも処分場の建設から廃棄物の埋設および閉鎖まで実施した例は無く、現状、各国とも処分場の設計や性能評価への寄与を前程とした研究開発が行われ、その中で検討されているのみであり、具体的に閉鎖技術として地下施設で適用されていない。

閉鎖による処分場全体の安全性を向上させるためには、埋め戻し材、プラグ、グラウト等の閉鎖要素についての材料特性の把握、施工性・閉鎖性能の確認、および処分場全体への有効性の確認を行う必要がある。

本研究では、国内外における処分場の閉鎖概念の考え方および課題を整理した上で、その課題を解決すべく実施した室内・原位置試験および解析結果について示すものである。

1. 2 高レベル放射性廃棄物の地層処分

1. 2. 1 処分場の構成要素

処分場は、人工バリア、地上施設、地下施設からなる「処分施設」と天然の岩盤（天然バリア）で構成され、「わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－」（以下「第2次取りまとめ」という。）（核燃料サイクル開発機構，1999）の処分概念に基づく処分場の構成要素は図 1.2.1 に示すとおりである。さらに、地下施設は、地上施設から廃棄体（ガラス固化体をオーバーパックに封入したもの）や建設資材等を搬送するためのアクセス坑道や連絡坑道、主要坑道、廃棄体を定置するための処分坑道あるいは処分孔等から構成される。廃棄体の定置方式には、処分坑道から処分孔を一定間隔で鉛直下向きに掘削しそこに定置する方法（縦置き方式）と水平方向に掘削した処分坑道に廃棄体を直接定置する方法（横置き方式）がある。

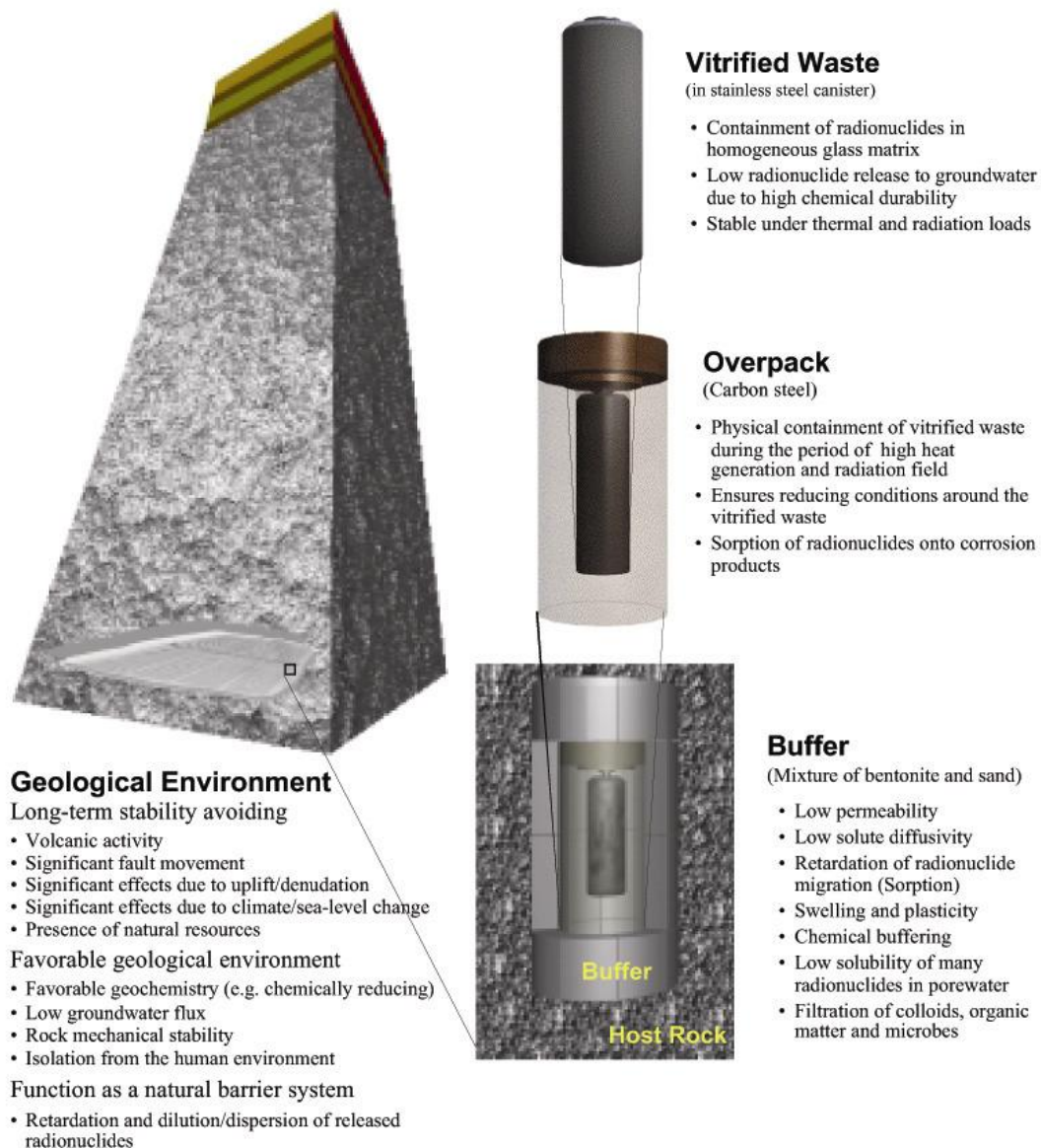


図 1.2.1 処分場の構成要素と期待される安全機能（JNC，2000）

廃棄体定置後、閉鎖要素設置以降の処分場および閉鎖要素自身を評価するためには、処分場の閉鎖性能に影響を及ぼす構成要素の状態の理解が必要である。つまり、処分場の閉鎖性能に影響を及ぼす構成要素が何時から何処に存在し、それによる影響とそれらの相互作用についても理解する必要がある。

本検討において閉鎖性能を評価する上で対象とする処分場構成要素は、図 1.2.1 に示した人工バリアの構成要素（ガラス固化体、オーバーパックおよび緩衝材）のほか、アクセス坑道や連絡坑道、主要坑道、それら坑道の支保工、坑道周辺の EDZ、強度プラグ、坑道の埋め戻し材、止水プラグ、強度プラグそして地質環境となる母岩とする。

上記構成要素のうち、人工バリアの設置後の処置に係わる構成要素を閉鎖要素という。本検討において、閉鎖要素は埋め戻し材、止水プラグおよび強度プラグとし、以下のように定義する。

埋め戻し材：人工バリア定置後に残された坑道群（主要坑道、連絡坑道、アクセス坑道等）を埋め戻す材料である。

止水プラグ：坑道が断層破碎帯と交差するような場合に断層破碎帯と坑道との連続性を分断するように断層破碎帯をはさむようにその両側に設置される、あるいは坑道周辺の EDZ に沿った地下水の移動経路を分断するために設置される粘土材料である。ここでいう“止水”とは、坑道を通過する地下水流動を抑制することである。また、材料を意味する“粘土プラグ”ともいう。

強度プラグ：坑道埋め戻しまでの短期の処分坑道における緩衝材（堅置き方式の場合は埋め戻し材）の膨出防止の役割を期待するものである。また、材料を意味する“コンクリートプラグ”ともいう。

1. 2. 2 処分場環境

図 1.2.2 は建設・操業時における地下施設での作業イメージ図である。本図を用いて、堆積岩における横置き方式（一部、堅置き方式のみの作業を含む）を例にして、閉鎖性能へ影響が考えられる構成要素の内容および状態を整理する。地下施設での作業は、建設予定区画での作業から順に、建設、定置、埋め戻しへと進められ、図 1.2.2 に示すように、区画化された処分パネル毎に行われることが考えられている。

図中「Planned construction(建設予定)」パネルは、連絡坑道および処分パネルの外郭となる主要坑道の施工までが終了した状態である。この時点では、坑道としては連絡坑道および主要坑道が存在する。坑道は、作業安全、坑道形状の維持等の目的により主にセメント材料を用いた支保工が設置される。一旦施工された支保工は、一部を除いて撤去されることはない。その特性は経年変化し、さらに溶出したセメント成分は周辺の構成要素に化学的影響を与える。支保工の周囲の母岩には坑道掘削による応力再配分および坑道掘削そのものの影響により EDZ が分布している。EDZ は、一旦発生した後は、岩盤クリープや周囲の構成要素の影響によりその特性は変化するものの永続する。

また、地下施設建設に先立ち、アクセス坑道が掘削されるが、アクセス坑道およびその周囲で閉鎖性能への影響が考えられる構成要素の状況は上記と同様である。

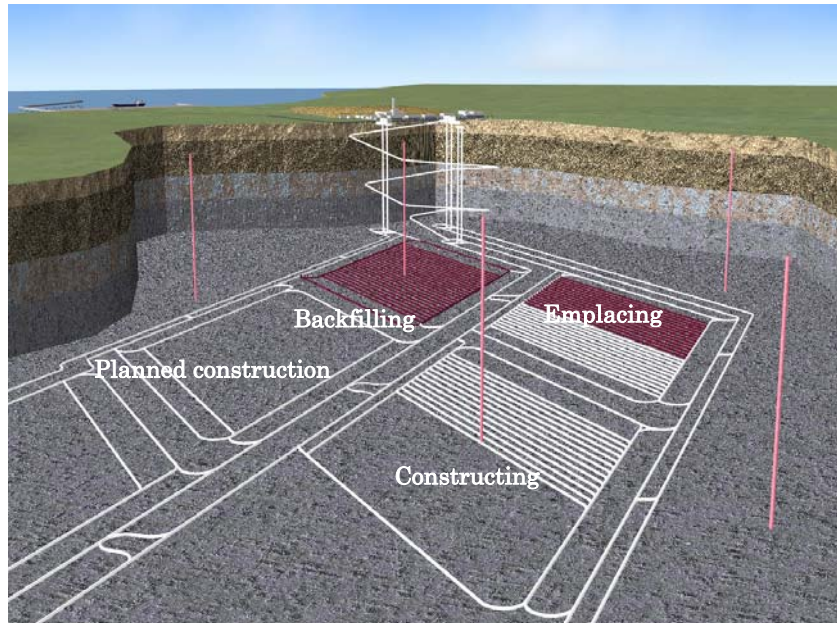


図 1.2.2 地下施設での作業イメージ（原子力発電環境整備機構，2004 に加筆して作成）

「Constructing(建設中)」パネルでは、「Planned construction(建設予定)」パネルの次の段階として処分パネル内に処分坑道が掘削される。図はパネルの半分まで処分坑道の掘削が終了した時点を示している。閉鎖性能への影響が考えられる構成要素としては、「Planned construction(建設予定)」パネルの処分坑道がある。処分坑道の周囲には上記と同様に支保工，EDZ が存在する。

堅置き方式の場合，処分坑道の掘削が終了すると，処分孔が掘削される。処分孔には支保工は設置されない。

「Emplacing(定置中)」パネルでは，人工バリアが処分坑道に設置される。また，人工バリアの定置が終了した処分坑道の両端には緩衝材の膨出を抑制するコンクリートプラグが設置される。設置したコンクリートプラグは撤去しない。その特性は経年変化し，さらに周辺の構成要素に化学的影響を与える。堅置き方式の場合，処分孔に人工バリアが設置され，処分坑道は空洞のままである。

堅置き方式の場合，上述したように処分坑道が空洞のままであることから，処分坑道の埋め戻しが必要となる。「Backfilling(埋め戻し中)」パネルでは，処分孔に人工バリアが設置された後，処分坑道が埋め戻し材で埋め戻される。閉鎖性能への影響が考えられる構成要素として埋め戻し材がある。処分坑道の両端部には，上記同様，コンクリートプラグが設置される。

全ての処分パネルに人工バリアが定置され，最終確認の後，地下施設の閉鎖段階となると，主要坑道，連絡坑道およびアクセス坑道が埋め戻される。図には示されていないが，必要に応じて粘土プラグが設置され，構成要素として考慮される。

1. 3 閉鎖技術に関する国内外の動向

1. 3. 1 閉鎖技術に関する海外の動向

カナダ，アメリカ，フランス，スイス，スウェーデン，フィンランド，各国の閉鎖概念の考え方を表 1.3.1 に示す。国毎に「埋め戻し」，「プラグ」および処分坑道内へ廃棄体以外の材料を充填する場合の充填物（以下「処分坑道充填物」という。）について整理を行っている。「埋め戻し」には処分坑道

と周辺トンネル（主要坑道，連絡坑道，アクセス坑道）の区別はないが，横置きの場合，処分坑道自体に廃棄体を設置するため，処分坑道の一部または全てに緩衝材が施工される．緩衝材には人工バリアとしての性能評価上重要な位置付けとなるため，ここでは「埋め戻し」には処分坑道以外の周辺トンネルにおける処置について示す．表では，1) 要素技術，2) 設置位置，3) 材料，4) 役割 4) 要求性能について示している．

表 1.3.1 海外における閉鎖概念の考え方のまとめ（「－」は情報が得られなかったことを示す．）

(a) カナダ（Simmons & Baumgartner, 1994 ; Baumgartner et al., 1996 ; Dixon et al., 1987 ; AECL, 1994 ; Johnson et al., 1994）

		要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
処分坑道 充填材	縦置き	緩衝材(締め固めブロック)	廃棄体周り	Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	核種の遅延効果	10 ⁻¹¹ m/s 以下の透水係数
		高密度埋め戻し材(現地締め固め)	処分坑道下部	粘土(25%)+ずり花崗岩(75%)	緩衝材に対する反力	10 ⁻¹⁰ m/s 以下の透水係数
		低密度埋め戻し材(吹き付け)	処分坑道上部	Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	隙間の充填, 核種の遅延効果	10 ⁻¹⁰ m/s 以下の透水係数
	横置き	緩衝材(締め固めブロック)	廃棄体周り	Na ベントナイト+珪砂	核種の遅延効果	10 ⁻¹¹ m/s 以下の透水係数
		高密度埋め戻し材(締め固めブロック)	緩衝材周り	粘土+ずり花崗岩	緩衝材に対する反力	10 ⁻¹⁰ m/s 以下の透水係数
		低密度埋め戻し材(吹き付け)	処分坑道上部	Na ベントナイト+珪砂	隙間の充填, 核種の遅延効果	10 ⁻¹⁰ m/s 以下の透水係数
		底盤コンクリート	処分坑道下部	低発熱高流動コンクリート	設置のし易さ	－
		粘土プラグ(締め固めブロック)	廃棄体間	Na ベントナイト+珪砂	核種の遅延効果	－
埋め戻し		高密度埋め戻し材(現地締め固め)	主要, 連絡坑道	粘土(25%)+ずり花崗岩(75%)	核種の遅延効果	－
		低密度埋め戻し材(吹き付け)	主要, 連絡坑道	Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	隙間の充填, 核種の遅延効果	－
		高密度埋め戻し材(現地締め固め)	立坑	粘土(25%)+ずり花崗岩(75%)	核種の遅延効果	－
		コンクリート, 粘土材料埋め戻し	調査ボーリング	低発熱高流動コンクリート, Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	ボーリング孔沿いの水みちの連続性をなくす	－
プラグ		コンクリートプラグ	処分坑道坑口	低発熱高流動コンクリート	埋め戻し材の流出防止, 核種遅延	－
		コンクリート, 粘土プラグ	立坑	低発熱高流動コンクリート, Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	核種の遅延効果	－
		コンクリート, 粘土プラグ	破砕帯	低発熱高流動コンクリート, Na ベントナイト(50%)+珪砂(50%)	核種の遅延効果	－
		鉄筋コンクリートプラグ	立坑坑口	低発熱高流動コンクリート	人間侵入を防ぐ	－

(b) アメリカ (USDOE/OCRWM, 2001 ; CRWMS M&O, 2000)

		要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
充填材	処分坑道	埋め戻しをしない(検討はしている)				
		埋め戻し材(吹き付け)	アクセス斜坑	破砕凝灰岩/ベントナイト/ベントナイト (5-10%)砂混合土	湧水を含む湿度の処分坑道内への侵入を防ぐ, 人間侵入を防ぐ	周囲の岩盤と同程度の透水性(10^{-6} ~ 10^{-9} m/s)
	埋め戻し材	立坑				
プラグ		コンクリート, 粘土プラグ	アクセス斜坑	・コンクリート ・ベントナイト (5-10%)砂混合土	湧水を含む湿度の処分坑道内への侵入を防ぐ, 人間侵入を防ぐ	高強度, 低透水, 長期耐久性
			立坑			
		コンクリートプラグ	立坑坑口			

(c) フランス (ANDRA, 2000)

		要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
処分坑道充填材	カテゴリC	緩衝材(締め固めブロック)	廃棄体周り	ベントナイト	長期にわたる物理的, 化学的安定, 核種の遅延効果	-
	カテゴリB	コンクリート/粘土埋め戻し	廃棄体周り	コンクリート, ベントナイト		
戻し	埋め	-	-	-	-	-
プラグ		操業時プラグ	処分坑道坑口	コンクリート	操業中の再取出しを可能にする	-
		長期プラグ	処分坑道坑口	ベントナイト, コンクリート	長期隔離	-

(d) スイス (McKinley & McCombie, 1996)

	要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
処分坑道 充填材	埋め戻し材 (= 緩衝材)	廃棄体下部	締め固めベントナイトブロック	廃棄物下部の支持, 定位置までの搬入, 核種の遅延効果	低透水性, 安定した化学特性, 物理的自己修復性
埋め戻し	—	—	—	—	—
プラグ	コンクリートプラグ	処分坑道坑口	コンクリート	埋め戻し材流出防止	—

(e) スウェーデン (SKB, 1998, 1999 ; Hökmark, 1994, 1996)

	要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
処分坑道 充填材	緩衝材 (締め固めブロック)	廃棄体周り	ベントナイト	キャニスターの防護, 核種への遅延効果, 核種の吸着, コロイドのろ過, キャニスター内部のガスの放出, 熱の効率的発散	長期化学的安定性 低透水性 (10^{-11} m/s 以下) 1MPa の膨潤圧
埋め戻し	埋め戻し材 (現地締め固め)	その他の坑道 立坑	ベントナイト (30%) + 岩ずり (70%)	トンネルの力学的安定, 緩衝材に対する反力, 坑道周辺の地下水流動の制限	長期化学的安定性 低透水性 (10^{-10} m/s 以下) 0.1MPa 以上の膨潤圧 岩盤と同等の性能
プラグ	短期プラグ (短期性能を期待)	処分坑道坑口	コンクリート, 岩盤とのインターフェースにベントナイトシール	処分坑道と操業区画との隔離, 緩衝材と埋め戻し材の流出防止	短期的止水性 短期的耐圧性
	長期プラグ (長期性能を期待)	坑道	検討中 (ベントナイト, コンクリート)	操業時の坑道が卓越した, 透水経路になることを防ぐ	低透水性
		立坑			
破砕帯	破砕帯の隔離				
ベントナイトプラグ	調査ボーリング孔	ベントナイト	ボーリング孔沿いの水の移行を防ぐ		

(f) フィンランド (Johansson et al., 1999 ; Vieno & Nordman, 1999 ; Vieno, 2000 ; Riekkola, 2000)

	要素技術	設置位置	材料	役割	要求性能
処分坑道充填材	緩衝材(締め固めブロック)	廃棄体周り	Na-ベントナイト/ Na モンモリロナイト +CaCO ₃ /CaSO ₄ (検討中)	核種の遅延効果	低透水性 化学的安定性
	埋め戻し材(現地締め固め/締め固めブロック)	処分坑道	岩ずり+ベントナイト(10~30%)/ 粘土(粘土含有率 90%, 内 50%が膨潤性に富む粘土)/ 岩ずり+締め固めベントナイトブロック	核種の遅延効果	低透水性 膨潤性(特に高塩分濃度下) 岩盤と同等の性能
埋め戻し	埋め戻し材(現地締め固め/締め固めブロック)	その他の坑道 立坑	岩ずり+ベントナイト(10~30%)/ Friendland 粘土(粘土含有率 90%, 内 50%が膨潤性に富む粘土)/ 岩ずり+締め固めベントナイトブロック	核種の遅延効果	低透水性 膨潤性(特に高塩分濃度下) 岩盤と同等の性能
プラグ	短期プラグ(短期性能を期待)	処分坑道坑口	コンクリート	坑道内の地下水の移動を防ぐ 人間侵入を防ぐ	低透水性
	長期プラグ(長期性能を期待)	坑道 立坑	締め固めベントナイトブロック		

以上の各国の閉鎖概念の考え方をまとめると以下のような。

- (1) 処分坑道の処理に関しては、アメリカにおいて処分坑道の埋め戻しが現在考えられていない他は、廃棄体縦置き方式の場合、処分坑道は膨潤性を持つ埋め戻し材で埋め戻すこと、横置き方式の場合、緩衝材を主体に埋め戻すこと、というレイアウトが基本である。また、処分坑道の坑口にはプラグを設置する場合が多い
- (2) 周辺坑道へは、粘土を含む材料で埋め戻しを行い、プラグを性能評価上重要な部位に設置し、グラウトを併用するという考え方が多い。
- (3) 各閉鎖要素の要求性能については、周辺岩盤程度という表現が多い。現状では、核種移行評価を含めた性能評価結果に基づいて定量的に具体的な仕様が決定されていない。

また、処分場の閉鎖をテーマとした国際ワークショップも 1998 年カールスバッド (Bennett et al., 1998) , 2001 年エスポ (SKB, 2002) , 2002 年ブリュッセル (ONDRAF/NIRAS,2002) で開催されており、これらのワークショップを通じた議論は、以下のようにまとめられる。

- ・ 全ての処分概念に適用できる埋め戻し概念というものはないが、共通の廃棄体や処分概念で比較すると、埋め戻し材の材料等、その考え方には共通な部分が多い。
- ・ 性能評価において、埋め戻し材の物性値の評価、シナリオ、施工等に対して十分な検討がなされていない。
- ・ 処分場環境に適合した埋め戻しを確実に行う技術が必要であり、さまざまな施工方法から適切な工法を組合せることにより、要求される性能（低透水性等）を確保する必要がある。さらに、埋め戻し材の施工技術は、性能評価での取り扱いとの整合性にも考慮する必要がある。

1. 3. 2 閉鎖技術に関する国内の動向

核燃料サイクル開発機構（現日本原子力研究開発機構）は、第 2 次取りまとめにおいて、高レベル放射性廃棄物の地層処分における地下施設の閉鎖技術に関して、人工バリアの設置環境に有意な影響を与えないように、また、坑道そのものが有意な水みちにならないように処置する技術として概念検討（表 1.3.2）を行った（核燃料サイクル開発機構，1999a）。第 2 次取りまとめ以降、埋め戻し材や粘土プラグ等の具体的な性能を考慮した工学技術と性能評価の両者の観点からの閉鎖性能の評価が必要であると捉え研究に取り組んできている（杉田ほか，2003，2004）。このような観点から、第 2 次取りまとめで示した閉鎖概念に対して、浸透流解析を参考にした閉鎖に係るシナリオの検討を実施してきている。その結果、閉鎖要素を設計する際に考えなければならない設計要件として、埋め戻し材は核種移行の主要な経路にならないこと、人工バリアの性能発揮に悪影響を与えないことを、粘土プラグは坑道に沿った地下水の移動を遮断すること、コンクリートプラグは埋め戻し材、緩衝材の膨出を押さえること（埋め戻し中）、人工バリアの性能発揮に悪影響を与えないこと（埋め戻し後）が求められることを示している（杉田ほか，2003）。

また、土木学会の原子力土木委員会の地下環境部会（以下、「地下環境部会」という）も、地下施設の埋め戻しに関して、処分場が所要のバリア機能を保持するために、適切な時期に坑道を埋め戻すことが必要であるとし、坑道内およびその周辺の水理特性（低透水性）が最も重要であると示している。プ

ラグの役割としては、坑道およびその周辺の緩み域、断層破碎帯、各種調査・試験用ボアホール等が将来主要な地下水移行経路とならないようにその連続性を絶つこと、坑道内の緩衝材や埋め戻し材の移動・流出を防止することと示している（土木学会原子力土木委員会地下環境部会，2004）（表 1.3.3）。

原環機構は、技術報告書の中で、第2次取りまとめで示された閉鎖概念に基づき地下施設の閉鎖に関して示している（原子力発電環境整備機構，2004）。

表 1.3.2 第2次取りまとめで示された閉鎖技術（核燃料サイクル開発機構，1999a）

要素技術	設置位置	目的
埋め戻し材	全坑道	埋め戻し部が卓越した透水経路になることを防ぐ
		坑道周辺岩盤の長期間における変形，EDZ の拡大を防ぐ
		処分場内への人間の侵入を防ぐ
コンクリートプラグ	地表坑口	処分場内への人間の侵入を防ぐ
	処分坑道の両端部	処分坑道からの緩衝材・埋め戻し材の膨出を防ぐ
		処分坑道内への人間の侵入を防ぐ
粘土プラグ	適宜（アクセス坑道基部）	坑道，EDZ の寸断
	断層を挟み込む位置	断層の隔離（坑道の寸断，EDZ の寸断）
		断層からの埋め戻し材の流出時における影響範囲の限定
グラウト	断層部	断層からの埋め戻し材の流出防止
	粘土プラグの周囲	EDZ の寸断
	粘土プラグに挟まれた影響領域	EDZ の止水

表 1.3.3 高レベル放射性廃棄物地層処分の事業化技術で示された閉鎖技術(土木学会原子力土木委員会
地下環境部会, 2004)

要素技術	位置	目的
埋め戻し材	全坑道	埋め戻し部が卓越した透水経路になることを防ぐ
		坑道周辺岩盤の長期間における変形, EDZ の拡大を防ぐ
		処分場内への人間の侵入を防ぐ
コンクリートプラグ	地表坑口	処分場内への人間の侵入を防ぐ
	処分坑道の両端部	処分坑道からの緩衝材・埋め戻し材の膨出を防ぐ
		処分坑道内への人間の侵入を防ぐ
粘土プラグ	坑道交差部	各パネル毎の水理的分断
	断層を挟み込む位置	断層の隔離(坑道の寸断, EDZ の寸断)
		断層からの埋め戻し材の流出時における影響範囲の限定
複合プラグ	アクセス坑道基部	坑道, EDZ の寸断
		アクセス坑道内の埋め戻し材の自重による主要坑道への押し出しの制御
複合プラグ	アクセス坑道中間部	坑道, EDZ の寸断
		アクセス坑道内の埋め戻し材の膨潤移動, 自重沈下の制御
	地層境界部を挟み込む位置	高透水部になる地層境界部の隔離(坑道の寸断, EDZ の寸断)
グラウト	断層部	断層からの埋め戻し材の流出防止
	粘土プラグの周囲	EDZ の寸断
	粘土プラグに挟まれた影響領域	EDZ の止水

1. 3. 3 閉鎖技術に関する課題と研究の目的

以上より、閉鎖要素に関しては、周辺岩盤程度の性能を持つことと人工バリア性能発揮を補助する役割を果たすこと期待されているとまとめることができる。これらを踏まえ、閉鎖要素に関する課題を整理すると下記のようになる。

- ① 閉鎖要素を構成する材料の特性を把握する必要がある。
- ② 閉鎖要素自身の施工が可能であることと、周辺岩盤程度の性能の発揮および人工バリア性能発揮を補助することを確認する必要がある。そのためには、要素試験のような実験室レベルでは施工性も含めた十分な性能を把握することはできないため、実際の坑道規模での性能を確認する必要がある。
- ③ 処分パネルを構成する全ての処分坑道は主要坑道、連絡坑道およびアクセス坑道を介して地上と繋がっていることから、埋め戻された坑道そのものが人工バリアからの放射性核種の移行経路となる可能性があることを考慮して、従来の廃棄体を中心とした長期安全性に特化した評価ではなく、人工バリアや人工バリア周辺に存在する支保やEDZ等の処分場構成要素を考慮した水理的影響の評価が必要である。

本報告では、これまでに示した閉鎖要素のうち特にベントナイトを主材料とする粘土プラグについて着目し、上記に閉鎖要素の課題として示した閉鎖要素を構成する材料の特性を把握し、閉鎖要素自身の施工性の確認および期待される閉鎖性能が発揮できることを確認するとともに閉鎖システムとしての考え方を整理していくために必要となる処分場構成要素を考慮した粘土プラグの水理的影響を評価することを目的とする。

1. 4 論文の構成

本論文は、第1章から第5章までの5つの章からなる。本論文の構成を図1.4.1に示す。

各章の概要は以下の通りである。

第2章では、粘土プラグの主材料であるベントナイトに関わり、特に、粘土プラグとして施工した後に、周辺岩盤から地下水が浸潤してくる際に重要となるベントナイトの化学ポテンシャル、飽和・不飽和の水の浸潤挙動を表す物性値の計測結果を示すとともに得られた物性値とパラメータとの関係から実験式を提示する。

第3章では、カナダ原子力公社（AECL：Atomic Energy of Canada Ltd.）との共同研究としてカナダの地下研究施設において、実際の坑道規模で施工した粘土プラグの性能を確認するために実施した原位置試験の施工概要および連続計測で取得されたデータを示すとともに、施工した粘土プラグの止水性能を確認するために実施した加圧注水試験結果とトレーサー試験およびその試験結果に基づく解析結果を示す。

第4章では、第3章において実規模の原位置試験結果から得られた粘土プラグの特性を用いて、処分パネルにおける処分坑道と主要坑道の交差部および人工バリア周辺に存在する処分場構成要素を考慮した浸透流解析結果を示すとともに、人工バリア周囲の地下水流動に影響するパラメータおよび粘土プラグの有効性について考察を加える。

最後に、第5章においては、本研究として得られた知見を結論としてまとめる。

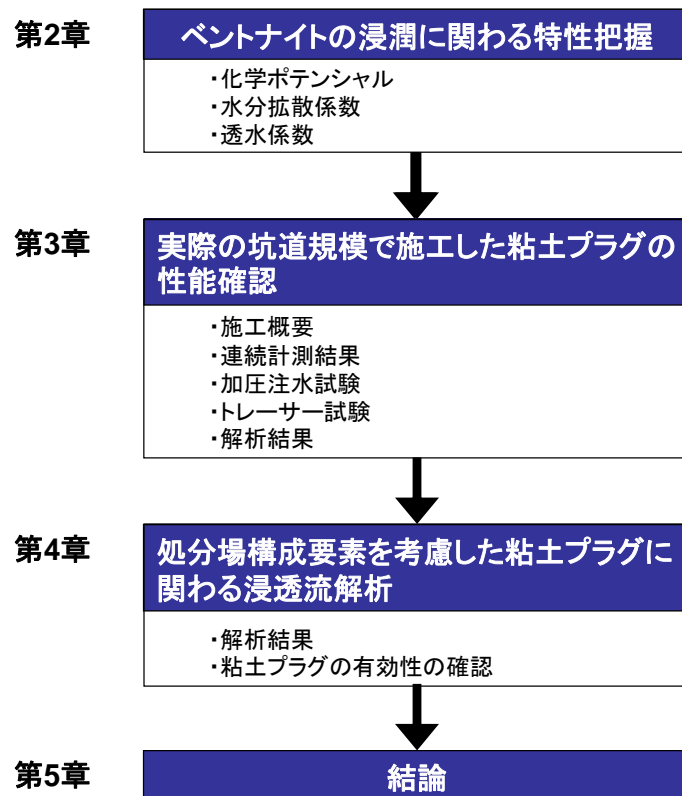


図 1.4.1 本論文の構成

第2章 ベントナイトの浸潤に関わる特性評価

2.1 はじめに

1.3に示したように、粘土プラグは、ベントナイトを含有する粘土材料からなる。粘土プラグの坑道への設置初期は不飽和状態であり、このような不飽和粘土中の水の浸潤挙動、熱伝導性、変形挙動は、水分や温度、密度等に影響され、飽和粘土とは違った特有の性質を示す。これは、不飽和粘土中には土粒子で構成される骨格部以外の間隙中に、水だけでなく、空気も存在するうえ、熱、水理、変形が連成現象として挙動するためである。

不飽和粘土中の水分移動と熱移動は、しばしば連成挙動としてモデル化されている。たとえば、土壌を均質な物質としてとらえ、水分の移動を拡散型微分方程式の解として与えるモデル (Philip and de Vries, 1957 ; Cary, 1963) があるが、これらは、非膨潤性の粘土のある限られた範囲について着目し、開発されたものである。近年、放射性廃棄物の地層処分における緩衝材や粘土プラグの候補材料として考えられているベントナイトのような膨潤性粘土について、拡散型微分方程式への適用の試みが行われている (Rashakrishna et al., 1989 ; 竹内ほか, 1995)。

また、不飽和粘土の強度特性については、間隙空気圧と水圧の差であるサクシジョンの影響が大きく、サクシジョンが大きくなると土の剛性および強度が増すことが知られている (Barden et al., 1969, 軽部ほか, 1978)。また、飽和粘土を対象として開発された有効応力の原理の不飽和粘土への成立性の議論もある (Bishop, 1959 ; 岡, 1980)。

本研究では、粘土プラグの設置初期における水の浸潤挙動の評価に資することを目的に、1.3に示したように、粘土プラグの主成分と考えられているベントナイトの化学ポテンシャル、水の浸潤挙動に関する既存の研究を概括し、本研究で実施する項目を明らかにする。これに基づき、ベントナイトの化学ポテンシャルおよび水の浸潤挙動を表す物性値の測定結果および実験式を示すとともに、結果について考察を加える (Fujita et al., 2001)。

2. 2 既往の研究

2. 2. 1 ベントナイト

ベントナイトは、スメクタイトを主成分とする粘土である。スメクタイトは、モンモリロナイト、バイデライト、ノントロナイト、サポナイト、ヘクトライト、ソーコナイト、スチブンサイトの粘土鉱物群を総称した名称であり、この中でもモンモリロナイトが代表的粘土鉱物である。我が国で緩衝材として検討されているベントナイトに含まれるスメクタイトの大部分はモンモリロナイトである。

ベントナイトは、1888年、米国ワイオミング州、モンタナ州、サウスダコタ州の州境地方で企業採掘が開始され、1898年、地層名に因んで Bentonite (ベントナイト) と命名された (近藤, 1994)。ベントナイトには次のような性質がある。

- 1) 水を吸収して膨潤する。これは、層間に水が入ることによって見かけ上体積が増加する現象である。試料2g を水100ml 中に入れたときの膨潤した体積を膨潤力という。とくに、Na 型ベントナイトは高い膨潤力を示し、乾燥体積の5~6倍まで膨潤が起こる (福江ほか, 1995)。また、圧縮した密度が高い場合には10倍以上の体積になる。この性質は、間隙等があれば閉塞させる働きがある。これは、モンモリロナイトのように相対的に低い層電荷の場合、水のような双極性分子が基面間に入り、結晶の膨潤を引き起こすからである。モンモリロナイトを水中に入れた場合には、層間に吸着された水が層を押し広げ、膨潤が起こる。
- 2) 非常に低い透水性を有しており、水の動きを抑制する。水の透過性を示す物性値として Darcy の法則に基づいた透水係数がある。これは、動水勾配に対する水の流速を決定する比例係数であるが、Na 型ベントナイトの場合きわめて小さいことが知られている。したがって、地下水がベントナイト中を移動する場合、透水係数が小さいためにゆっくり移動することが予想される。
- 3) 高い陽イオン交換能を有している。これは、陽イオン交換容量 (Cation Exchange Capacity : 以下「CEC」という) によって表すことができるが、ベントナイトはこのCEC が高く、80~120meq/100g (meq=10⁻³ 当量) である (福江ほか, 1995)。Cs⁺等の陽イオンは、層間イオンのNa⁺等と交換することによって層間に取り込まれることが収着および脱離実験により示されている (渋谷ほか, 1992)。さらにベントナイトには随伴鉱物として石英、玉髄、長石、斜長石、方解石、苦灰石、方沸石、黄鉄鉱等が含まれている。

2. 2. 2 化学ポテンシャル

(1) 化学ポテンシャル

不飽和状態での、土中水は土粒子表面からの吸着力、土粒子間隙に発生する表面張力 (毛管圧)、さらに土粒子の荷電により吸着されているイオンの影響 (浸透圧) 等を受けて吸引され拘束されており、土粒子からの影響の程度によって氷に近い構造を持つようなものから、通常の液体状のものまで、様々な状態の水として存在していると考えられている (中野, 1991)。これらの土中水の存在状態を表わす化学ポテンシャルは、同一温度で大気圧下にある純水の化学ポテンシャルよりも低下している。このような化学ポテンシャルを低下させる要因のうち、吸着力や表面張力等土粒子との相互作用によるものはマトリックポテンシャルと呼ばれ、負の水圧として現れる。水と空気界面が円管形の場合には次のようになる。

$$\psi_m = -\frac{2\sigma}{r} \nu \quad (2.2.1)$$

ここで、 σ は水の表面張力、 r は水と空気界面の曲率半径、 ν は水の比容積である。

土中水に溶解している溶質によっても化学ポテンシャルは低下する。これは浸透圧作用として知られているもので、オスモティックポテンシャルと呼ばれ、次のようになる。

$$\psi_o = -\frac{\pi RT}{1000} \sum m_i \quad (2.2.2)$$

ここで、 π は浸透係数、 R は気体定数、 T は絶対温度、 m_i は溶質 i の質量モル濃度を表す。こうした要素の総和が次式に示す純水に対する化学ポテンシャルの低下量を表す。

$$(\Delta\mu)_T = \psi_m + \psi_o \quad (2.2.3)$$

ここで、 $(\Delta\mu)_T$ は温度 T における化学ポテンシャルの低下量である。

水が多量の塩分を含む塩性土以外の砂質土やベントナイトを含む粘性土の場合、オスモティックポテンシャルの成分は小さいため、しばしばマトリックポテンシャルのみで示すことが多い。また、化学ポテンシャルの低下量は、純水に対するポテンシャル量であり、常に負の値を持つ。したがって、化学ポテンシャルを議論する際には、負号を取り除いたサクシオンやサクシオンの常用対数をとって表した pF 値を用いるほうが便利な場合が多い。よって本研究においても、化学ポテンシャルの大小や水分特性曲線等の議論の際には、サクシオンを用いることとする。

(2) 水分特性曲線

前節で示したようにサクシオンの成分は、含水量によって変化する。この両者の関係を表したものが水分特性曲線である。

図 2.2.1 に粒度の異なる例として砂質土と粘性土のマトリックサクシオンと体積含水率の関係を示す (Jury et al., 1991)。この関係は飽和試料の脱水過程で得られたものであり、空気侵入領域、毛管領域、吸着領域の3つの領域に別れる。飽和状態から空気侵入領域では、マトリックサクシオンは変化するが、含水量は変化しない。このときには、土中の最も大きな空隙から水が抜けた状態であり、このときのサクシオンをエアーエントリーサクシオンという。砂質土の場合 5~10cm 程度あり、また粘性土の場合はそれよりも大きくなる。

空気の侵入が始まった後、試料内のサクシオンは増加が小さな空隙内の水を急激に排出させる毛管領域になる。

空隙内の全ての水が排水される過渡期においては、粒子表面にしっかりと吸着された境界水のみが存

在する。この過程が、サクシジョンの大きな変化に比べ含水量の変化が小さい吸着領域である。

また、図 2.2.1 における砂質土と粘性土との粒度の違いによる水分特性曲線の違いは、それぞれの比表面積の違いによるものである。

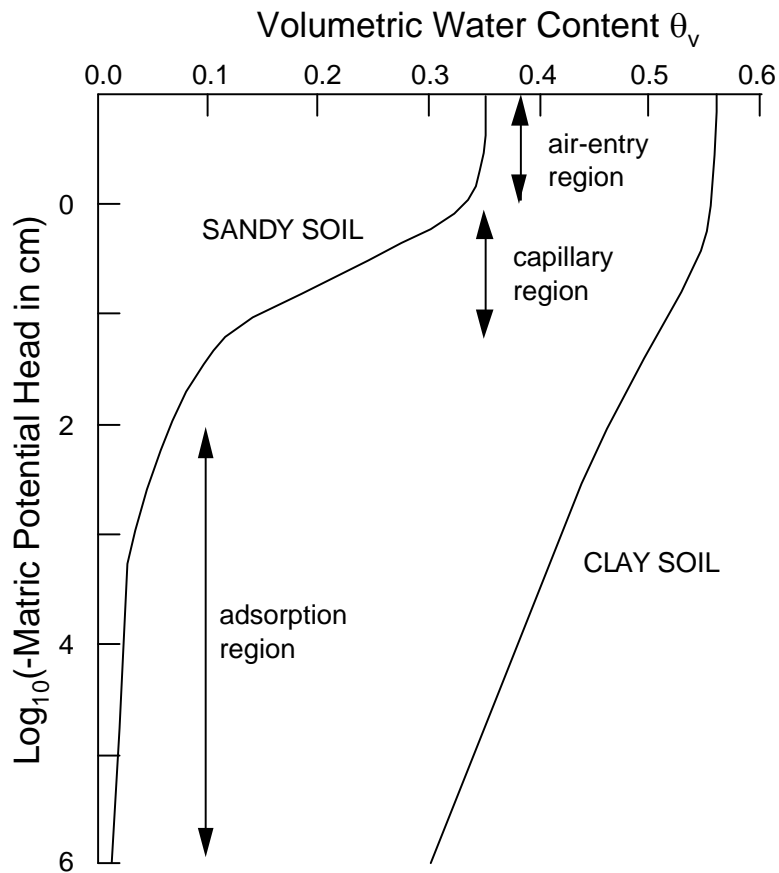


図2.2.1 マトリックサクシジョンと体積含水率の関係(Jury et al., 1991)

(3) 水分特性曲線のヒステリシス

一般に水分特性曲線には、吸水過程と脱水過程でヒステリシスがある (Poulovassilis, 1973)。ヒステリシスはずいぶんいろいろな原因によるものと考えられている。(1) 個々の孔隙 (通常不規則な形をした空隙で、それ自体より小さな経路で相互に連結している) の幾何学的形状が一様でないためにインクビン効果が生じるため、ヒステリシスが生じる。(2) 水と空気の接触角効果によるもので、一般に脱水過程の水と空気の接触角は、吸水過程の接触角より小さくなり、このために、ある水分含量に対応するサクシジョンは、吸水過程よりも脱水過程において大きくなる傾向がある。(3) 新たに土壌を湿らせた時封入された空気が、その水分含量をさらに減少させる。このとき、本当の平衡状態が達成されないために、ヒステリシス効果は強められる。(4) 膨潤、収縮あるいは老化現象のために、試料の湿潤、乾燥化の履歴に応じて、土壌構造が特異的に違ってくることによる。空気の吸着的溶解、あるいは土壌水中の溶解空気の段階的放出も、乾燥、湿潤を繰り返す系における水分特性曲線に特異的な影響を与える可能性がある (岩田ほか, 1984)。

(4) サクシヨンの温度依存性

サクシヨンは温度上昇に伴い低下する。化学ポテンシャルと温度との関係は次式で表せる (Philip and de Vries, 1957)。

$$\frac{\partial \psi}{\partial T} = \frac{\psi}{\sigma} \frac{\partial \sigma}{\partial T} \quad (2.2.4)$$

よって、多くの研究では、温度の上昇に伴う空気と水の境界面の表面張力の低下が、サクシヨンの温度上昇に伴う低下の主原因と考えられている (例えば Wilkinson and Klute, 1962 ; Gardner, 1955 等)。粗粒土、細粒土ともサクシヨンの温度依存性を表面張力でおおよそ説明できるが、細粒土の方がより適合性があり、含水量の低いほど温度依存性が強くなる (Constantz, 1983 ; Flocker et al., 1968)。

放射性廃棄物の地層処分対象となるベントナイトについてのサクシヨンの温度依存性については、拡散二重層の減少、反発力の低下、引力の増加、凝集構造等の影響等から表面張力での計算予想よりも大きくなる結果が示されている (Mohamed et al., 1992)。また、空気と水の境界面の表面張力以外の要因として土中のエントラップドエアーの影響に関する研究も行われている (Hopmans and Dane, 1986)。

このような議論から (2.2.4) 式の適用以外に土中の水のサクシヨンと相対湿度 p/p_0 の間を次式に示すような熱力学的な関係からの説明付けも行われている (Novak and Coulman, 1974)。

$$\psi = \frac{RT}{Mg} \ln \left(\frac{p}{p_0} \right) \quad (2.2.5)$$

ここで、 M は水の分子量、 R は気体定数、 T は絶対温度、 p および p_0 はその温度における試料の水蒸気圧と飽和水蒸気圧である。(2.2.4) 式はマトリックポテンシャルの影響のみの関係に対して (2.2.5) 式ではオスモティックポテンシャルの影響も入った形となる。

このように温度の上昇に伴う空気と水の境界面の表面張力の低下が、サクシヨンの温度上昇に伴う低下の主原因と考えられているが、これ以外にも様々な要因があり、まだ完全に解明されていないといえる。

(5) 水分特性曲線のモデル化

これまでに、土中の水の分子構造とそれからくる物性を基本に熱力学的エネルギーから化学ポテンシャルの低下量が求められている。通常の砂質土や粘性土に関しては、粘土粒子の外表面への水の吸着モデルが、またベントナイトのような膨潤性粘土に関しては、粘土粒子の外表面に加え、内表面、側面での水の吸着を考慮したモデルが提案されており、実験結果との比較よりモデルの妥当性が立証されている (Iwata, 1974 ; 藤井・中野, 1984)。

一方、不飽和地盤の浸透流解析においては、不飽和領域での浸透特性である不飽和透水係数やサクシ

ヨンの特性が必要不可欠である。これらの不飽和土の浸透特性は物質固有の値であり、これまでに数多くの理論式や経験式が提案されている。これらの研究のほとんどが次式に示す有効飽和度 S_e を用いて整理されている（西垣,1983）。

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_{sat} - \theta_r} \quad (2.2.6)$$

ここで、 θ は体積含水率、 θ_r は最小含水量、 θ_{sat} は飽和体積含水率である。一般に水分特性曲線は図 2.2.1 のように S 字形をしており、この全領域に適用できる式としては、次式に示す van Genuchten の提案している経験式（van Genuchten, 1978）が最も有効であるとされている（西垣,1983）。

$$S_e = \left[\frac{1}{1 + (a\psi)^\lambda} \right]^{1 - \frac{1}{\lambda}} \quad (2.2.7)$$

ここで、 a 、 λ は定数を表す。

ベントナイトについて水分特性曲線を温度の関数として表した例としては次のような実験式がある（Mohamed et al., 1992）。

$$\psi = A - BT \quad (2.2.8)$$

ここで、 A 、 B は定数を表し、各々体積含水率の関数である。

以上のように水分特性曲線のモデル化については多くの研究があり、対象とする試料、適用範囲、用途等によってその都度吟味して使用する必要がある。

2. 2. 3 水分拡散係数

(1) 温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動

一般に、多孔質媒体中における多相系の流れと、熱、溶質等の輸送機構の解明は、半乾燥地域の塩害、放射性廃棄物の地層処分、砂漠の緑地化等の問題で広く議論されており、これまでに様々なモデルの提案が行われてきている。ここでは、特に温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動に関して議論を進める。

温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水は、液状水と水蒸気の状態で移動する（Philip and de Vries, 1957）。Philip and de Vries のモデルでは、重力、毛管力、吸着力の影響による液状水の粘性流の概念と拡散による水蒸気移動の概念に基づいている。このモデルでは、空間的、時間的勾配が存在したとしても、土中内の各部には、液状水と水蒸気間の部分的な熱力学的な平衡状態であると仮定している。温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の一次元の水と熱の移動方程式は次のようになる。

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \nabla(D_T \nabla T) + \nabla(D_\theta \nabla \theta) + \frac{\partial k}{\partial x} \quad (2.2.9)$$

$$C \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) - L \nabla(D_{\theta vap} \nabla T) \quad (2.2.10)$$

ここで、 ∇T は温度勾配、 $\nabla \theta$ は水分勾配、 k は不飽和透水係数、 C は熱容量、 λ は熱伝導率、 L は水蒸気の蒸発の潜熱を表す。 D_θ は等温状態の水分拡散係数、 D_T は温度勾配下における水分拡散係数を表し、次のようになる。

$$D_\theta = D_{\theta liq} + D_{\theta vap} \quad (2.2.11)$$

$$D_T = D_{T liq} + D_{T vap} \quad (2.2.12)$$

ここで、添字 *liq* は液状水、*vap* は水蒸気を表す。

(2) 水分拡散係数

前章で示した通り、温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動モデルでは、Philip and de Vries のモデルを基本にしている。よって、ここでは Philip and de Vries のモデルで使用されている水分移動を表す水分拡散係数について概括する。

温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水は、液状水と水蒸気の状態でも移動することから、等温状態の水分拡散係数と温度勾配下における水分拡散係数は、式 (2.2.11)、(2.2.12) のように表せる。

①液状水の等温状態の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$

液状水の等温状態の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ は、ダルシーの法則をフィックの法則と同様の形で表すために導入された (Childs and Collis-George, 1950)。つまり、ダルシーの法則は次のようになる。

$$q = K(\theta) \frac{\partial \psi}{\partial x} = -\frac{K(\theta)}{c(\theta)} \frac{\partial \theta}{\partial x} = -K(\theta) \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial x} = -D_{\theta liq} \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad (2.2.13)$$

上式は拡散の第1方程式と数学的には同一であるが、液状水の等温状態の水分移動は拡散プロセスではなく、質量流のプロセスである。通常、不飽和透水係数を算出する際にこの拡散係数が求められる。これは、拡散係数の変動幅が不飽和透水係数の変動幅より小さい点と、水分量ならびにその勾配の測定は容易であり、しかも容量流束に関係づけるのも容易であるためである。

このように液状水の等温状態の水分拡散係数は水分量によって変化し、水分拡散係数が一定とした計算で水分分布が実験値と一致しないという見解も出されている。また、化学ポテンシャルは温度依存性を考えれば、温度の上昇に伴って水分拡散係数は大きくなるが、水分拡散係数の温度依存性まではこれ

らの経験式では表現しきれしていない。

②液状水の温度勾配下の水分拡散係数 D_{Tliq}

化学ポテンシャルは温度依存性がある (Philip and de Vries, 1957)。よって、微分における変数変換法則を用いると化学ポテンシャル勾配は次のようになる。

$$\frac{\partial \psi}{\partial x} = \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.2.14)$$

これをダルシーの法則に代入すると次のようになる。

$$q = K(\theta) \frac{\partial \psi}{\partial x} = -K(\theta) \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \frac{\partial \theta}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial x} \right) = -D_{\theta liq} \frac{\partial \theta}{\partial x} - D_{T liq} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.2.15)$$

よって、液状水の温度勾配下の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ は次のようになる。

$$D_{T liq} = K(\theta) \frac{\partial \psi}{\partial T} \quad (2.2.16)$$

この液状水の温度勾配下の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ は、Philip and de Vries モデルでは、(2.2.4) 式でも示したように温度の上昇に伴う空気と水の境界面の表面張力の低下の関係でのみ設定されるが、サクシジョンの温度上昇に伴う低下に関しては、温度の上昇に伴う空気と水の境界面の表面張力の低下以外にも様々な要因があり、まだ完全に解明されていないといえる。よって、(2.2.5) 式を用いて水分拡散係数を表した研究もある (Wilkinson and Klute, 1962 ; Jury and Miller, 1974)。この結果では、Philip and de Vries モデルでの (2.2.4) 式を用いるより、水分拡散係数が大きく見積もられてる。

実験により液状水の温度勾配下の水分拡散係数を見積もることは非常に難しい。これは、土中に水分勾配と温度勾配が常に存在し、液状水の等温状態の水分拡散係数の取得の際と同様に水蒸気移動も存在するためである。

③水蒸気の等温状態の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ と温度勾配下の水分拡散係数 $D_{T liq}$

土中の水蒸気移動は、Fick の法則による気体の拡散と同様に、水蒸気の密度勾配によって生じる。水蒸気の密度は飽和水蒸気密度と相対湿度の積である。化学ポテンシャル勾配下では、気相の相対湿度が液相の化学ポテンシャルの関数であるために水蒸気は移動し、また、温度勾配下では、飽和水蒸気密度が温度の関数であるため、水蒸気が高温側から低温側に移動する (Philip and de Vries, 1957)。水蒸気の等温状態の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ と温度勾配下の水分拡散係数 $D_{T liq}$ は、次のように与えられる。

$$D_{\theta vap} = D_{atm} \nu \alpha \rho_0 \frac{gh}{RT} \frac{d\psi}{d\theta} \frac{1}{\rho_l} \quad (2.2.17)$$

$$D_{T vap} = D_{atm} \nu \alpha a h \frac{d\rho_0}{dT} \frac{1}{\rho_l} \quad (2.2.18)$$

ここで、 D_{atm} は空気中の水蒸気の分子拡散係数、 ν は屈曲率、 α はマスフローファクター、 a は気相率、 ρ_0 は飽和水蒸気密度、 h は相対湿度、 ρ_l は液状水密度を表す。

実験によりこれらの定数を見積もることは液状水の温度勾配下の水分拡散係数を見積もる場合と同様、非常に難しい。液体の流れには溶質の移動が伴うが、蒸気の移動にはそれを伴わないので、土中の塩類の動きを追跡することによってこの2つのプロセスを分離しようとする試みも行われている (Gurr et al., 1952)。しかしながら、流れは全体として蒸発、短距離の拡散、毛管ポケット内の凝結、短距離の液体としての流れ、再蒸発等の一連の複雑な過程から成り立っているため、液状水の移動と水蒸気の移動とを完全に分離することは不可能とみられている (Philip and de Vries, 1957)。

④放射性廃棄物の地層処分における水分拡散係数の検討

放射性廃棄物の地層処分においても、ベントナイトを対象とした水分拡散係数について若干の研究例がある。

スウェーデンやスイス等におけるベントナイトに関するみかけの等温状態の水分拡散係数が取得されている (Börgesson, 1985)。ここでは、水分拡散係数は含水量、温度に依存した値ではなく一つの値であり、概略の評価に使用している。また、カナダでは、Philip and de Vries モデルの入力データとして各水分拡散係数を設定している (Rashakrishna et al., 1989)。

日本では、国産のベントナイトを用いて等温状態の水分拡散係数の体積含水率、乾燥密度および温度依存性を示し、理論的検討により、ベントナイト中水は水蒸気と液状水の二相で移動することを明らかにしている (竹内ほか, 1995)。

2. 2. 4 既往の研究のまとめおよび実施項目

本節では、粘土プラグの主成分と考えられているベントナイトに関する化学ポテンシャル、水の浸潤挙動を表す物性値の計測およびモデル化に関する既存の研究について論じた。明らかにされていることおよび課題は、次のようになる。

- 1) 土中水の化学ポテンシャルは水分特性曲線で表され、吸水過程と脱水過程でヒステリシス、温度依存性がある。また、水分特性曲線のモデル化については多くの研究があり、対象とする試料、適用範囲、用途等によってその都度吟味して使用する必要がある。放射性廃棄物の地層処分における緩衝材や粘土プラグの候補材料であるベントナイトに関する水分特性曲線のヒステリシス、温度依存性、水分特性曲線のモデル化に関する知見は少ない。
- 2) 温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動では、液状水と水蒸気の状態で移動する

Philip and de Vries のモデルが基本に置かれている。各移動を表す水分拡散係数を実験により見積もることは非常に難しい。温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動を表す水分拡散係数について地層処分を対象とするベントナイトに関する知見は少なく、実際に解析に用いられるようなモデル化は行われていない。

以上の既往の研究および課題に対し、本研究では、以下の項目を実施する。

- 1) 放射性廃棄物の地層処分における粘土プラグの主成分であるベントナイトに関する水分特性曲線のヒステリシス、温度依存性、モンモリロナイト含有率依存性を実験結果より考察するとともに、得られた結果より既存の実験式の表す定数を設定する。
- 2) ベントナイトに関する温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動に関する挙動を把握するとともに、挙動を表す水分拡散係数を算定し、水分拡散係数に影響を与えるパラメータを考慮した実験式を設定する。
- 3) ベントナイトの飽和後の透水特性として透水係数を取得するとともに、透水係数に影響を与えるパラメータを考慮した実験式を設定する。

2. 3 ベントナイトの化学ポテンシャル

2. 3. 1 試験方法

(1) ベントナイト試料

本研究では、国産の Na 型ベントナイトの 1 つであるクニゲル V1、クニピア F と海外で緩衝材の基本材料とされている MX-80 を用いた。ここでは、クニゲル V1 の特性を中心におおのこのベントナイトの特性について論ずる。

①クニゲル V1

試験で使用したクニゲル V1 (クニミネ工業) は国産のベントナイトの一種である山形県月布産の製品である。図 2.3.1 にクニゲル V1 と MX-80 の粒径加積曲線を示す。90%以上が 200mesh よりも小さい粒径を持つ。メチレンブルー吸着量は 66mmol/100g, 陽イオン交換容量は 52.4meg/100g であり, モンモリロナイトの含有量は約 50%である (鈴木ほか, 1992)。クニゲル V1 の鉱物組成 (伊藤ほか, 1993; 動力炉・核燃料開発事業団, 1996; Lajudie et al., 1996) を表 2.3.1 に, 物理特性 (Ishikawa et al., 1990; 伊藤ほか, 1993; Lajudie et al., 1996) を表 2.3.2 示す。モンモリロナイト以外の随伴鉱物としては, 石英, 斜長石のほか方解石, 黄鉄鉱等が認められる。クニゲル V1 の締固め試験結果として得られた含水比と乾燥密度との関係を図 2.3.2 に示す。最適含水比は約 29%で最大乾燥密度 1.44g cm⁻³である。真比重に関しては, 比重試験(JIS A 1202)や結晶構造からの算出より 2.7 であり, 液性限界は 416%, 塑性限界は 21%, 塑性指数は 395%, 収縮限界は 11%である (鈴木ほか, 1992; Ishikawa et al., 1990)。

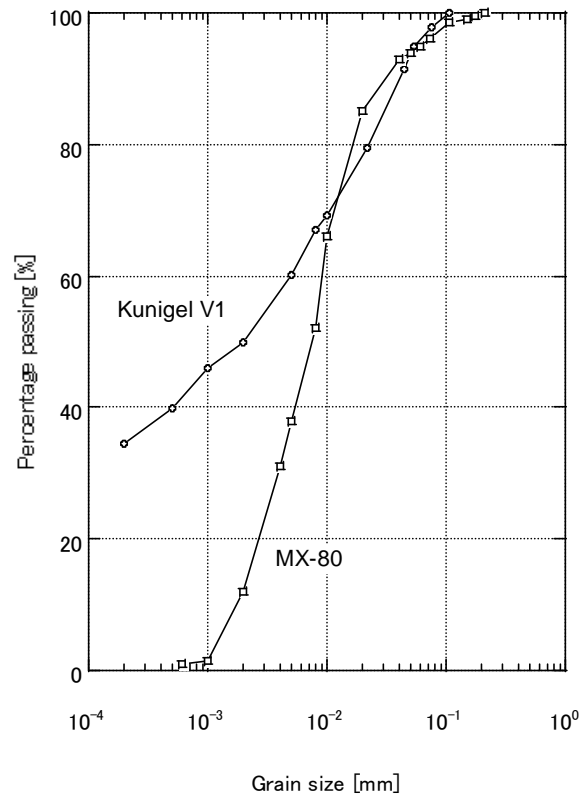


図 2.3.1 クニゲル V1 と MX-80 の粒径加積曲線

表 2.3.1 各種ベントナイトの鉱物組成

[1)伊藤ほか, 1993; 2)動力炉・核燃料開発事業団, 1996 ;3)Lajudie et al., 1996]

	Kunigel V1 ^{1),2)}	Kunipia F ^{1),2)}	MX-80 ³⁾
Montmorillonite	46 - 49	98 - 99	75
Quartz/chalcedony	29 - 38	<1	15.2
Feldspar	2.7 - 5.5		5 - 8
Calcite	2.1 - 2.6	<1	1.4
Dolomite	2.0 - 2.8		
Analcite	3.0 - 3.5		
Pyrite	0.5 - 0.7		0.3
Kaolinite			<1
Mica			<1
Illite			
Gypsum			
Organic matter	0.31 - 0.34		0.4
Other			2

表 2.3.2 各種ベントナイトの物理特性

[1) Ishikawa et al., 1990; 2) 伊藤ほか,1993 ;3)Lajudie et al., 1996]

	Kunigel V1 ^{1),2)}	Kunipia F ^{1),2)}	MX-80 ³⁾	
True specific gravity (-)	2.7	2.7	2.7	
Liquid limit (%)	416	993	400	
Plastic limit (%)	21	42	70	
Plasticity index (-)	395	951	330	
Cation exchange amount (meg/ 100 g)	52	1117	79	
Leach cation (meg/ 100 g)	Na ⁺	54.6	114.9	56.0
	K ⁺	1.3	1.1	2.3
	Ca ²⁺	41.9	20.6	30.1
	Mg ²⁺	6.6	2.6	15.6
Na ⁺ /Ca ²⁺ ratio		1.30	5.58	1.86

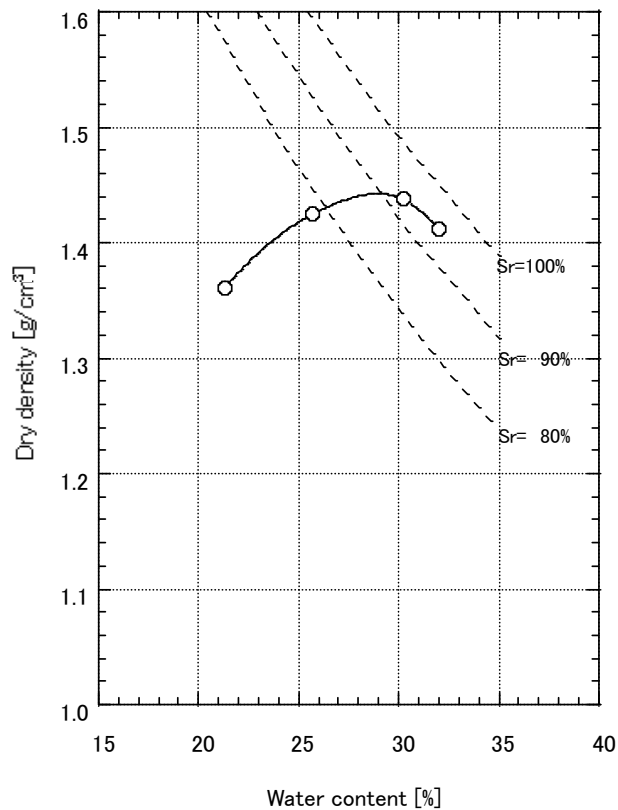


図 2.3.2 クニゲル V1 の乾燥密度と含水比

②クニピア F

クニピア F (クニミネ工業) も国産のベントナイトの一種であり、山形県月布産の製品である。

クニピア F は、70%以上が 200mesh よりも小さい粒径を持ち、メチレンブルー吸着量は 136mmol/100g、陽イオン交換容量は 106meg/100g であり、モンモリロナイトの含有量は約 98% である。真比重は 2.7、液性限界は 993%、塑性限界は 42%、塑性指数は 951%、収縮限界は 10% である (Ishikawa et al. 1990)。クニピア F の鉱物組成 (伊藤ほか, 1993; 動力炉・核燃料開発事業団, 1996 ;Lajudie et al., 1996) を表 2.3.1 に、物理特性 (Ishikawa et al., 1990 ;伊藤ほか, 1993; Lajudie et al., 1996) を表 2.3.2 示す。

③MX-80

MX-80 はスウェーデンやスイス等における緩衝材の基本材料とされており、米国ワイオミング産の製品である。

MX-80 は、クニゲル V1 よりも粒径が大きく (図 2.3.1)、メチレンブルー吸着量は 83mmol/100g、陽イオン交換容量は 86meg/100g であり、モンモリロナイトの含有量は約 75% である。真比重は 2.7、液性限界は 450%、塑性限界は 37%、塑性指数は 413%、収縮限界は 13% である (Muller-Vonmoos & Kahr 1983)。MX-80 のの鉱物組成 (伊藤ほか, 1993; 動力炉・核燃料開発事業団, 1996 ;Lajudie et al., 1996) を表 2.3.1 に、物理特性 (Ishikawa et al., 1990 ;伊藤ほか, 1993; Lajudie et al., 1996) を表 2.3.2 示す。

(2) 測定方法

化学ポテンシャルの測定方法には、吸引法、土柱法、加圧板法、サイクロメータ法等があり、測定する化学ポテンシャルの領域により使い分けられる（地盤工学会，2000；中野ほか，1995）。このうち、サイクロメータ法は $-10^3 \sim -10^6 \text{cm}$ の化学ポテンシャル領域の測定に適していることや、加圧板法等より比較的短時間で化学ポテンシャルを測定できる。本研究では、サイクロメータ法および蒸気圧法によりベントナイト試料の化学ポテンシャルの測定を行った。

① サイクロメータ法

測定に用いたサイクロメータ（SC-10A：Decagon Device 社製）は熱電対サイクロメータと呼ばれるもので、ナノボルトメータ（NT-3：Decagon Device 社製）に接続された熱電対の接点を湿球として、試料と平衡にある水蒸気の相対湿度を求めるものである。試験装置の概略図を図 2.3.3 に示す。

サイクロメータを恒温恒湿グローブボックス内に静置し、内蔵の温度計で周囲の温度と平衡になっていることを確認する。試料をサイクロメータ内のサンプルホルダーに入れ、試料とチャンバー内の湿度を平衡にするため約 30 分間放置する。次に、試料が置かれたチャンバー内に湿球（熱電対を純水で濡らしたもの）を移す。湿球近傍の空気は飽和蒸気圧になっているため、湿球は蒸発によって潜熱が奪われ温度が低下する。一方、湿球の温度低下によって外部から湿球に向かう熱流が生じ顕熱が発生する。湿球の温度は潜熱と顕熱が釣り合う温度で平衡に達する。この時の出力電圧とチャンバー内の温度をナノボルトメータで読み取る。計測された出力電圧と温度から化学ポテンシャル（サクシオン）を算出する。本装置は、最小レンジで 0.1 マイクロボルトを計測することができ、これはサクシオンで約 100cm に相当する。また、チャンバー内の温度を 0.1°C で計測できる精度を有する。出力電圧の測定終了後、試料の重量を測定し、炉乾燥（110°C で 24 時間）により含水比を求める。

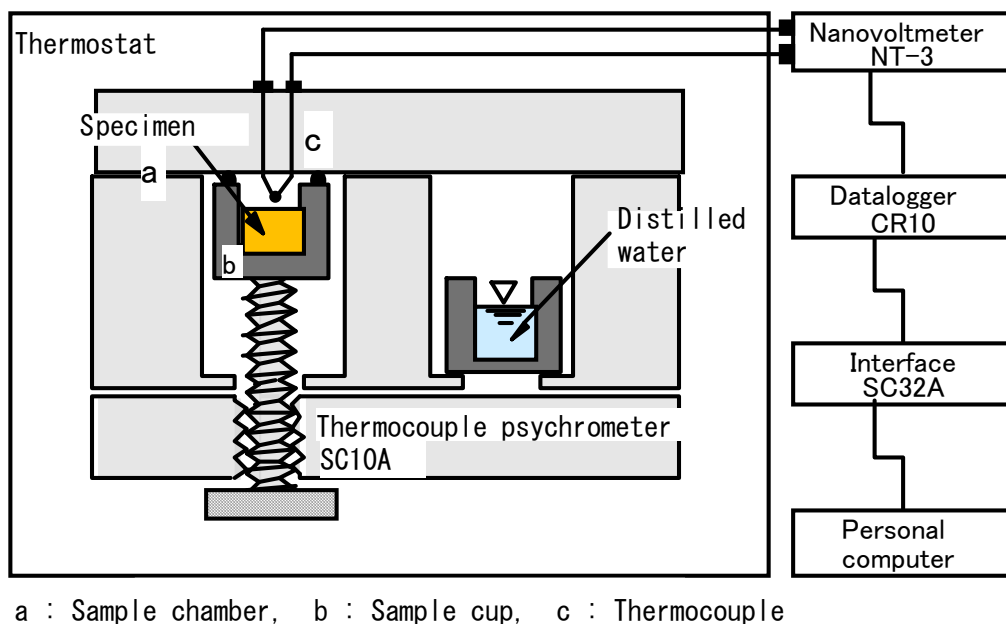


図2.3.3 試験装置(SC-10A)外観図

② 蒸気圧法

一定温度の密閉空間内において溶液は、ある相対湿度となる空気中の水蒸気と平衡状態となる。そこに化学ポテンシャルが既知の溶液とともに供試体を共存させると、水蒸気との吸・脱着交換を行い、最終的には供試体が溶液と等しい化学ポテンシャルを持って平衡に達する。試験装置の概略を図 2.3.4 に示す。デシケータ内の水蒸気の化学ポテンシャルはサイクロメータ法と同様に相対湿度から計算される。相対湿度は表 2.3.3 のように与えられる（地盤工学会，2000）。デシケータ内に純水を用いた場合の相対湿度は 100% であり、これと平衡に達している供試体の化学ポテンシャルは 0 となる。試験カラム内に充填した供試体内の水分は、供試体下部の金属焼結フィルターを介して出入りし、水蒸気の化学ポテンシャルと平衡となる。水蒸気法によって得られる化学ポテンシャルは、浸透ポテンシャル成分を含めた完全な化学ポテンシャルであり、原理的には最も正しいと言われている。

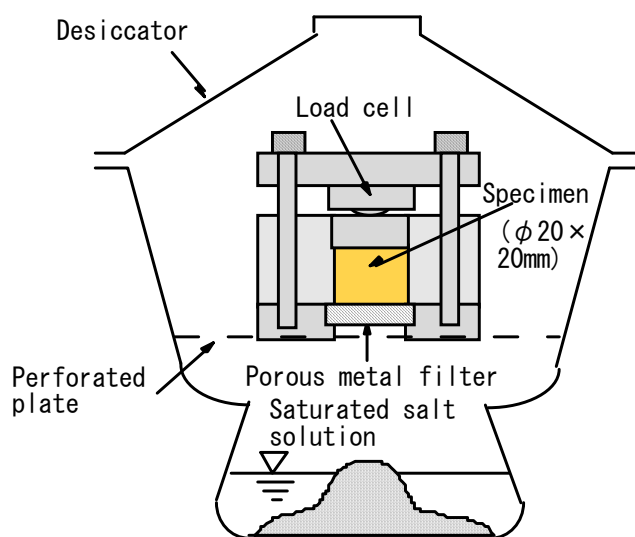


図2.3.4 蒸気圧法計測概念図

表2.3.3 塩飽和溶液の相対湿度とサクション(20°C) (地盤工学会, 2000)

Salt	Relative humidity (%)	pF	Suction (MPa)
NaCl	75.0	5.60	38.9
NH ₄ Cl	79.2	5.51	31.5
(NH ₄) ₂ SO ₄	81.0	5.46	28.5
KHSO ₄	86.0	5.31	20.4
NH ₄ H ₂ PO ₄	93.1	5.00	9.7
K ₂ SO ₄	98.0	4.46	2.7
Distilled water	100.0	-	0.0

pF=log₁₀(negative pressure head, in cm)

(3) 化学ポテンシャルの算出

ベントナイト中の水の化学ポテンシャル ψ と相対湿度 p/p_0 の間には次の関係がある (塩沢, 1991).

$$\psi = \frac{RT}{M} \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \quad (2.3.1)$$

ここで、 M は水の分子量、 R は気体定数、 T は絶対温度、 p および p_0 はその温度における試料の水蒸気圧と飽和水蒸気圧である。

実際のサイクロメータを用いた計測では、試料はチャンバー壁面の全面を覆っていないので、熱流は、湿球を囲む全方向から湿球に向かうにもかかわらず、水蒸気の吸収は試料の存在部分に限られる。したがって、サイクロメータ感度はチャンバー、試料、湿球の大きさ、形、配置に依存する。そこで、ポテンシャルの分かっている溶液を使って測定を行ない、上述のようなサイクロメータの個性に依存する部分をサイクロメータ定数として決めることによって正確な測定が可能となる。

湿球の熱収支を考えると、試料表面の水蒸気圧 p と湿球表面の水蒸気圧 p_{0w} の差と、湿球の温度低下 ΔT との関係は次式で与えられる。

$$p_{0w} - p = \gamma^* \Delta T \quad (2.3.2)$$

ここで、 γ^* は見かけのサイクロメータ定数であり、後述するキャリブレーションにより求められる。湿球の温度低下 ΔT は、チャンバーの温度 (試料温度) を T_d 、湿球の温度を T_w とすると、次のようになる。

$$\Delta T = T_d - T_w \quad (2.3.3)$$

飽和水蒸気圧と温度の関係において、湿球の温度低下 ΔT 区間における平均勾配を s とすると、次式が成り立つ。

$$p_0 - p_{0w} = s\Delta T \quad (2.3.4)$$

(2.3.2) 式と (2.3.4) 式より以下の関係が得られる。

$$p/p_0 = 1 - \left[(s + \gamma^*) / p_0 \right] \Delta T = 1 - c\Delta T \quad (2.3.5)$$

ここで、(2.3.5)式中の[]内を c としたが、この c は湿球の温度低下1Kあたりの相対湿度の低下量、すなわちサイクロメータの感度を表わす。サイクロメータ定数 γ^* は、相対湿度が分かっている塩溶液を測定することにより、上述の関係を用いて設定することができる。本試験では既知の相対湿度を保つものとしてKCl飽和溶液 (相対湿度0.86) を用いた (中野ほか, 1995)。

(4) 試験条件

化学ポテンシャルと水分量の関係は水分特性曲線と呼ばれている。2.2.2(3)で示したように、一般に土の場合、この水分特性曲線には脱水過程と吸水過程で得られる結果が異なるヒステリシスがある。したがって、水分特性曲線の利用目的によって測定の方法を検討する必要がある。試験では、試料の圧縮による影響を調べるために、粉末状のベントナイト（以下、「粉末ベントナイト」という。）と圧縮整形したベントナイト（以下、「圧縮ベントナイト」という。）の水分特性曲線を比較する。

また、2.2.2(4)で示したように、化学ポテンシャルには温度依存性がある。よって、温度をパラメータとして三種類のベントナイトの測定を行い、水分特性曲線の温度依存性、モンモリロナイト含有率依存性について検討を行う。個々の試験条件を以下に示す。

① ヒステリシス確認試験

ベントナイトを用いて、粉末ベントナイトと圧縮ベントナイトの化学ポテンシャルの比較を行う。圧縮ベントナイトの乾燥密度は 1.8g cm^{-3} 、直径 13mm ×高さ 9mm である。試験温度は、 25°C であり、圧縮ベントナイトの含水比は 0%から理論飽和含水比の 18.5%の間で、粉末ベントナイトの含水比は 0%から 40%間である。

③ 各種ベントナイトの温度パラメータ試験

クニゲルV1およびクニゲルV1と同一鉱床から産出される精製ベントナイトのクニピア F と海外で緩衝材の基本材料とされている MX-80 の三種類の粉末ベントナイトについて、温度をパラメータとして化学ポテンシャルの測定を行う。試験温度は、 25 、 40 、 60°C であり、粉末ベントナイトの含水比は 0%から 40%間である。

2.3.2 試験結果および考察

(1) 水分特性曲線のヒステリシス

図 2.3.5 に粉末ベントナイトの吸水過程と脱水過程の水分特性曲線を示す。図中縦軸はサクションで表している。図に示すように同一含水比において、浸潤過程よりも乾燥過程のサクションが大きく、一般的な土の特性のように水分特性曲線にヒステリシスが確認された。

図 2.3.6 に圧縮ベントナイトの吸水過程と脱水過程の水分特性曲線を示す。今回の試験結果からは、吸水過程と脱水過程の水分特性曲線に顕著なヒステリシスは見られない。一般に土の場合、吸水過程と脱水過程で水分特性曲線にヒステリシスがあり、この原因としてインクビン効果の影響や、吸水過程と脱水過程での空気と水との接触角の違い等があげられる。今回用いた供試体の乾燥密度は 1.8g cm^{-3} であり、間隙が小さく比較的に揃っているため今回の試料では吸水過程と脱水過程で水分特性曲線にヒステリシスが見られなかったものと考えられる。

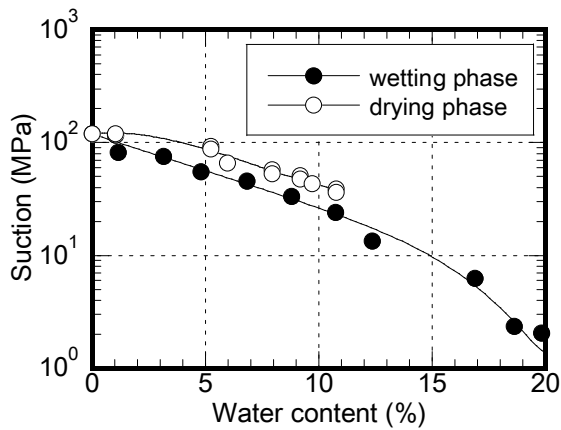


図2.3.5 粉末ベントナイトの水分特性曲線

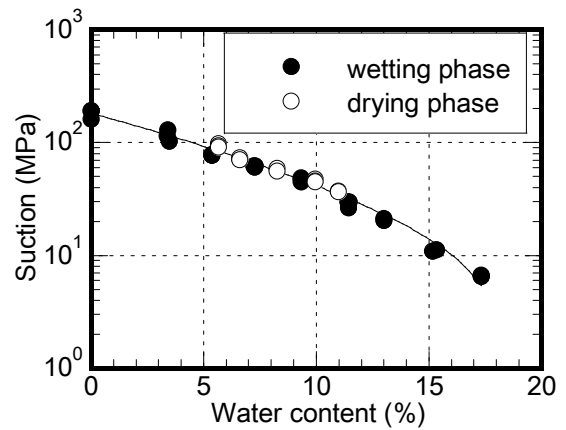
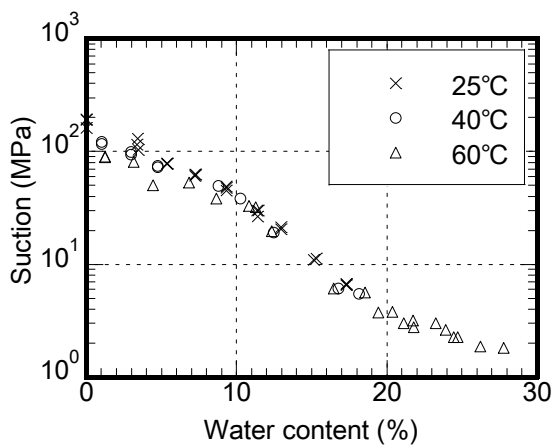


図2.3.6 圧縮ベントナイト(乾燥密度:
1.8g cm⁻³)の水分特性曲線

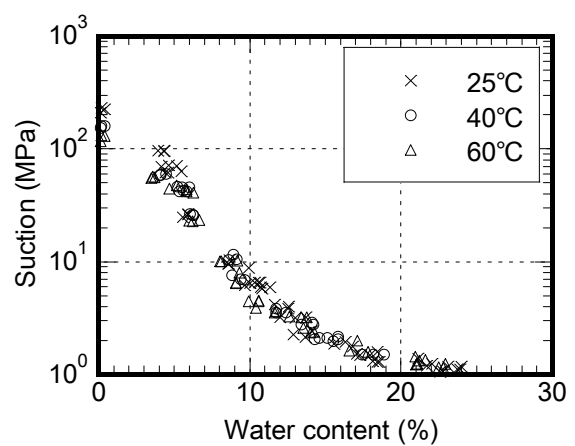
(2) 水分特性曲線の温度依存性

図 2.3.7 に、25°C、40°C、60°Cの各温度における水分特性曲線をクニゲルV1 およびクニゲルV1 にケイ砂を30%(質量百分率)混合した材料(以下「ケイ砂混合材料」という.)について示す。両者ともに温度の上昇にともないサクションが低下する傾向が見られる。

2. 2. 2 (4) に示したように土の水分特性曲線には温度依存性があり、温度の上昇に伴う空気と水の境界面の表面張力の低下が、サクションの温度上昇に伴う低下の主原因と考えられている。



(a)クニゲル V1



(b) ケイ砂混合材料

図2.3.7 25°C、40°C、60°Cにおける水分特性曲線

(3) 水分特性曲線のモンモリロナイト含有率依存性

各種ベントナイトの水分特性曲線を比較するため、試験温度 25°C の測定結果を図 2.3.8 に示す。図より、化学ポテンシャルはクニピア F が最も大きく、次いで MX-80、クニゲル V1 の順であることが分かる。これはベントナイトの主成分であるモンモリロナイトの含有率に依存するものと考えられる。そこで、ベントナイトの保水が全てモンモリロナイトによるものと仮定し、

$$\omega_{mon} = \frac{\omega}{R_{mon}} \tag{2.3.6}$$

とする。ここで、 ω_{mon} はモンモリロナイト基準含水比、 ω は含水比、 R_{mon} はモンモリロナイト含有比である。各ベントナイトのモンモリロナイト含有率（クニゲル V1 で 0.475、クニピア F で 0.985、MX-80 で 0.75）とし、モンモリロナイト基準含水比とサクシジョンの関係で整理すると図 2.3.9 のようになる。これより、図に示すように同一含水比における各種ベントナイトのサクシジョンの差は小さくなること分かる。このことは、ベントナイトの化学ポテンシャルはモンモリロナイト含有量に大きく支配され、サクシジョンはモンモリロナイト含有量を考慮したモデルで表記することができることを示唆するものである。

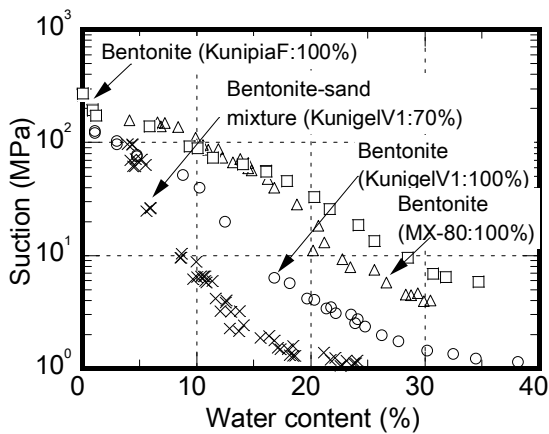


図2.3.8 様々なベントナイトの水分特性曲線

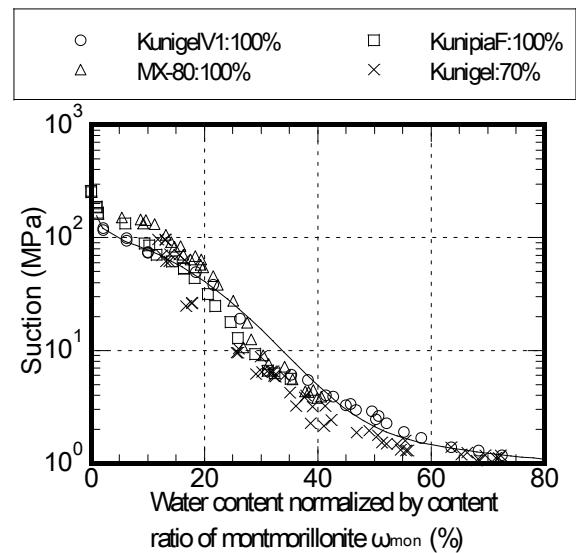


図2.3.9 様々なベントナイトのモンモリロナイト基準含水比とサクシジョンの関係

(4) モデル化

2. 2. 2 (5) で示したように、これまでに水分特性曲線については、数種の実験式が提案されている。地層処分における地下坑道において粘土プラグを設置する環境を考えると、廃棄体からの放熱や地下水の浸潤により、乾燥状態から飽和状態まで大きく変化することが考えられる。したがって、圧縮ベントナイトの水分特性曲線の推定式に、乾燥状態から飽和状態までの全領域に適用できる関係式として、(2.2.7) 式に示す van Genuchten の提案している経験式 (van Genuchten, 1978) の適用を試みた。その結果を図 2.3.10 に示す。ここでは、サイクロメータ法で取得された圧縮ベントナイトと蒸気圧法によって取得した圧縮ベントナイトおよび粉末ベントナイトのデータも合わせて示している。含水比が 3%から 15%の範囲の場合、取得方法や粉末か圧縮成型かによる違いはないことが分かる。含水比が 15%以上になると、粉末か圧縮成型かによる違いがでてきている。これは、圧縮ベントナイトが飽和状態に近づいてきたためである。図より、van Genuchten モデルは圧縮ベントナイトの水分特性曲線の推定式として有効であることが分かった。このときの van Genuchten モデルを表す各定数はそれぞれ $\theta_r=0$, $\theta_s=18.5$, $\alpha=4.22 \times 10^{-10}$, $\beta=2.23$ であった。

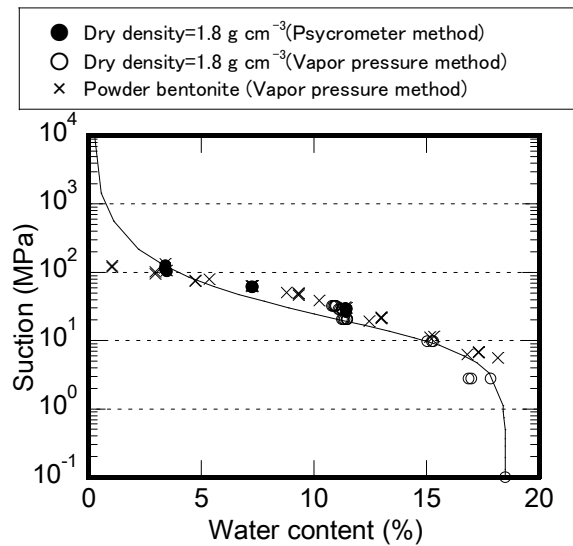


図2.3.10 圧縮ベントナイトおよび粉末ベントナイトの水分特性曲線とvan Genuchten モデルの適用 (van Genuchten モデルの定数 ; $\theta_r=0$, $\theta_s=18.5$, $\alpha=4.22 \times 10^{-10}$, $\beta=2.23$)

2. 4 不飽和ベントナイト中の水の浸潤挙動

2. 4. 1 はじめに

2. 2. 3において、粘土の水の浸潤挙動に関する既存の研究について論じた。その中で、温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水の浸潤挙動に関するモデルおよびモデルに用いられる水分拡散係数についても論じており、温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動では、液状水と水蒸気の状態で移動する Philip and de Vries のモデル (Philip and de Vries, 1957) が基本に置かれ、各移動を表す水分拡散係数を実験により見積もることは非常に難しく、また、放射性廃棄物の地層処分を対象となるベントナイトに関する水分拡散係数に関する知見は少なく、実際に解析に用いられるようなモデル化は行われていないことが示された。

本節では、放射性廃棄物の地層処分を対象となるベントナイトに関する温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動に関する挙動を把握するとともに、挙動を表す水分拡散係数を算定し、実際に解析に用いられるようなモデル化に関して論ずる。

2. 4. 2 水分勾配下における水分移動

(1) 試験方法

不飽和な圧縮ベントナイトの水分拡散係数を求めるために、図 2.4.1 に示すステンレス製の装置を用いて水の浸潤試験を行った。試料は、クニゲル V1 単体 (乾燥密度 1.8 g cm^{-3}) よびケイ砂混合体 (ケイ砂混合率: 30%(質量百分率), 乾燥密度 1.6 g cm^{-3}) を用いた。

供試体は、炉乾燥 (110°C , 24 時間) した粉末ベントナイトを図 2.4.1 に示す試験カラムの試料リング内 (内径 $\phi 20\text{ mm}$ \times 高さ 20 mm) で圧縮充填し、孔径 $5\ \mu\text{ m}$ の金属焼結フィルター、および孔径 $2\ \mu\text{ m}$ のテフロンフィルターで試料の両端を挟み試験カラムを組み立てた。ホットプレート、投げ込み式チラーを使用し、所定の温度に保たれた蒸留水の中に試験カラムを漬け、試験カラムの下端から試料に蒸留水を浸潤させた。試験カラム上端には、試料内部の空気を外部に放出するために空気口を設けてある。なお、試料中の温度が水温とほぼ同じになることを事前の試験で確認した。

所定の時間経過後、試料リング内の圧縮ベントナイトをカウンター付き押し出し具を用いて、 2 mm ずつの薄片に 10 分割し、炉乾燥 (110°C , 24 時間) にて水分を蒸発させ、含水比および体積含水率を求めた。試験温度 40°C , 60°C では試料中に浸潤した水分が蒸発する可能性があるため、約 5 分間、 25°C の蒸留水で冷却してから本作業を行なった。

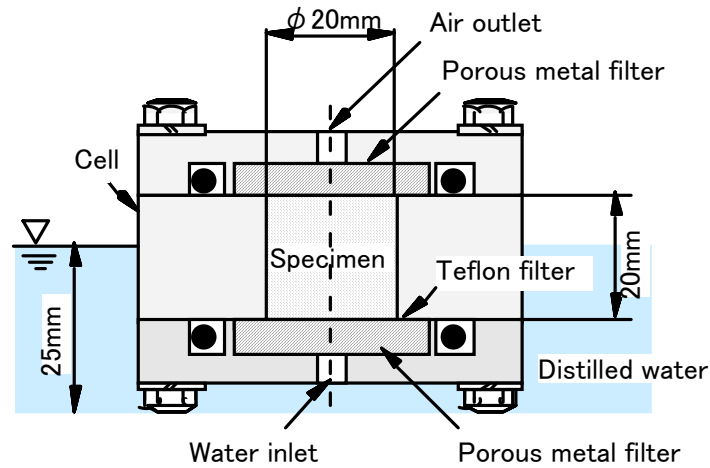


図 2.4.1 等温条件における浸潤試験装置

(2) 水分分布

不飽和な圧縮ベントナイトの水の浸潤試験により得られた体積含水率と浸潤面からの距離との関係（以下、「水分分布図」という。）を、クニゲル V1 単体（乾燥密度 1.8g cm^{-3} ）については図 2.4.2 に、ケイ砂混合体（乾燥密度 1.6g cm^{-3} ）については図 2.4.3 に示す。図中には各実測値を通る近似曲線（以下、「水分分布曲線」という。）を実線で示す。この時、浸潤面は圧縮成型時の乾燥密度において飽和しているものと仮定し、理論飽和体積含水率としてクニゲル V1 単体の場合を 0.333、ケイ砂混合体の場合を 0.403 とした。

各水分分布において、浸潤面に近い部分においては理論飽和体積含水率より大きな値を示している。これは、浸潤面に近い部分は水を多く含んでいるため、ベントナイトを切り出す際の誤差が含まれてしまうことが考えられる。また、各温度ともに時間の経過とともに試料全体に水分が増加していくことが分かる。浸潤時間が同じ場合には温度が高いほど水分の増加が顕著であることが分かる。

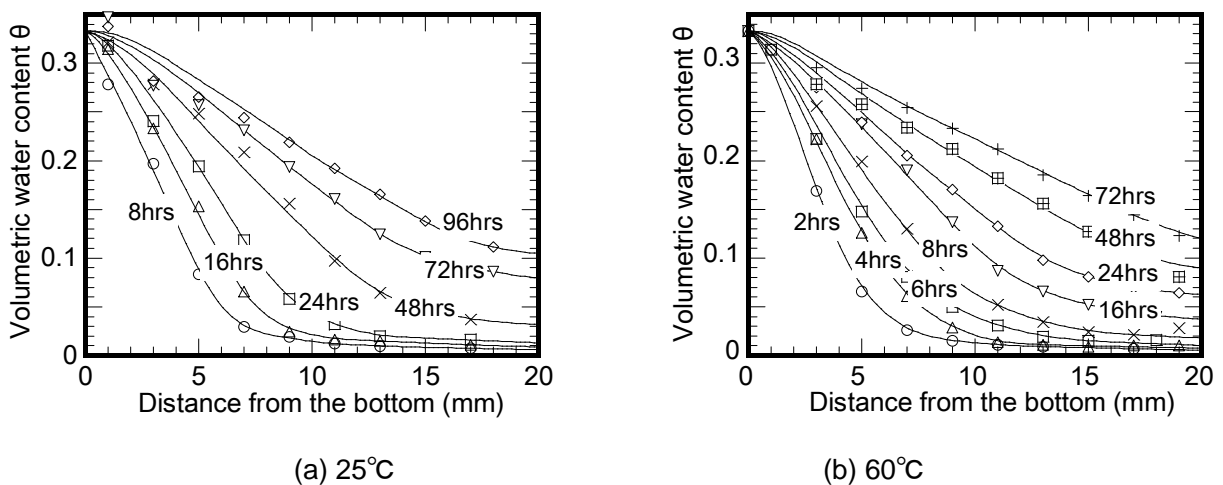


図 2.4.2 クニゲル V1 単体（乾燥密度 1.8g cm^{-3} ）の水分分布図

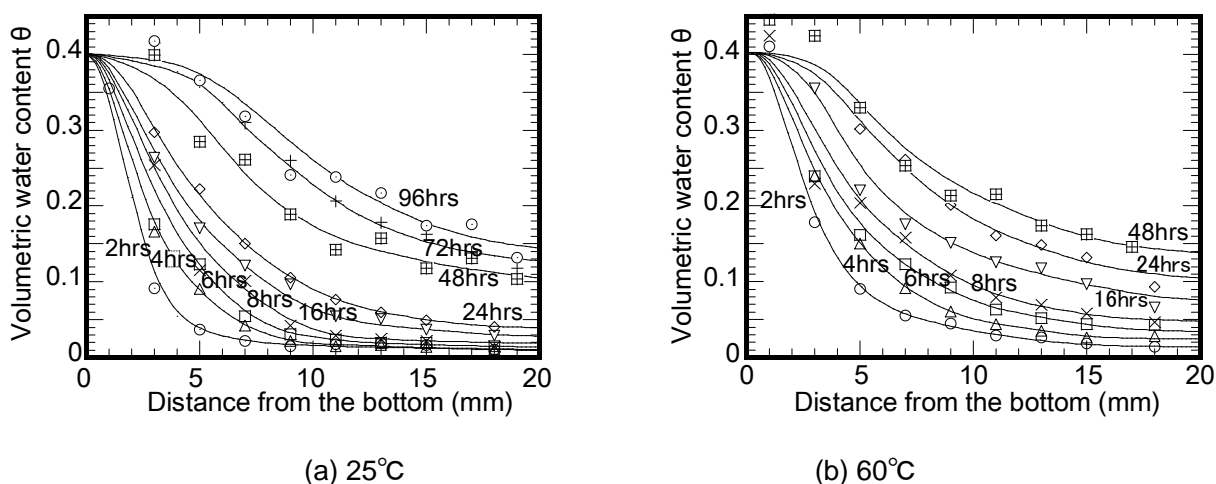


図 2.4.3 ケイ砂混合体(乾燥密度 1.6g cm^{-3})の水分分布図

(3) 水分拡散係数のモデル化

等温状態における不飽和圧縮ベントナイト中の水の移動は、水蒸気移動にしても液状水移動にしても Darcy 型の式を用い、次式で表わされる。

$$q = -D_{\theta} \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad (2.4.1)$$

ここで、 q はフラックス、 D_{θ} は等温状態の水分拡散係数、 θ は体積含水率、 x は試料中における浸潤面からの位置を表す。したがって、試料中のある位置 x に着目した場合、時刻 t_1 から t_2 における等温状態の水分拡散係数 D_{θ} は、前述した水の浸潤試験によって得られた水分分布曲線を用いて、次式により計算することができる(竹内・原, 1993)。

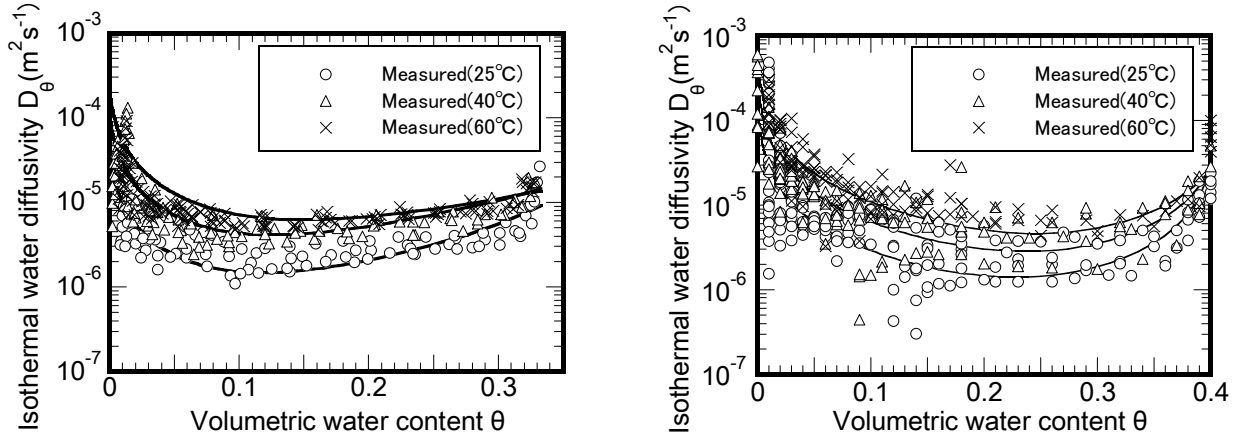
$$D_{\theta} = \frac{\int_{x_i}^l (\theta_{t=t_2} - \theta_{t=t_1}) dx}{\frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{x=x_i}^{t=t_2} + \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{x=x_i}^{t=t_1} \right\}} \times \frac{1}{t_2 - t_1} \quad (2.4.2)$$

ここで、 t は浸潤時間、 l は試料長さ、 x_i ($0 \leq x_i \leq l$) は試料の浸潤面からの位置を示す。また、 θ は、着目するエリアの平均の体積含水率を表し、次式のようなになる。

$$\theta = \frac{1}{4} \left(\theta_{x=x_{i-1}/2\Delta x_i}^{t=t_1} + \theta_{x=x_{i+1}/2\Delta x_i}^{t=t_1} + \theta_{x=x_{i-1}/2\Delta x_i}^{t=t_2} + \theta_{x=x_{i+1}/2\Delta x_i}^{t=t_2} \right) \quad (2.4.3)$$

(2.4.2) 式により求めた水分拡散係数と体積含水率の関係を図 2.4.4 に示す。各温度において、水分拡

散係数は体積含水率に依存して変化し、体積含水率の低領域、高領域で水分拡散係数が大きくなるU字型の分布を示すことが分かる。これは、低水分領域では水蒸気移動が卓越し、また、高水分領域では液状水移動が卓越するためである（竹内ほか、1995）。温度の違いをみると、温度の上昇とともに、このU字型の分布全体が上昇し、水分拡散係数には顕著な温度依存性が見られる。



(a) クニゲル V1 単体(乾燥密度 1.8g cm^{-3}) (b) ケイ砂混合体(乾燥密度 1.6g cm^{-3})

図 2.4.4 等温状態の水分拡散係数

2. 2節でも示した通り、等温状態における圧縮ベントナイト中の水は水蒸気および液状水の二相で移動することが知られており、水分拡散係数 D_θ は次のように表せる。

$$D_\theta = D_{\theta liq} + D_{\theta vap} \quad (2.4.4)$$

ここで、添字 *liq* は液状水、*vap* は水蒸気を表す。圧縮ベントナイト中の水は、乾燥状態では、水蒸気のみ移動であり、また、飽和状態では液状水のみで移動するというこれまでの検討結果より次の関係が成り立つ。

$$\lim_{\theta \rightarrow \theta_{sat}} D_{\theta vap} = 0 \quad (2.4.5)$$

$$\lim_{\theta \rightarrow 0} D_{\theta liq} = 0 \quad (2.4.6)$$

ここで、 θ_{sat} は飽和時の体積含水率を表す。また、水蒸気の水分拡散係数 $D_{\theta vap}$ は乾燥時に非常に大きくなり、また、液状水の水分拡散係数 $D_{\theta liq}$ は飽和時に非常に大きくなることから、ここでは、水分拡散係数を最も単純な漸近線を持つ関数として以下に示す双曲線で表現することとした。

$$D(\theta) = \frac{a}{\theta - b} + c \quad (2.4.7)$$

ここで a , b , c は任意の定数である.

水蒸気の水分拡散係数および液状水の水分拡散係数はそれぞれ (2.4.5), (2.4.6) および (2.4.7) 式より次のようになる.

$$D_{\theta_{vap}}(\theta) = \frac{a_1(\theta - \theta_{sat})}{(\theta - b_1)(b_1 - \theta_{sat})} \quad (2.4.8)$$

$$D_{\theta_{liq}}(\theta) = \frac{a_2\theta}{b_2(\theta - b_2)} \quad (2.4.9)$$

ここで, a_1 , a_2 , b_1 , b_2 は任意の定数であり, θ_{sat} は飽和時の体積含水率である. したがって, 水分拡散係数 D_{θ} は以下のようなになる.

$$D_{\theta}(\theta) = \frac{a_1(\theta - \theta_{sat})}{(\theta - b_1)(b_1 - \theta_{sat})} + \frac{a_2\theta}{b_2(\theta - b_2)} \quad (2.4.10)$$

この仮定を用いることにより, 乾燥時および飽和時で, 水蒸気の水分拡散係数と液状水の水分拡散係数は以下に示すようにそれぞれ有限な値を持つことになる.

$$D_{\theta_{vap}}(0) = \frac{a_1\theta_{sat}}{b_1(b_1 - \theta_{sat})} \quad (2.4.11)$$

$$D_{\theta_{liq}}(\theta_{sat}) = \frac{a_2\theta_{sat}}{b_2(\theta_{sat} - b_2)} \quad (2.4.12)$$

以上より, 各試験温度での水分拡散係数と体積含水率の関係を表す近似曲線は図 2.4.4 のようになる. また, クニゲル V1 単体 (乾燥密度 1.8g cm^{-3}), ケイ砂混合体 (乾燥密度 1.6g cm^{-3}) の a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , θ_{sat} を表 2.4.1 に示す.

表 2.4.1 水分拡散係数(2.4.10)式における定数 a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , θ_{sat}

	Bentonite clay (dry density 1.8 Mg m ⁻³)	Bentonite-sand mixture (dry density 1.6 Mg m ⁻³)
a_1	$1.76 \times 10^{-8}T - 3.04 \times 10^{-7}$	$2.99 \times 10^{-8}T - 3.74 \times 10^{-7}$
a_2	$-1.48 \times 10^{-7}T + 2.98 \times 10^{-6}$	$-1.50 \times 10^{-8}T + 1.49 \times 10^{-7}$
b_1	-3.68×10^{-3}	-2.49×10^{-3}
b_2	$5.22 \times 10^{-3}T + 2.68 \times 10^{-1}$	$5.59 \times 10^{-4}T + 3.93 \times 10^{-1}$
θ_s	0.333	0.403

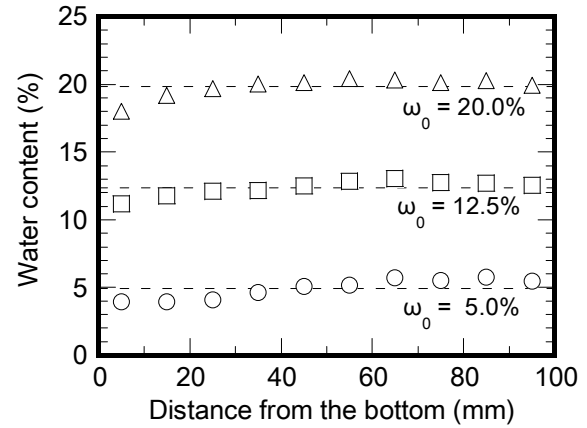
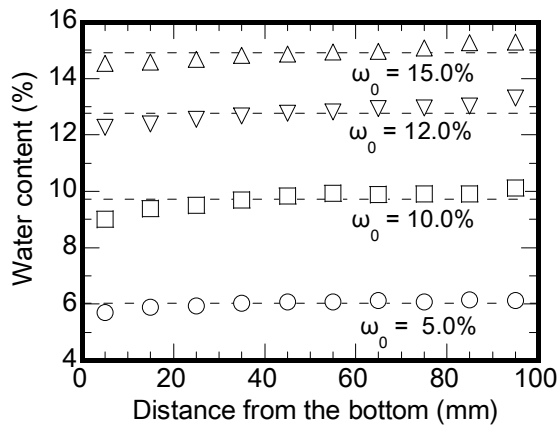
2. 4. 3 温度勾配下における水分移動

(1) 試験方法

不飽和な圧縮ベントナイト中の温度勾配による水分拡散係数を求めるために、圧縮ベントナイト中に温度勾配を発生させ水分分布を取得した。試験は、乾燥密度 1.8g cm⁻³のベントナイトクニゲルV1単体および乾燥密度 1.6g cm⁻³のケイ砂混合体（ケイ砂混合率：30%(質量百分率)）の2種類の供試体を対象に実施した。試験条件を表2.4.2に、図2.4.5に試験装置を示す。温度勾配は、循環式恒温水槽を使用して試験装置の上端、下端を異なる温度で固定して与えた。供試体内の温度は、供試体下部より2, 20, 40, 60, 80, 98mmの位置に取り付けられた計6本の熱電対によって測定した。また、水分分布は所定の時間経過後に供試体を厚さ10mmの円盤状に10分割し含水比を測定して求めた。

表 2.4.2 温度勾配下における水分移動試験条件

	Bentonite clay (dry density 1.8 g cm ⁻³)	Bentonite-sand mixture (dry density 1.6 g cm ⁻³)
Temperature (°C) (upper plate)	25	30
Temperature (°C) (lower plate)	40	40
Test time (h)	96	96
Initial water content (%)	6,10,13,15	5,12,5,20



(a) クニゲル V1 単体(乾燥密度 1.8g cm^{-3})

(b) ケイ砂混合体(乾燥密度 1.6g cm^{-3})

図 2.4.7 温度勾配下における水分移動試験の水分分布(96 時間後)

(3) 温度勾配下における水分拡散係数の算出

2. 2. 3に示したように一般に、温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水は、Philip and de Vries の考えに基づけば、全フラックス $q(\theta, T)$ (m s^{-1}) は次式で表される。

$$\begin{aligned} q(\theta, T) &= q_\theta(\theta, T) + q_T(\theta, T) \\ &= -D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} - D_T \frac{\partial T}{\partial x} \end{aligned} \quad (2.4.13)$$

ここで、 $q_\theta(\theta, T)$ (m s^{-1}) は水分勾配によるフラックス、 $q_T(\theta, T)$ (m s^{-1}) は温度勾配によるフラックスを表す。また、 D_θ ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$) は等温状態の水分拡散係数、 D_T ($\text{m}^2 \text{s}^{-1} \text{K}^{-1}$) は温度勾配下における水分拡散係数を表す。これらの関係より、温度勾配下における水分拡散係数を求めることができる。

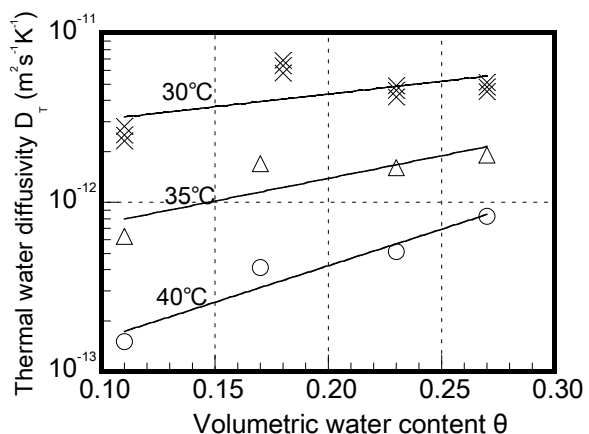
ここで温度勾配と水分勾配が存在するときの全フラックスは次式により求めることができる。

$$q(\theta, T) = \frac{\iint_{x,t} \frac{\rho_d}{\rho_w} \frac{d}{dt} \omega(t, x) dt dx}{\int dt} \quad (2.4.14)$$

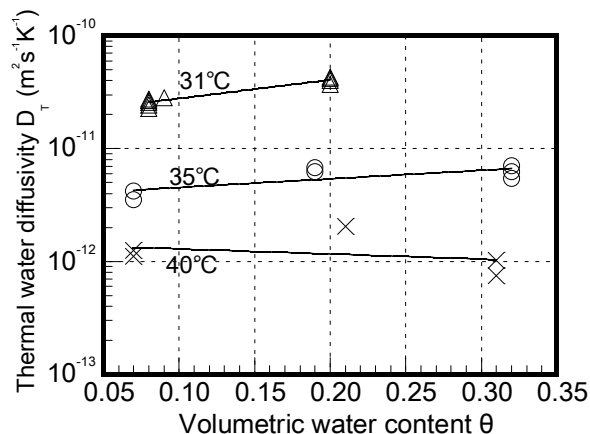
上記関係より得られた圧縮ベントナイトの温度勾配下における水分拡散係数 D_T を図2.4.8に示す。図より、温度勾配下における水分拡散係数は、体積含水率および温度により、1オーダー程度の変化が見られる。温度勾配下における水分拡散係数は (2.2.12) 式に示すように液状水の拡散係数と水蒸気の拡散係数に分けられ、それぞれ

(2.2.16) 式と (2.2.18) 式で示される。これらのうち体積含水率に依存するパラメータとして不飽和透水係数、化学ポテンシャルがあり、また、温度に依存するパラメータとして不飽和透水係数、化学ポテンシャル、飽和水蒸気密度がある。このうち不飽和透水係数は体積含水率の上昇に伴い大きくなり、温度の上昇にともない小さくなる。

化学ポテンシャルは体積含水率および温度の上昇に伴い小さくなる。さらに飽和水蒸気密度は温度の上昇に伴い大きくなる。したがって、今回の試験条件の温度範囲では、不飽和透水係数と化学ポテンシャルの温度依存性が温度勾配下における水分拡散係数に大きく影響したものと推察される。温度測定条件が高い場合には、飽和水蒸気密度の変化量の影響も大きくなり、温度勾配下における水分拡散係数は温度に大きく依存ものと考えられる。



(a) クニゲル V1 単体(乾燥密度 1.8g cm^{-3})



(b) ケイ砂混合体(乾燥密度 1.6g cm^{-3})

図 2.4.8 温度勾配下における水分拡散係数

2. 5 飽和ベントナイト中の水の浸潤挙動

2. 5. 1 はじめに

前節においては放射性廃棄物の地層処分を対象となるベントナイトに関する温度勾配と水分勾配下における不飽和土中の水分移動に関する挙動を把握するとともに、挙動を表す水分拡散係数を算定し、実際に解析に用いられるようなモデル化に関して論じた。地下深部において設置された粘土プラグは、不飽和から飽和となった状況においてもその閉鎖性能が発揮されることが期待されており、飽和状態での水の浸潤挙動は重要な性質の一つとなる。

ベントナイトを対象とした透水性は、Darcy 則を適用した透水係数で評価されており、これまでに乾燥密度やケイ砂混合率等によって、透水係数が変化することが報告されている（動力炉・核燃料開発事業団，1992）。ここでは、圧縮ベントナイトの地下水飽和状態における水理特性の把握を目的とし、供試体の乾燥密度、供試体へのケイ砂混合率、試験温度をパラメータに透水試験を実施し、これらが透水係数へ及ぼす影響について考察を行った。

2. 5. 2 試験方法

(1) 試験装置概要

一般に土を対象とした透水試験では、水頭圧を利用した定水位あるいは変水位透水試験装置が用いられる。高密度に圧縮成型したベントナイトは、極めて低透水性であるため、本試験では図2.5.1に示すようなコンプレッサーの圧縮空気圧を利用した定水位型の透水試験装置を用いた。

試験装置は以下に示すとおり、コンプレッサー（圧縮空気圧：0.1～1.0MPa）、加圧タンク（材質：透明アクリル）、恒温槽（温度範囲：20～110℃）、試験カラム（材質：SUS304）、電子天秤（測定精度：±0.01g）、計測パソコンから構成される。

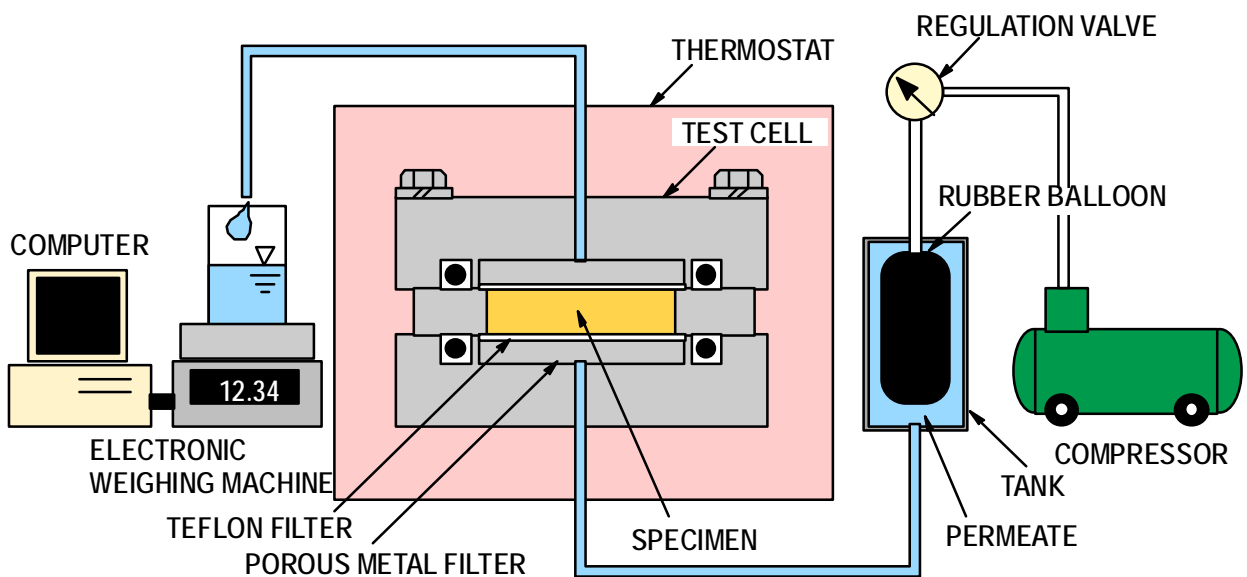


図 2.5.1 透水試験装置概略図

(2) 試験手順

本試験は、所定の乾燥密度に圧縮成型したベントナイト供試体を透水試験カラムで拘束し、恒温槽内に設置する。恒温槽を所定の温度条件に設定し、コンプレッサーからゴムバルーンを介して加圧タンクへ圧縮空気を送り、ベントナイト供試体へ透過液を供給する。ベントナイト供試体の両端には、金属焼結フィルター（孔径 2 μm ）とテフロンフィルター（孔径 1 μm ）を置く。金属焼結フィルターは、水を分散させベントナイト供試体に水を均一に浸潤させるために用いる。また、テフロンフィルターは、ベントナイト粒子が金属焼結フィルターに侵入し、目詰まりを起こすことを防ぐために用いた。透過液がベントナイトに浸潤し、ベントナイトが飽和すると、透過した水が測量容器に流れ、電子天秤によって時間当たりの透過量を測定する。

試験終了後には試験カラムを解体し、ベントナイト供試体に水みちとなるひび割れ等が無いことを確認した後、土の含水比試験方法（地盤工学会，2000）に従って 24 時間 110 $^{\circ}\text{C}$ で炉乾燥して含水比の測定を行う。ベントナイト供試体の乾燥重量と、拘束状態における供試体体積から実乾燥密度を求め、試験が所定の乾燥密度で行われたかを確認するとともに、炉乾燥で失われた水の質量から、供試体の乾燥重量に対する比で百分率に表す含水比を求め、飽和度の確認を行う。

(3) 試験条件

試験条件を表 2.5.1 に示す。本試験における試験温度は、性能評価上のベントナイトの熱変質を考慮した 100 $^{\circ}\text{C}$ 以下に設定し、25 \sim 90 $^{\circ}\text{C}$ までの昇温過程と 90 \sim 25 $^{\circ}\text{C}$ までの降温過程で試験を行った。また、本試験では供試体厚さ及び供給水の供給圧力を、供試体の乾燥密度および供試体へのケイ砂混合率等によって調整した。高密度に圧縮成型した供試体は、極めて低透水性であるため、透過液量の確保（過少による測定誤差）といった観点から、供試体厚さを 5mm とし、供給圧力は大きくした。一方、低密度やケイ砂が多く混合された供試体では、逆に透過液量が過多になることで透過液が測量容器をオーバーフローしてしまうことを防ぐため、供試体厚さを 10mm とし、供給圧力を小さくして試験を行った。

表 2.5.1 試験条件

Bentonite	Kunigel V1
Dry density (g cm^{-3})	1.0, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8
Sand mixture ratio (%) (by mass)	0, 30, 50, 70
Temperature ($^{\circ}\text{C}$)	25, 40, 60, 80, 90
Sample dimensions (mm)	$\phi 50 \times H10$ 、 $\phi 50 \times H5$
Supply pressure [MPa]	0.1 \sim 0.8
Water	Distilled water

2. 5. 3 試験結果および考察

(1) 試験結果

試験後の試料状態の確認を行った。試験後の試料について、目視による水みちとなるようなひび割れが無いことを確認し、試験後の実乾燥密度および飽和度を求めた。その結果、乾燥密度は全ての試料において、所定乾燥密度の $\pm 0.01 \text{ g cm}^{-3}$ 未満の乾燥密度であった。また、飽和度については、97~103%の範囲であった。これらのバラツキは、ベントナイトおよびケイ砂は天然の材料であり、生成過程におけるバラツキによるものと考えられる。

土壌中の水の動きは、一般に Darcy の法則 に従うといわれており次式で表わされる。

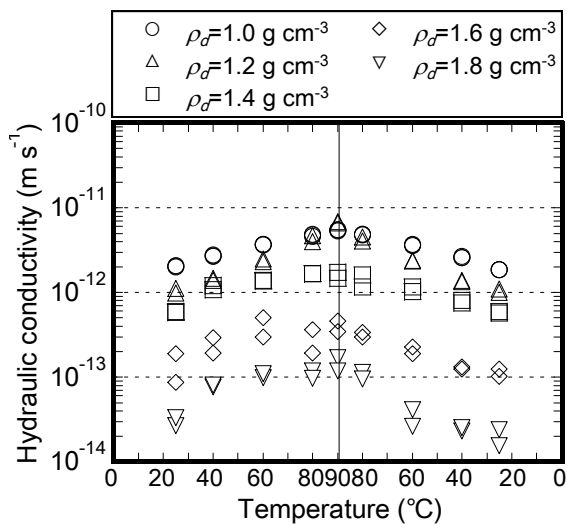
$$Q = kAi \quad (2.5.1)$$

ここで $Q(\text{m}^3 \text{ s}^{-1})$ は透過液流量、 $k(\text{m s}^{-1})$ は透水係数、 $A(\text{m}^2)$ は供試体断面積、 i は動水勾配を表す。

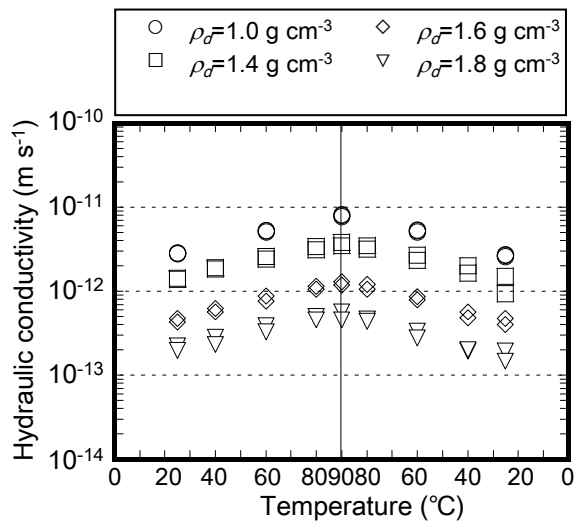
透過液流量は、電子天秤によって計測される積算透過液量と経過時間の関係から、時間当たりの透過液量が一定とみなせる範囲において、最小自乗法による直線の傾きから求めた。(2.5.1)式を用いて得られた透水係数算出値と温度の関係をケイ砂混合率毎に図 2.5.2 に示す。

グラフの横軸は、今回の試験の最高温度である 90°C を中心に、 $25\sim 90^\circ\text{C}$ の昇温過程と、 $90\sim 25^\circ\text{C}$ の降温過程を表わしている。図 2.5.2(a) に示すベントナイト単体の試験結果からは、乾燥密度が大きくなるにつれて昇降温過程における同一温度での透水係数にややバラツキがみられる。このバラツキの原因は、透過量の過少による測定誤差によるものと考えられる。

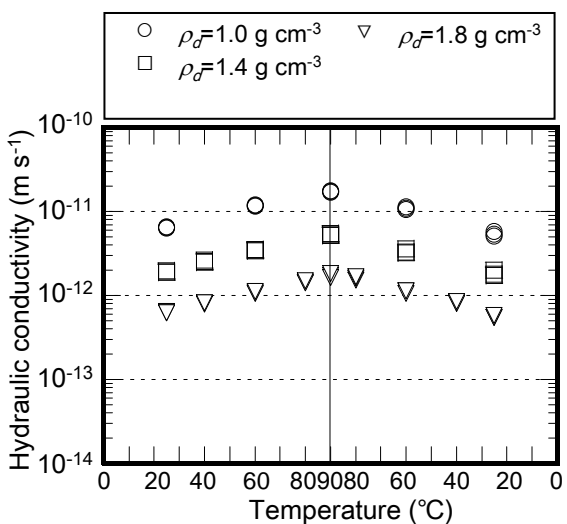
温度と透水係数の関係からは、いずれの条件においても、昇温過程と降温過程における同一温度での透水係数はほぼ同程度の値を示し、透水係数は温度の上昇に伴い大きくなることが分かる。また、供試体の乾燥密度が小さいほど、混入するケイ砂量が多いほど透水係数が大きくなることが分かる。ケイ砂混合率が異なる場合の透水係数を順に比較すると、ベントナイト単体の透水係数は、乾燥密度 $1.0\sim 1.8 \text{ g cm}^{-3}$ までの範囲において約 2 オーダー程の差があるが、ベントナイトに対するケイ砂混合率が大きくなるにつれ透水係数に及ぼす乾燥密度の影響は小さくなっていることが分かる。これらの結果から、透水係数は温度による影響、また、供試体の乾燥密度とベントナイト含有量（またはケイ砂混合量）に大きく依存して変化することが分かる。



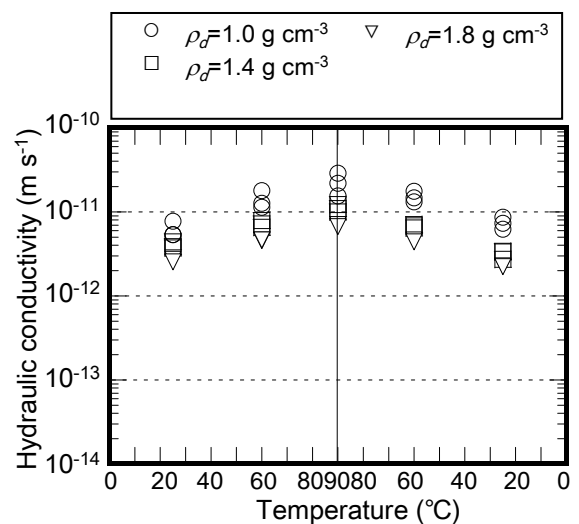
(a) ベントナイト 100%



(b) ベントナイト 70%, ケイ砂 30%



(c) ベントナイト 50%, ケイ砂 50%



(d) ベントナイト 30%, ケイ砂 70%

図 2.5.2 透水係数と温度との関係

(2) 考察

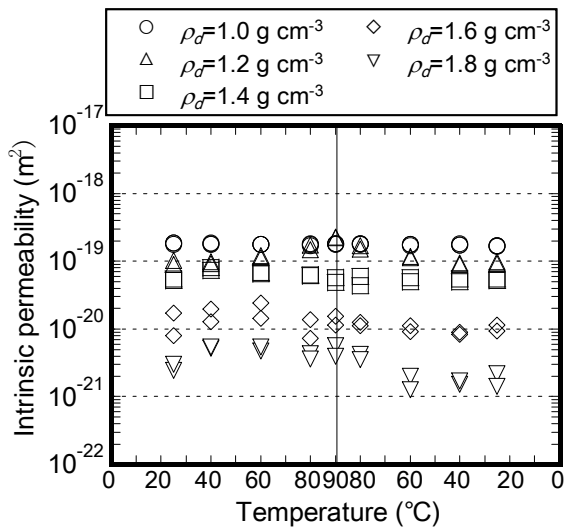
透水係数の温度依存性の要因のひとつに、圧縮ベントナイト中を透過する水の物性の温度による変化が考えられる。そこで、岩石等の多孔質体の透水性を評価する際に用いられる固有透過度の概念を用いて整理を行った。固有透過度は、粒径分布、粒子の形状、屈曲度、空隙率等多孔質体自身の構造特性に由来する透過抵抗を表わすものであり、次式で与えられる。

$$k = \frac{\kappa \rho g}{\mu} \tag{2.5.2}$$

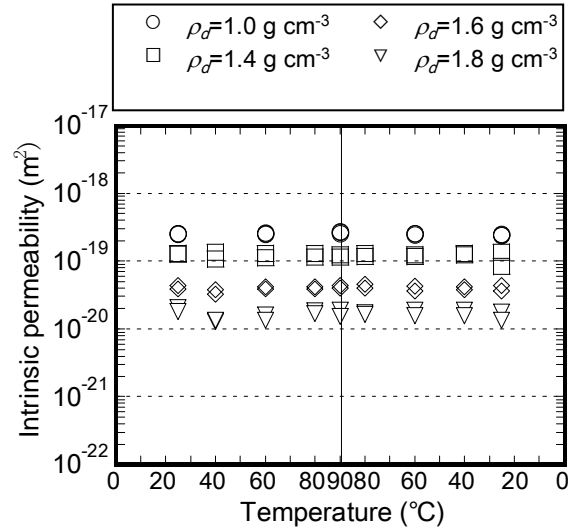
ここで、 $k(\text{m s}^{-1})$ は透水係数、 $\kappa(\text{m}^2)$ は固有透過度、 $\rho(\text{kg m}^{-3})$ は水の密度、 $g(\text{m s}^{-2})$ は重力加速度、 $\mu(\text{Pa s})$ は水の粘性係数を表す。

(2.5.2)式を用いて、試験で得られた透水係数より算出した固有透過度と温度との関係をケイ砂混合率毎に図2.5.3に示す。

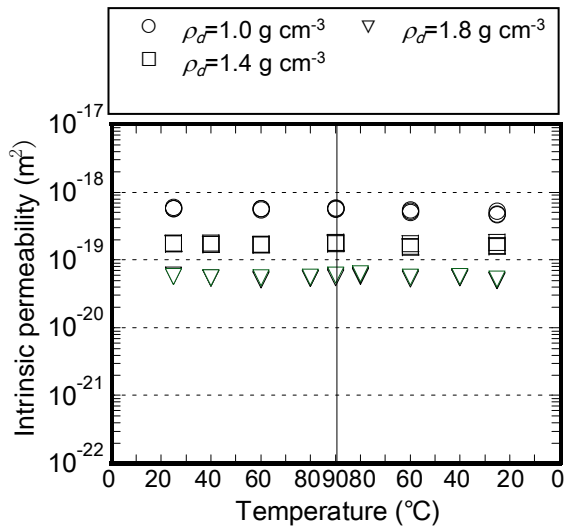
その結果、図中に示すように、固有透過度は温度によらずほぼ一定の値を示していることから、温度によってベントナイトの構造特性は変化せず、透水係数にみられる温度依存性は、水の密度および水の粘性係数の温度による変化で説明できることが分かった。



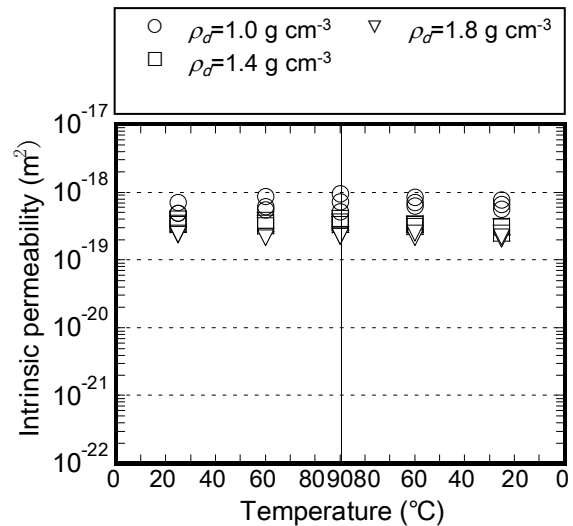
(a) ベントナイト 100%



(b) ベントナイト 70%, ケイ砂 30%



(c) ベントナイト 50%, ケイ砂 50%



(d) ベントナイト 30%, ケイ砂 70%

図 2.5.3 固有透過度と温度との関係

さらに、固有透過度と乾燥密度との関係を図 2.5.4 に示す。これより、乾燥密度が大きくなると固有透過度が小さくなるのが分かる。また、ベントナイトにケイ砂を混合することによって固有透過度が大きくなるのが分かる。

圧縮ベントナイトの乾燥密度 ρ_d (g cm^{-3})と固有透過度 κ (m^2)との関係から、固有透過度は、乾燥密度およびケイ砂混合率 R_s (%)に依存して変化し、次式の関係が得られる。

$$-\log \kappa = 18.621 - 1.082\rho_d + 0.4294\rho_d^2 + 7.356 \times 10^{-3}(100 - R_s)\rho_d^2 \quad (2.5.3)$$

また、砂の体積を除いてベントナイトの乾燥密度を計算した指標である有効粘土密度 ρ_b (g cm^{-3})は次のように定義される。ここで、 ρ_s (g cm^{-3})はケイ砂の土粒子密度を表す。

$$\rho_b = \frac{\rho_d(100 - R_s)}{100 - \rho_d \frac{R_s}{\rho_s}} \quad (2.5.4)$$

有効粘土密度で固有透過度を整理すると、固有透過度はケイ砂混合率に関係なく図 2.5.5 のような関係が得られ、次式のように表現できる。

$$\kappa = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_b - 2.1232\rho_b^2) \quad (2.5.5)$$

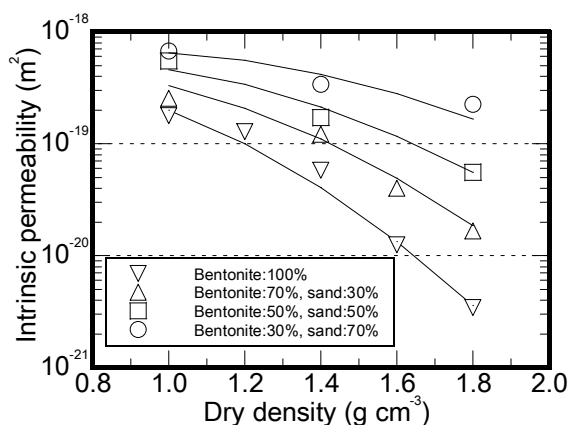


図 2.5.4 固有透過度と乾燥密度との関係

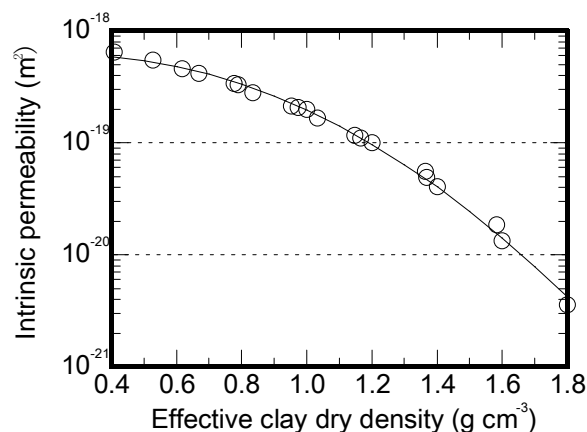


図 2.5.5 固有透過度と有効粘土密度との関係

2. 6 まとめ

本研究では、粘土プラグの設置初期における水の浸潤挙動の評価に資することを目的に、粘土プラグの主成分と考えられているベントナイトの化学ポテンシャル、水の浸潤挙動に関する既存の研究を概括し、本研究で実施する項目として、ベントナイトに関する水分特性曲線のヒステリシス、温度依存性、モンモリロナイト含有率依存性の把握および水分特性曲線のモデル化と、ベントナイトに関する温度勾配と水分勾配下における水分移動の把握およびそれらモデル化を行なうことを掲げた。

これらの実施項目に対しベントナイトを用いた室内試験を実施し、取得されたデータを示すとともに各パラメータの影響を考慮した実験式を提示した。その結果、以下の知見が得られた。

- ① 粉末ベントナイトの水分特性曲線は、吸水過程と脱水過程において一般的な土の特性のようにヒステリシスが確認されたが、圧縮成型したベントナイトについては、顕著なヒステリシスは見られなかった。この原因として今回用いた供試体の乾燥密度は 1.8g cm^{-3} であり、間隙が小さく比較的に揃っているためであると考えられた。
- ② ベントナイトのサクシオンは試験温度およびモンモリロナイトの含有率に依存して変化し、温度が低いほど、モンモリロナイトの含有率が高くなるほどサクシオンは大きくなることが分かった。
- ③ 圧縮ベントナイトの水分特性曲線の推定式として、van Genuchten の提案している経験式の適用を試み、モデルを表す各定数を定めることができた。
- ④ 水分拡散係数は体積含水率に依存して変化し、体積含水率の低領域、および高領域で水分拡散係数が大きくなる U 字型の分布を示した。このような U 字型の分布になる理由としては、平均水分勾配が体積含水率の低高領域において小さくなるためである。体積含水率に対し U 字型の分布を示す水分拡散係数は、その分布全体が温度とともに上昇し、水分拡散係数の温度依存性が確認された。
- ⑤ 水蒸気移動、液状水移動の二相流を考慮した形で水分拡散係数の体積含水率および温度依存性を表す実験式が得られた。
- ⑥ 温度勾配を与えたベントナイトは、高温側では水分の減少が、低温側では水分の上昇が認められ、温度勾配によって水分が移動し、供試体中に水分勾配が形成されていることが分かった。
- ⑦ 圧縮ベントナイトの温度勾配下における水分拡散係数は、体積含水率および温度により 1 オーダー程度の変化が見られた。今回の試験条件の温度範囲では、不飽和透水係数と化学ポテンシャルの温度依存性が温度勾配下における水分拡散係数に大きく影響したものと推察された。
- ⑧ 圧縮ベントナイトの透水係数は供試体の乾燥密度、ケイ砂混合率、および試験温度に依存して変化し、供試体の乾燥密度が小さいほど、ケイ砂混合率が多くなるほど、また、温度が高くなるほど透水係数は大きくなることが分かった。
- ⑨ 透水係数の温度依存性の要因を検討するために、多孔質体の透過抵抗を表す固有透過度を用いて整理を行った結果、固有透過度は温度によらず一定であったことから、透水係数にみられる温度依存性は、圧縮ベントナイトの構造特性の変化によるものではなく、供試体を透過する水の密度および水の粘性係数の温度による物性の変化で説明できることが分かった。さらに、乾燥密度とケイ砂混合率の関係を有効粘土密度で整理し、有効粘土密度と固有透過度の関係を得た。

本検討により、粘土プラグとして施工した後に、周辺岩盤から地下水が浸潤してくる際に重要となるベントナイトの化学ポテンシャル、水の浸潤挙動の特性を把握することができた。

第3章 実際の坑道規模で施工した粘土プラグの性能確認

3.1 はじめに

1. 3. 3に示すように、閉鎖要素に関しては、自身の施工が可能であることと、周辺岩盤程度の性能の発揮および人工バリア性能発揮を補助することを確認する必要がある。そのためには、要素試験のような実験室レベルでは施工性も含めた十分な性能を把握することはできないため、実際の坑道規模での閉鎖性能を確認する必要がある。

坑道規模での埋め戻し材の施工性の確認および施工初期からの性能を原位置で確認する試験として、スウェーデンエスポ岩盤試験場での Backfill and Plug 試験(Börgesson,1997)やプロトタイプ処分場プロジェクト(Dahlström,1998)、ベルギーモル地下研究所における立坑の埋め戻し部の止水性能の把握に関しては RESEAL プロジェクト(Dereeper and Volckaert, 2002)がある。

Backfill and Plug 試験およびプロトタイプ処分場プロジェクトは、堅置き方式の処分概念における処分孔上部の処分坑道の埋め戻しの性能の検証を想定している。Backfill and Plug 試験では坑道の埋め戻し性能の検証が可能であり、プロトタイプ処分場プロジェクトでは試験孔の人工バリアとの相互作用（とくに緩衝材との相互作用）に関する検証が可能である。埋め戻しの施工は斜め締固め工法が採用され、透水試験が行われている。

一方、立坑の埋め戻しに関する RESEAL は、内径 1.4m（掘削径は 2.2m）、深さは 24m の立坑を用いた試験である。立坑は深さ 16m までがコンクリートプラグ、その上部に厚さ 2.24m のベントナイトシール（パウダー／ペレットの混合）がある。ここでは、ベントナイトシールの透水性やガス透気性に関する試験、トレーサー注入試験を行ない、EDZ における拡散パラメーターが測定される。

上記、3 つのプロジェクトは現在進行しているものであり、坑道における施工性および閉鎖性能に関するデータが今後引き続き取得される。

特に、閉鎖要素の一つであるプラグに着目した実規模の原位置試験（Tunnel Sealing Experiment[トンネルシーリング性能試験]；以下、「TSX」という）を、1995年から、カナダ原子力公社（AECL：Atomic Energy of Canada Ltd.）との共同研究として AECL の地下研究施設（Underground Research Laboratory：以下、「URL」という）において実施しており（藤田・杉田, 1998；Chandler, et al., 2002）、原位置で施工した粘土材料およびコンクリート材料のプラグに対して、閉鎖性能に関する検証データを取得するとともに、その性能の評価手法の開発を行ってきた。

本章では、上記に閉鎖要素の課題として示した閉鎖要素自身の施工性の確認および期待される性能の発揮を確認することを目的に、まず、TSX の概要を明らかにした上で、粘土プラグの止水性能を確認するために実施した加圧注水試験結果とトレーサー試験およびその試験結果に基づく解析結果を示すとともに、考察を加える（藤田ほか, 2007）。

3. 2 TSXの概要

3. 2. 1 TSXの目的

TSXは、閉鎖要素の一つであるプラグに着目した実規模の原位置試験であり、URLの深度420mの試験坑道に、粘土プラグおよびコンクリートプラグを施工し、閉鎖性能に関する検証データを取得するとともに、その性能の評価手法の開発を行うものである。コンクリートプラグはAECLが開発した低発熱高流動コンクリート（低アルカリ性コンクリート）（Gray and Shenton, 1998）を、また、粘土プラグはケイ砂と国産Na型ベントナイト（クニゲルV1）を重量比3:7の割合で混合したものを材料としている（図3.2.1）。本試験の実施にあたっては、動力炉・核燃料開発機構（現日本原子力研究開発機構）およびAECLのほか、フランスから放射性廃棄物管理機関（ANDRA）、アメリカからサンディア国立研究所（Sandia National Laboratory, 以下、「SNL」という）が技術協力機関として参加した。

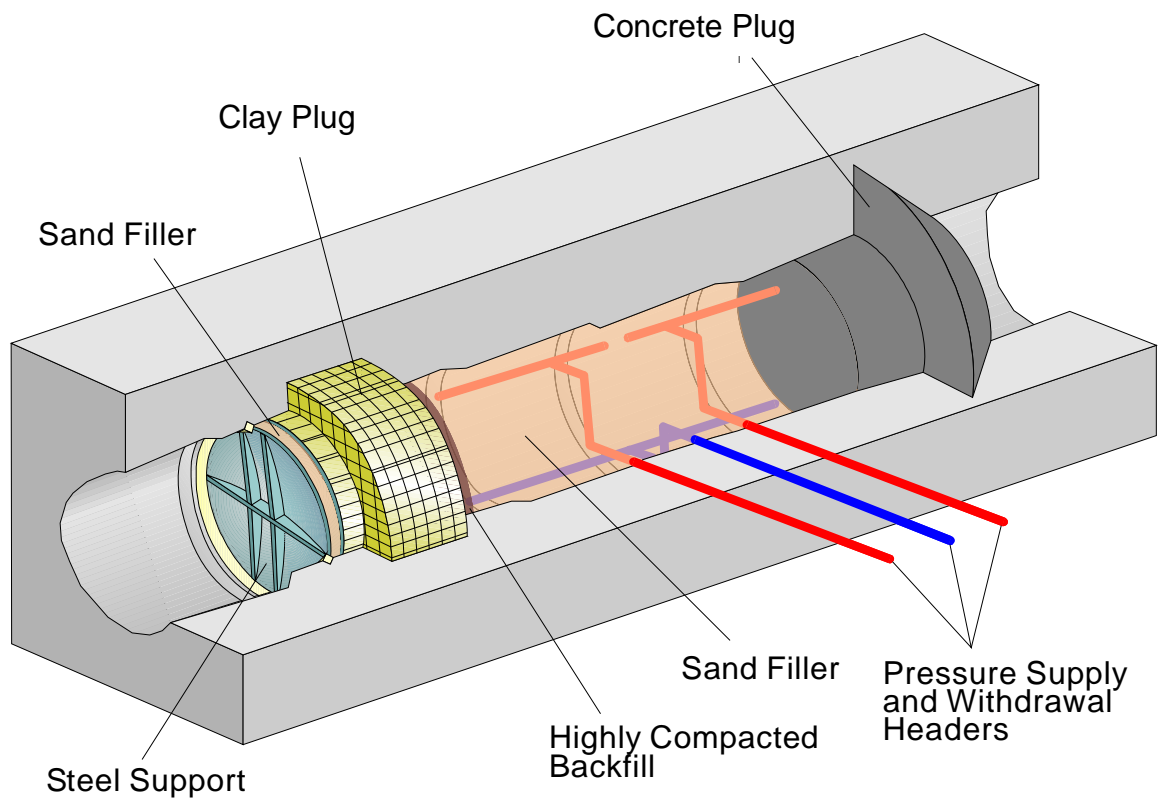


図3.2.1 TSXの概念図

本試験の目的は、以下の通りである。

- ① 原位置において粘土プラグおよびコンクリートプラグに対して既存の施工技術の適用性を確認すること、
- ② 施工したプラグの性能を評価すること、
- ③ 性能に影響する要因を明らかにすること。

以上のように、試験は現状技術でのプラグの施工性とプラグの坑道軸方向の水の流れの抑制性能に着目して設計されている。しかしながら、実際の地層処分における閉鎖性能には、周辺岩盤程度の放射性核種の移行を抑制することも求められるため、上記目的にさらに以下のような詳細な項目も設定された。

- ① コンクリートプラグの設計・施工
- ② 高圧縮ベントナイトブロックの設計・施工
- ③ EDZを最小化する施工方法
- ④ EDZへの充填手法やEDZを分断する施工方法の評価
- ⑤ 動水勾配下でのプラグおよびその周辺での水理・物質移行挙動の把握
- ⑥ 水理・物質移行挙動に影響ある因子の把握

以上のような閉鎖性能を把握するため、TSXは、地質構造による顕著な破碎帯のない場所を選定した。

この試験から得られる情報は、処分場の閉鎖要素の設計・施工に必要な不可欠なものとなるばかりでなく、処分場の長期安全性確保の観点からの要件の設定にも使用されうるものである。また、これらは、坑道掘削技術や閉鎖性能を確認する際の計測技術に際しても重要な知見を与えるものでもある(Chandler, et al., 2002)。

3. 2. 2 試験位置

URLは、カナダのほぼ中心に位置するマニトバ州の州都ウィニペグの北東約 100kmに位置し、地質的にはカナダ盾状地 (Canadian Shield) のLac du Bonnet バソリス (花崗岩質深成岩体) 内に建設されている (Everitt, et al., 1990)。また、URLはカナダにおける放射性廃棄物地層処分の安全評価研究を目的として建設され、240mレベルと420mレベル (それぞれ、地表から深度240mおよび420mの地点) に試験坑道が展開されている。TSXは、このURLの420mレベルの試験坑道を用いて実施された (図3.2.2)。URLそのものには破碎帯も存在するが、TSXの実施されている420mレベルでは破碎帯は観察されず、温度環境は一年を通じてほぼ15°C程度で一定である。また、岩盤の強度は圧縮強度が120MPa以上、引張強度が6MPaである。

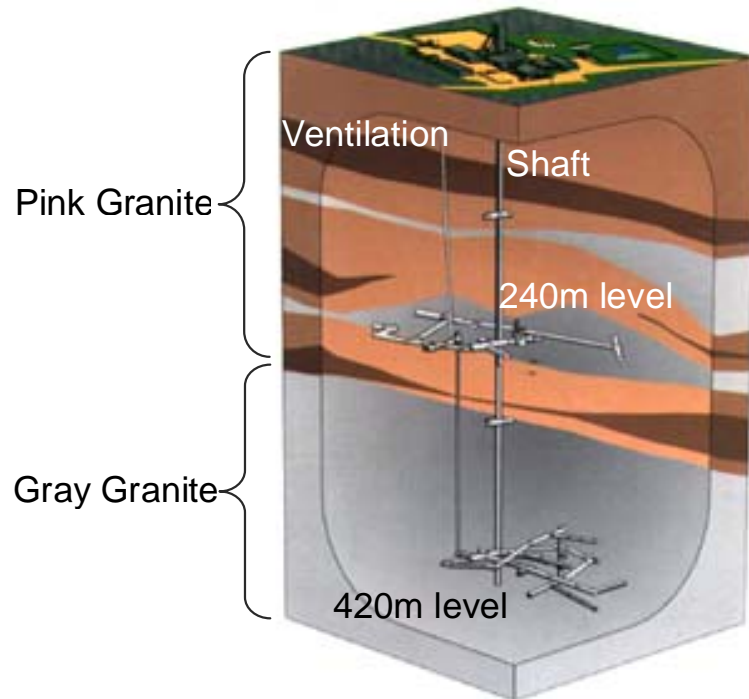


図3.2.2 URLと試験位置

URLの主応力分布には特徴があり，試験坑道が位置する地下420mレベルの最大主応力 σ_1 ，中間主応力 σ_2 ，最小主応力 σ_3 はそれぞれ $60\pm 3\text{MPa}$ ， $45\pm 4\text{MPa}$ ， $11\pm 2\text{MPa}$ であり，最大主応力 σ_1 は最小主応力 σ_3 の6倍相当になる．また，最大主応力 σ_1 と σ_2 がほぼ水平方向にあり，最小主応力 σ_3 は 74.2° の傾きでほぼ鉛直である(Chandler, et al., 1996)．TSXでは，上記主応力と他の試験結果等を考慮して，応力比が小さくなる最大主応力方向に試験坑道を配置した．420mレベルではEDZの特性調査が行われており，坑壁から掘削したボーリング孔内のボアホールカメラ観察結果により，坑壁から数10cmの範囲で壁面に平行な亀裂が観察されている(Martino, 2000)．また，ボーリング孔を利用した坑壁周辺の弾性波速度調査結果から，速度の低下域は50cmまで及んでおり，水理調査結果からは，坑壁近傍の数10cmで透水係数が健岩部と比べて4オーダー以上増加する領域が発達し，その周辺の80cm程度の幅まで透水係数が増加する領域が存在するという計測結果が得られている(Chandler, et al., 2002)．

TSXのプラグ設置試験坑道周囲のレイアウトを図3.2.3に示す．試験坑道はRoom425で，既存のURLの試験坑道からのアクセス坑道としてRoom417が配置されている．Room417からコンクリートプラグ側の試験坑道Room425がアクセス可能である．また，プラグ設置後に粘土プラグへのアクセスを可能とするために，Room423，Room424が設置されている．これらの試験坑道周囲の坑道は，ボーリング孔の配置等に利用されている．

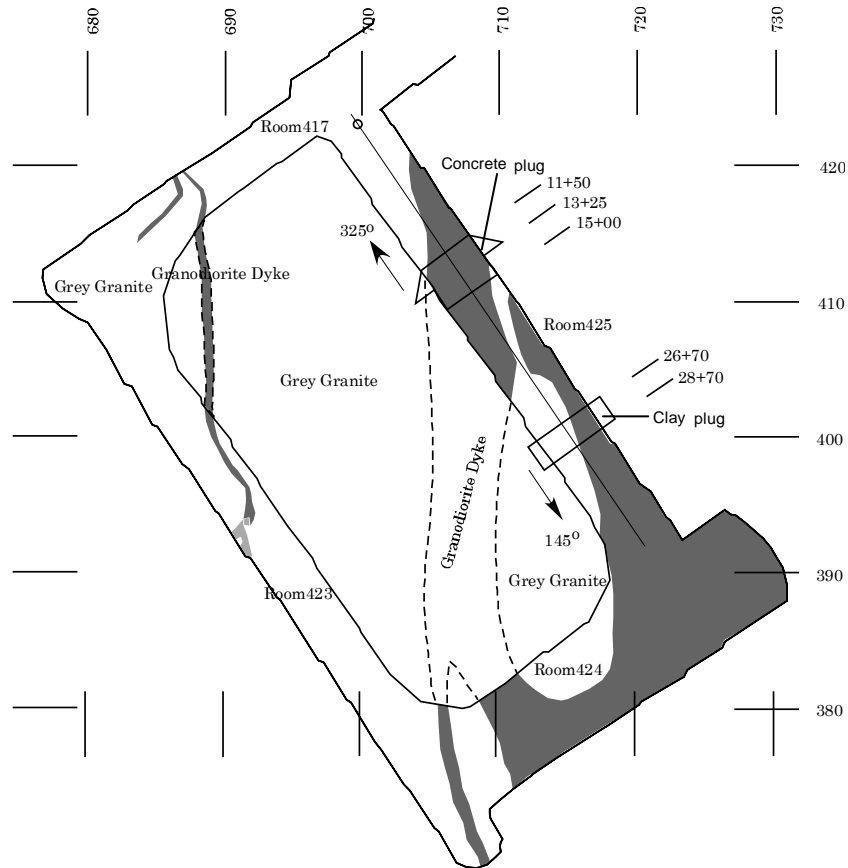


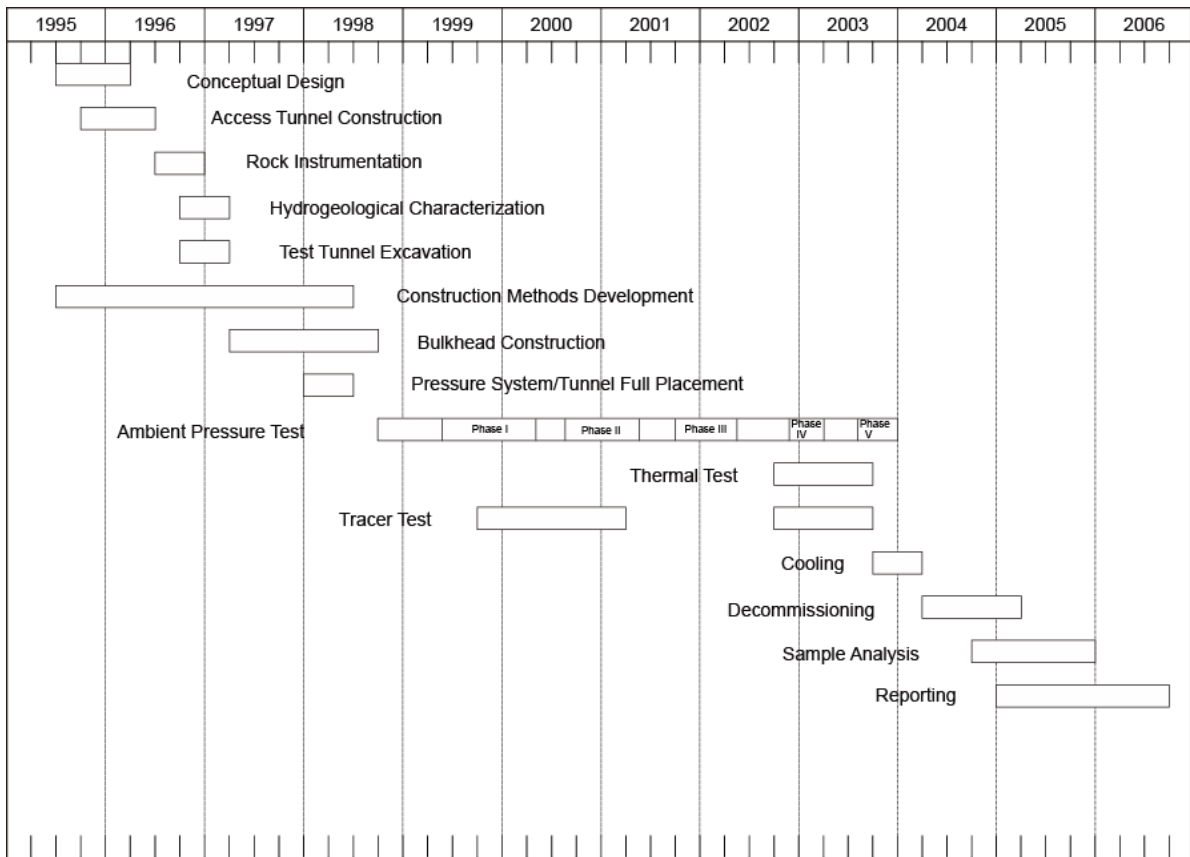
図3.2.3 TSXのプラグ設置試験坑道周囲のレイアウト

3. 2. 3 スケジュール

表 3.2.1 に試験工程を示す。試験坑道の掘削，プラグ施工も含めた設備の設置は 1995 年 12 月から約 2 年 9 ヶ月間実施された。1998 年 9 月から試験坑道への注水・加圧を開始し，1999 年 5 月に水圧は 0.8MPa に到達し，1999 年 7 月に水圧を 0.8MPa に保ったままトレーサーを投入し，モニタリングを開始した。2000 年 4 月から水圧を昇圧させ，2000 年 7 月には 2MPa に到達した。2001 年 4 月から水圧を昇圧させ始め，2001 年 9 月に 4MPa に到達した。

その後，2002 年 7 月に加圧・減圧試験や臭化ナトリウムを使ったトレーサー試験を行い，さらに，2002 年 9 月からヒーター試験を開始し，ヒーター試験終了の 2003 年 11 月までの間にロードミンやヨウ化ナトリウムを用いたトレーサー試験を実施した。2004 年 1 月には加圧終了後に減圧を行い，2004 年 2 月以降に設備の解体・サンプリングを実施した。

表 3.2.1 試験工程



3. 2. 4 プラグ施工

TSX サイトにおける地圧は、上述のように最大主応力が水平に掘削した試験トンネルに平行な方向で、最小主応力である鉛直方向の約 6 倍と偏圧状態であることから、坑壁から数 10cm の範囲で EDZ が確認されている。このような EDZ は、健岩部に比べ透水性が大きく、物質移行経路になる可能性がある。そこで、各プラグの施工においては、プラグ部の周辺で拡幅を実施することにより、プラグの力学的安定性を確保するとともに、EDZ に沿った移行経路を部分的に遮断する役割を持たせた。試験トンネルの掘削には発破を用いたが、拡幅部にはラインドリリング (Line-Drilling) 手法とロックスプリッティング (Rock-Splitting) 手法で慎重に掘削された (図 3.2.4)。拡幅部の掘削に際しては、EDZ との遮断と掘削量を抑えることに配慮し、コンクリートプラグの拡幅部は楔形で施工した。粘土プラグはベントナイトブロックを積上げて施工することから円柱形とした。



図 3.2.4 粘土プラグ拡幅部施工後の岩盤状況

粘土プラグの概念図を図 3.2.5 に示す。粘土プラグへの加圧時の力学的支保であると共に、ベントナイトブロック間やプラグと岩盤の隙間を埋めるための膨潤圧をプラグ内に発生させることを目的に、粘土プラグの一方の面にスチールサポートを配した。粘土プラグは約 9,000 個の締固めベントナイトブロック(配合比[質量百分率]:ベントナイト 70%, 珪砂 30%, 乾燥密度: 1.9g/cm^3 , 重量約: 13kg)を積み上げることにより施工した。岩盤との接触面にはベントナイト吹き付けを行い、岩盤との境界面に生じる隙間を埋めた。その他に粘土(ベントナイト)グラウト、埋戻し材(バックフィル)をプラグ周辺に施工した。粘土グラウトは、プラグ周辺岩盤内で EDZ のとくに発達した部分の改良のため実施し、バックフィルには、現在検討されているベントナイトと砂礫の混合材を使用した。図 3.2.6 に示すように、計画どおり原位置での粘土プラグの施工を実施することができた。

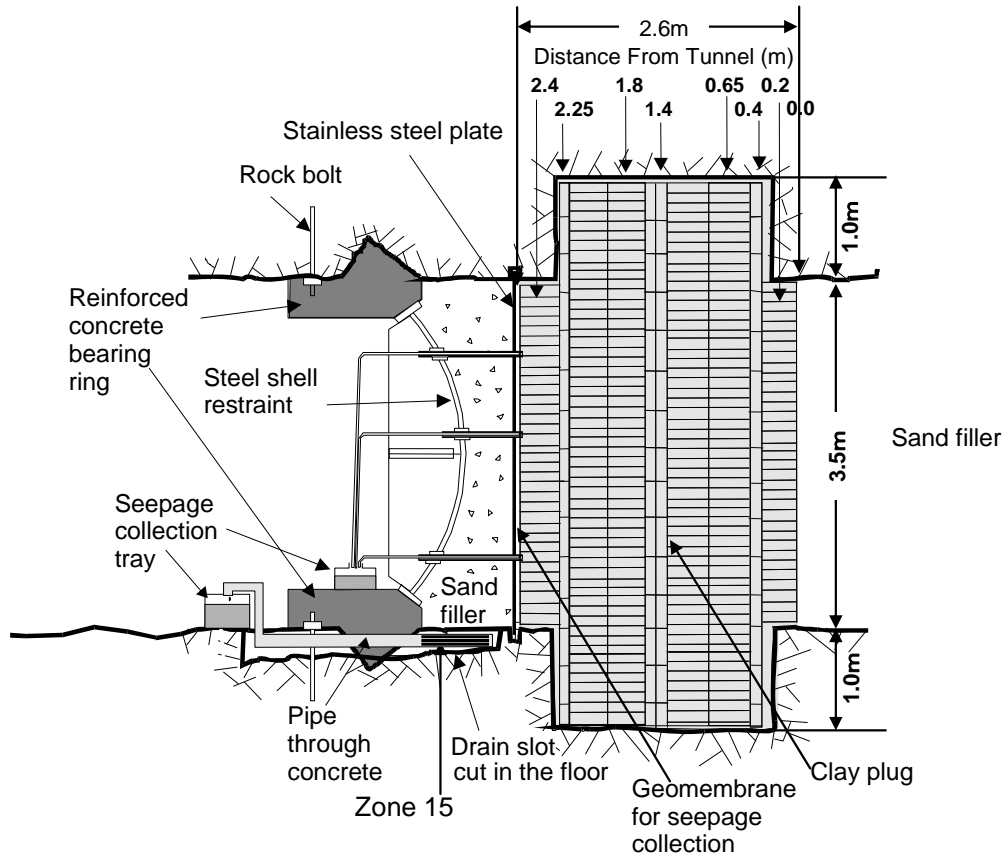


図 3.2.5 粘土プラグ概念図



図 3.2.6 粘土プラグ完成状況

コンクリートプラグの概念図を図 3.2.7 に示す。コンクリートプラグには AECL が開発した低発熱高流動コンクリート (Gray and Shenton, 1998) を用いた。低発熱高流動コンクリートはセメント、シリカフェーム、シリカフラワーおよび高性能減水剤からなる (表 3.2.2)。この材料の特徴としては、発熱を抑えるとともに pH を 10 程度に抑える特性を持つ。コンクリートプラグ内には変位、温度、水分等を計測するために 130 個のセンサーを埋め込んだ。試験期間中にプラグと岩盤との境界にグラウトが可能なようにグラウチングチューブを設けた。コンクリートプラグの全体積は 76m³ となった。図 3.2.8 に完成したコンクリートプラグを示す。

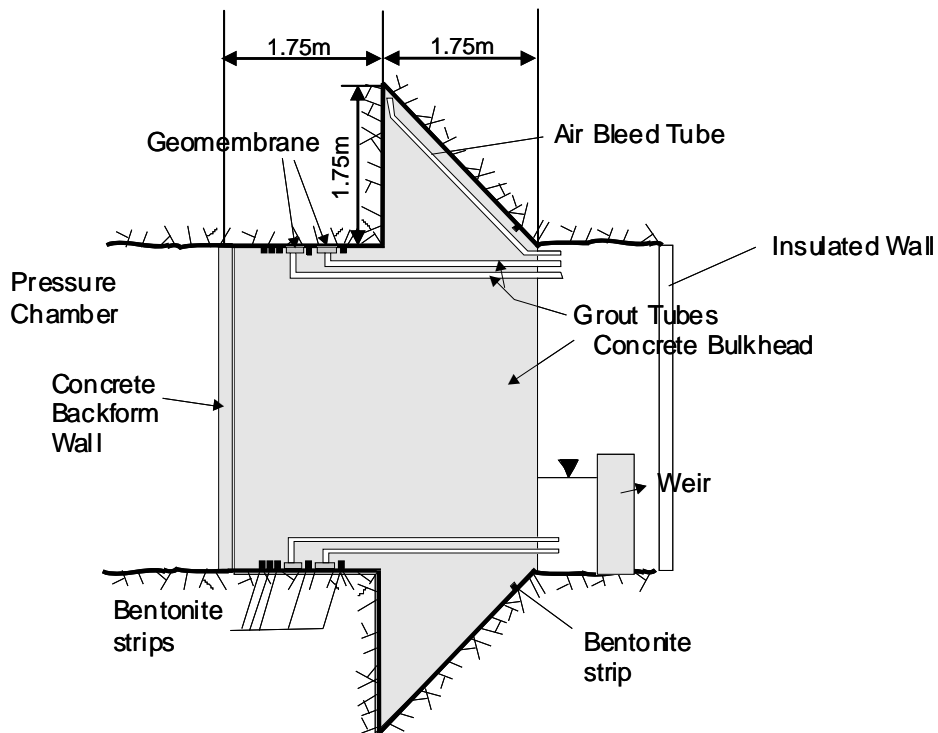


図 3.2.7 コンクリートプラグ概念図

表 3.2.2 低発熱高流動コンクリートの配合表

Component	Content (kg m ⁻³)
Portland cement	97
Silica fume	97
Silica flour	194
Superplasticizer	10.3
Fine aggregate	895
Coarse aggregate	1040
Water	97
Water-cement ratio	0.50



図3.2.8 コンクリートプラグ完成状況

3. 2. 5 粘土プラグ周辺の計測データ

プラグ内の水分量, 変位, 圧力, 温度等を計測するために475個のセンサーを設置している(表3.2.3参照). 図3.2.9に粘土プラグの計測断面の一覧を示す. 粘土プラグは, 9つの計測断面が設定されている. 計測開始後3年以上経過した時点で, 約90%のセンサーが正常に稼動していることが確認された.

表3.2.3 粘土プラグ内に設置したセンサー

Instrument	Description	Quantity	Thermistors
Earth pressure cells (EPC)	Swelling pressure	35	35
Total pressure cells (TPC)	Swelling pressure	27	16
Thermocouple psychrometers (PSY)	Clay moisture content	132	132*
Hygrometers (HYG)	Clay moisture content	14	14
Time domain reflectometry (TDR)	Clay moisture content	12	0
Vibrating wire piezometers (PZ)	Clay water pressure	8	8
EDZ piezometers (PZ)	EDZ pore pressure	5	5
Linear potentiometer (LP)	Displacement	4	0
Rotary potentiometer (RP)	Displacement	1	0
Sonic probe measurement points (SONP)	Displacement	6	0
Stainless steel plate LVDTs (CLDT)	Displacement	6	0
Steelshell LVDT** (CLDT)	Displacement	1	0
Ring beam LVDTs (CLDT)	Displacement	4	0
Evaporation room hygrometers (VHS)	Relative humidity	2	2
Evaporation room thermistors (CL-T)	Air temperature	0	6
Total		257	218

* Psychrometers use thermocouples to measure temperature

** LVDT - Linear Variable Differential Transformer

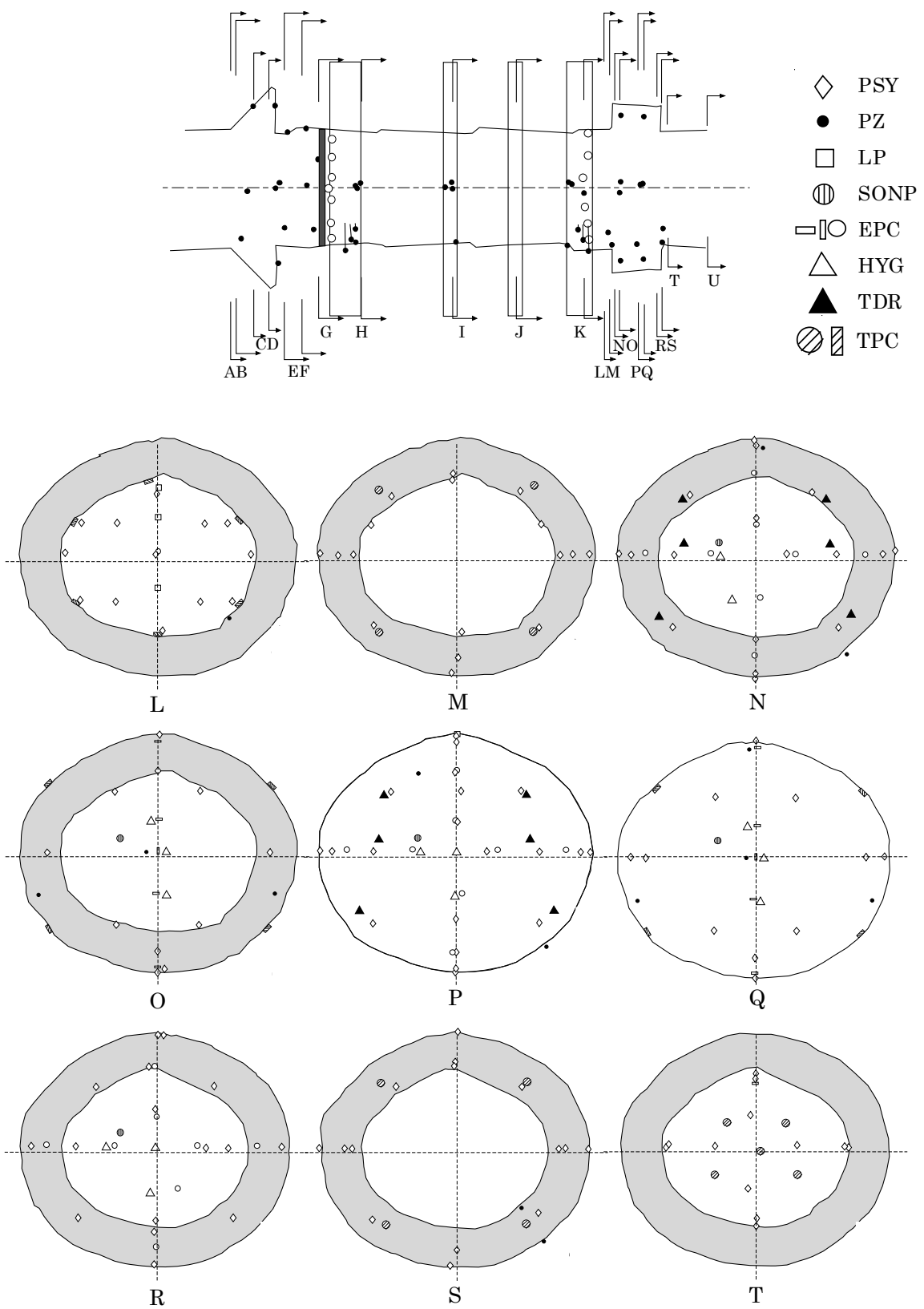


図3.2.9 粘土プラグの計測断面の一覧

粘土プラグ内の含水状態は、132 個のサイクロメータ、12 個の TDR、14 個の湿度計で計測した。図 3.2.10 にサイクロメータおよび湿度計で計測されたサクション圧変化を示す。サクション圧が 1MPa 以下ではほぼ飽和度 100%であることから、加圧に伴いプラグの周辺部から中心部に向かって水の浸潤が進行していることがわかる。これはプラグに接している EDZ やプラグと岩盤の境界部に設置した吹付けベントナイト部の透水性が相対的に大きいためである。1999 年 5 月から加圧注水試験が始まったことから、プラグの浸潤速度が速くなった。2001 年 9 月時点の加圧室内圧力がほぼ 4MPa 昇圧時以降においては、プラグの中心部のわずかな部分を除き、ほぼ飽和状態に達した。飽和に至る過程で多くのセンサーにエラー等の不具合が発生した。これは、浸潤量の増加により、測定範囲を超えた場合が生じたためだと考えられる。計測システム全体としては、4 年間連続的に計測することが可能であった。

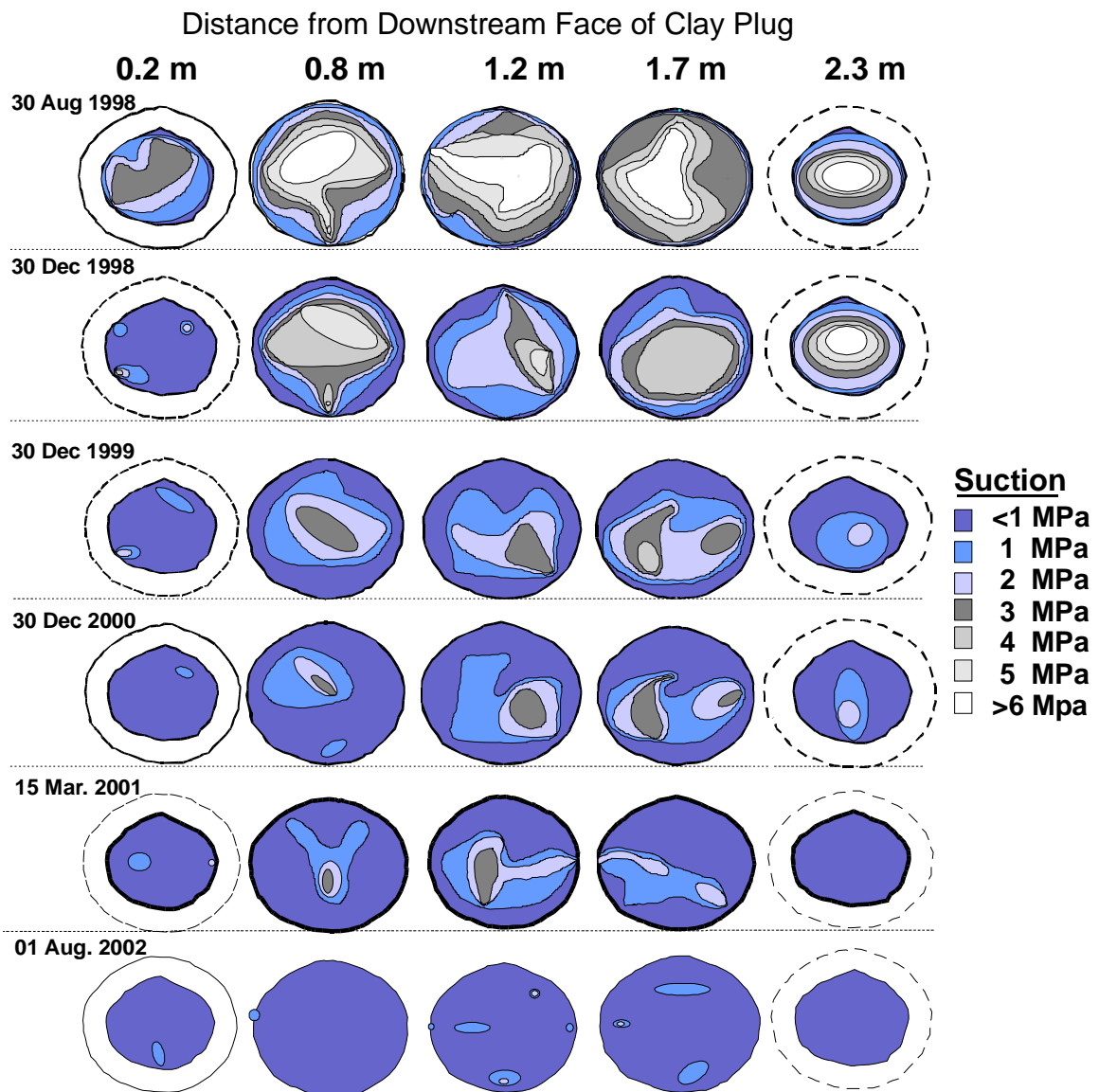


図3.2.10 サイクロメータおよび湿度計で計測されたサクション圧変化

2MPa加圧時の粘土プラグの変位量の計測結果から、プラグの加圧室側の面が45mm、プラグ最下流面のスチールプレートが6mmそれぞれ下流側へ変位し、プラグ自体がトンネル軸方向に38mm圧縮されていることが計測された。

図3.2.11に粘土プラグ天盤付近のトンネル周囲方向の圧力変化（①～③）とスチールプレートにおけるトンネル軸方向の圧力変化（④）を示す。スチールプレートにおいて加圧室内の加圧より大きな値が計測されているのは、粘土プラグの膨潤圧が付加されたためである。トンネル周囲方向の計測では膨潤圧を計測しているものと考えられるが、加圧に従い増加しており、これは飽和度の増加に加えプラグ変形の影響を受けているためである。

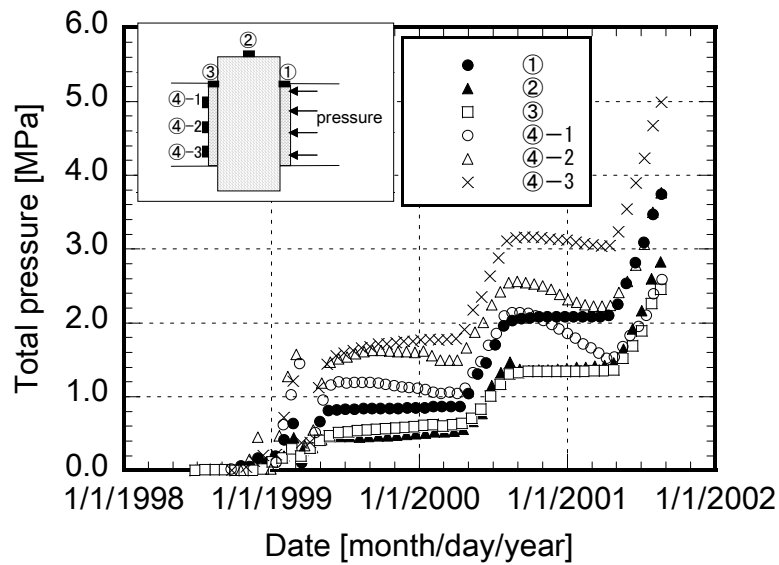


図3.2.11 粘土プラグ天盤付近のトンネル周囲方向の圧力変化（①～③）とスチールプレートにおけるトンネル軸方向の圧力変化（④）

3. 3 性能確認試験

3. 3. 1 はじめに

前節においては、TSXの目的、スケジュール、プラグ施工および試験期間を通じた連続計測データについて示した。本節では、上記のようにして施工した粘土プラグに対し、処分場の閉鎖後に期待される性能のうち、とくに重要と考えられる透水性および物質移行特性に着目した試験結果とその試験結果に基づく解析結果について示す。

粘土プラグの透水性を確認するために、注水圧力および温度の影響を考慮した加圧注水試験を実施した。これは、粘土プラグとコンクリートプラグに挟まれた加圧室内に注水システムを使って水を圧入し、プラグや周辺岩盤への水の浸透状況から閉鎖要素の性能を評価するものである。

次に粘土プラグおよびその周辺の物質移行特性を把握することを目的に、トレーサーの種類、時期を変えて4回のトレーサー試験を実施した。また、処分場における廃棄体設置初期の状況を把握するため、温度の影響についても考慮した。

さらに、上記試験結果から、高動水勾配下および温度上昇によるEDZの透水特性を把握することによりプラグの閉鎖性能を把握することを目的にトレーサー試験について移流分散解析を実施した。

3. 3. 2 加圧注水試験

加圧注水試験は、実スケールで施工した粘土プラグとコンクリートプラグに挟まれた加圧室内に注水システムを使って水を圧入し、各プラグや周辺岩盤への水の浸透状況から閉鎖要素の性能評価を行うものである。本試験は、表3.2.1に示すように5つのフェーズに分けることができる。フェーズⅠは0.8MPaでの注入圧段階、フェーズⅡは2MPaでの注入圧段階、フェーズⅢは4MPaでの初期の注入圧段階、フェーズⅣとフェーズⅤは4MPaで温水の注入圧段階である。各フェーズにおける加圧室内の圧力、温度、粘土プラグからの総湧水量を図3.3.1に示す。粘土プラグからの湧水量は、図3.2.4に示すようにプラグ最下流面において区間毎に計測した。

粘土プラグは締固めたベントナイトブロックを積み重ねて構築されているため、ベントナイトブロックの膨潤によりブロック間の間隙をなくし一体化させることを目的に、フェーズⅠまでの昇圧時には低い圧力からステップ状に圧力を作用させた。それでも、急速な加圧室内の昇圧のため1998年9月から試験を開始し、1999年5月に0.8MPaに到達するまで粘土プラグ側から4回 $100\text{mm}^3\text{ s}^{-1}$ を超える大きな湧水量が認められたが、その後はブロックが十分に膨潤し、フェーズⅢの4MPaまで昇圧する過程において大きな湧水量は計測されなかった。加圧室内圧が0.8MPaと2MPaの場合、安定した時点での湧水量を測定するため昇圧後最低9ヵ月間湧水量のモニタリングを継続した。0.8MPa加圧時に約 $3\text{ mm}^3\text{ s}^{-1}$ 、2MPa加圧時に約 $8\text{ mm}^3\text{ s}^{-1}$ の一定の湧水が計測された。4MPaへの昇圧直後は約 $10\text{ mm}^3\text{ s}^{-1}$ の湧水量が計測されたが、その後、数ヶ月で約 $6\sim 8\text{ mm}^3\text{ s}^{-1}$ まで湧水量は減少しており、2MPa加圧時とほぼ同じ量になった。4MPa加圧時における湧水量から粘土プラグの概算の透水係数を算定すると、 $3.6\times 10^{-13}\text{ m s}^{-1}$ に相当することが分かった。また、別途計測したすべての粘土プラグ内部の土圧計で圧力が増加していることからベントナイトブロックの膨潤により粘土プラグの閉鎖性能が発揮されていると推察される。

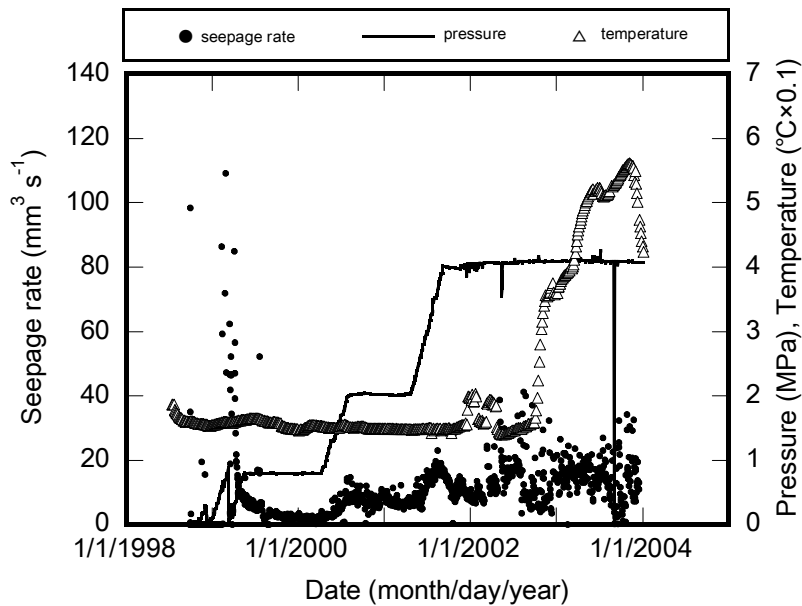


図 3.3.1 各フェーズにおける加圧室内の圧力，温度，粘土プラグからの総湧水量

3. 3. 3 トレーサー試験

TSXでは、既に試験坑道内の水圧を上昇させ高動水勾配下でのプラグもしくはプラグ周辺の岩盤を通過してきた湧水状況の把握を行ってきている。さらに、坑道内にプラグを施工することによる、プラグ自身、その周辺の岩盤との境界部および岩盤内の物質移行特性を把握することを目的に、トレーサー試験を実施した。

トレーサー試験は、トレーサーの種類，時期を変えて4回を行った。トレーサー試験 1 では、非吸着性のヨウ化ナトリウムと染料であるウラニンを使用した。トレーサー試験 2 においては吸着性の臭化ナトリウムを、トレーサー試験 3 においては臭化ナトリウムと区別するために別の吸着性のローダミンを、トレーサー試験 4 においては非吸着性のヨウ化ナトリウムをトレーサーとして用いた。ヨウ化ナトリウムについては、プラグからの湧水中のヨウソの濃度が $0.01 \text{ mg } \ell^{-1}$ 以下で、周辺岩盤中の地下水に含まれるヨウソの濃度も $2.7 \text{ mg } \ell^{-1}$ とバックグラウンド値が低いことから選定した。また、臭化ナトリウムは、トレーサー試験 1 において残存するヨウ化ナトリウムと区別するために用いた。ウラニン、ローダミンについては、可視化できるトレーサーであることから選定した。各試験においては、加圧室内を満たしている水の量が $51,000\ell$ であることから、タンクに設定濃度に対応するトレーサー量を溶解させ、タンクの水をすべて加圧室内に注入することにより所定の濃度を確保した。

トレーサーの投入方法として、一度加圧室内の水を抜いた後でトレーサーを注入する方法では、粘土プラグの浸潤挙動に影響を与え、圧力の除荷／再負荷によりブロックを積み上げて作成されている粘土プラグの安定性を乱すといった不具合が発生する可能性があることから、図 3.3.2 に示すように、立坑のスタンドパイプを利用して排出パイプから常にバックプレッシャーがかかる

ようにして注入し、加圧室内の水圧を低下させずに、短時間で加圧室内の水をトレーサー水に置換させた。また、1日以内でタンクの水を加圧室内に注入するため高圧ポンプを用いて圧入を行った。

加圧室内の温度は、トレーサー試験1実施時は15℃、トレーサー試験2では15℃から35℃、トレーサー試験3、4では55℃であった。

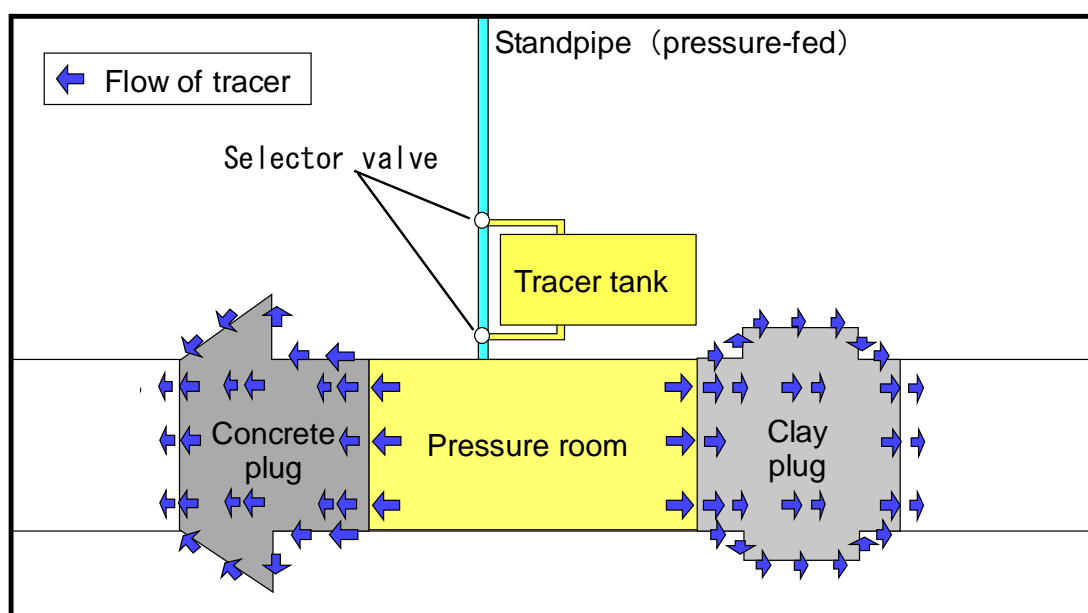


図3.3.2 トレーサー注入概念図

トレーサーは、図 3.2.4 に示すように粘土プラグ本体から流出したものを計測する収水トレイと岩盤との境界の吹きつけ部からゾーン 15 を経由して流出したものを計測する収水トレイに分けて連続的に計測したが、粘土プラグ本体からはほとんど計測されなかった。これは、粘土プラグが止水性能を有することを示すものである。

したがって、試験結果はゾーン 15 での計測結果を示している。表 3.3.1 に試験結果のまとめを、また、図 3.3.3 に各試験におけるトレーサー破過曲線を示す。

トレーサー試験 1 は 5544 時間後に破過し、また水圧の上昇とともに濃度が上昇している。トレーサー試験 2 は 816 時間後に破過し、2002 年 11 月に最大濃度は $0.8 \text{ g } \ell^{-1}$ が計測されている。トレーサー試験 3 は 810~870 時間後に破過し、約 4000 時間後に最大濃度 $0.4 \text{ g } \ell^{-1}$ が計測されている。この濃度が加圧室内の初期濃度 $3.7 \text{ g } \ell^{-1}$ に比べて小さいのは、ローダミンが吸着性をもつためである。トレーサー試験 4 ではトレーサーの破過があまりはっきりしていない。これは、トレーサー試験 4 においてはトレーサー試験 1 のときと同様にトレーサーとしてヨウ化ナトリウムを使用していたため、それが残存していたためにトレーサー試験 4 開始直後のサンプリングにおいてもヨウ素が検出されているものと思われる。約 2400 時間後に最大濃度 $0.3 \text{ g } \ell^{-1}$ が計測され、その後減少を示している。

表3.3.1 トレーサー試験結果

Tracer test 1	Tracer	Sodium iodide
	Temperature (°C)	15
	Pressure (MPa)	0.8-2
	Initial concentration (g ℓ ⁻¹)	1
	Breakthrough time at clay plug (d(h))	231(5544)
Tracer test 2	Tracer	Sodium bromide
	Temperature (°C)	15-35
	Pressure (MPa)	4
	Initial concentration (g ℓ ⁻¹)	1
	Breakthrough time at clay plug (d(h))	34(816)
Tracer test 3	Tracer	Rhodamine
	Temperature (°C)	55
	Pressure (MPa)	4
	Initial concentration (g ℓ ⁻¹)	3.7
	Breakthrough time at clay plug (d(h))	33(810)- 37(870)
Tracer test 4	Tracer	Sodium iodide
	Temperature (°C)	55
	Pressure (MPa)	4
	Initial concentration (g ℓ ⁻¹)	0.8
	Breakthrough time at clay plug (d(h))	-

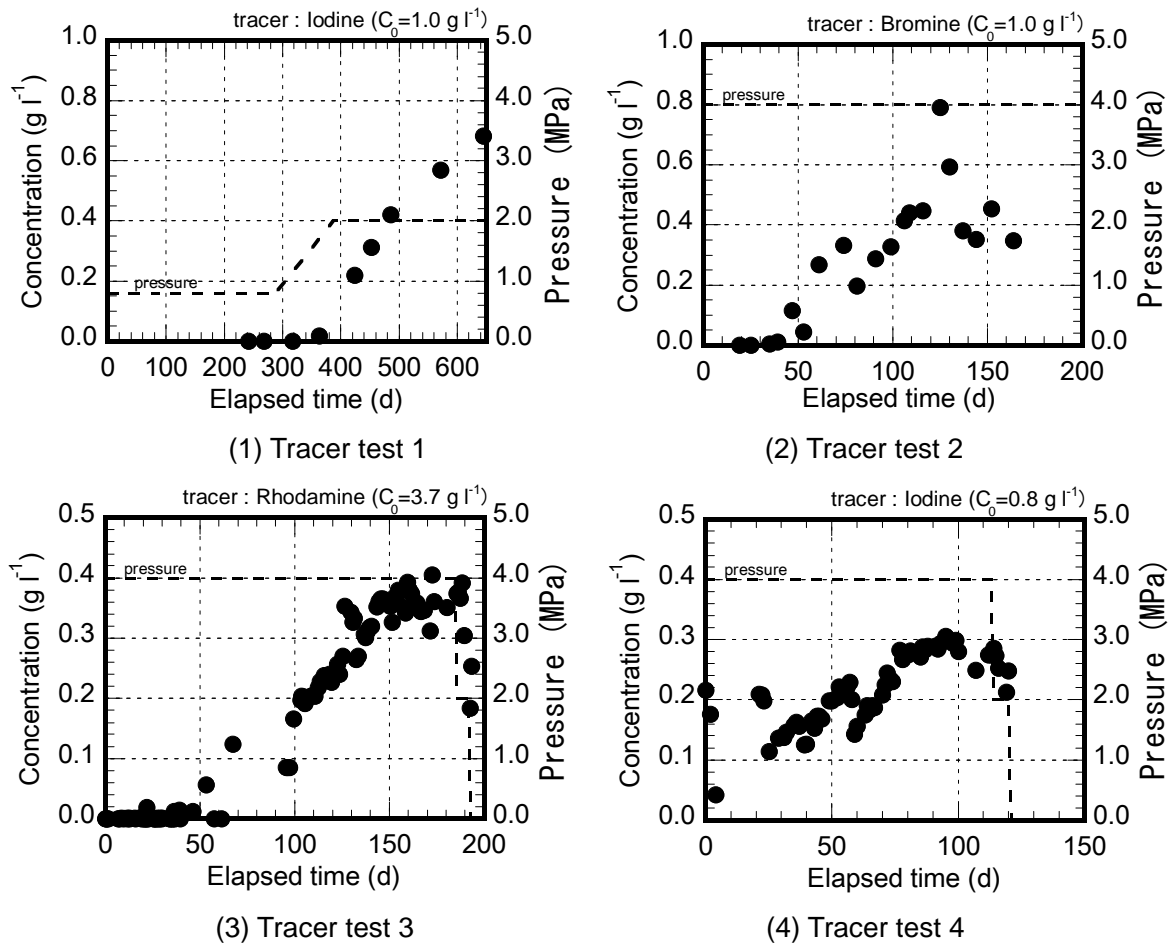


図3.3.3 トレーサー試験結果

3. 3. 4 トレーサー試験解析評価

(1) 解析評価方法

①解析の進め方

高動水勾配下および温度上昇の粘土プラグの止水性能に与える影響を評価するため、注水圧が 4MPa、加压室内の温度を上昇させた場合で非吸着性のヨウ化ナトリウムを用いたトレーサー試験 4 について移流分散解析を実施した。これは、高動水勾配下および温度上昇に着目するため問題を単純化することから、解析モデルには吸着の効果を検討しないためである。

まず、トレーサー試験 4 での注水圧と同じである 4MPa で、温度上昇前の条件であるトレーサー試験 2 に対し、パラメーター解析を実施してプラグ周辺の EDZ の透水係数を求めることとした (STEP1)。

次に STEP1 解析で求められた EDZ の透水係数に対し、温度上昇の影響をモデル化しトレーサー試験 4 の実測結果と比較することにより、温度の EDZ の透水性に与える影響を評価し、粘土プラグの止水性能を評価することとした (STEP2)。トレーサー試験解析の進め方を表 3.3.2 に示す。

解析モデルは軸対称2次元モデルとし、流出側に EDZ 領域を設けた。解析モデルを図 3.3.4 に示す。ここで、試験トンネルの掘削には発破を用いたが、拡幅部にはラインドリリング手法とロックスプリッティング手法で慎重に掘削したため、同じ EDZ でもトンネルに接した領域 D (EDZ1) と拡幅部に接した領域 D' および E (EDZ2) に分けて取り扱った。

表3.3.2 トレーサー試験解析の進め方

STEP1	
Objectives:	Estimation of hydraulic conductivity before temperature increasing
Method:	Simulation of Tracer test 2
Initial pressure:	Stationary solution
Concentration:	Parameter
Temperature:	25 °C constant
Hydraulic conductivities of EDZ, boundary	Parameter
STEP2	
Objectives:	Estimation of hydraulic conductivity with temperature increasing
Method:	Simulation of Tracer test 4
Initial pressure:	Stationary solution
Concentration:	Results of STEP 1
Temperature:	55 °C constant
Hydraulic conductivities of EDZ, boundary	Parameter with temperature dependency

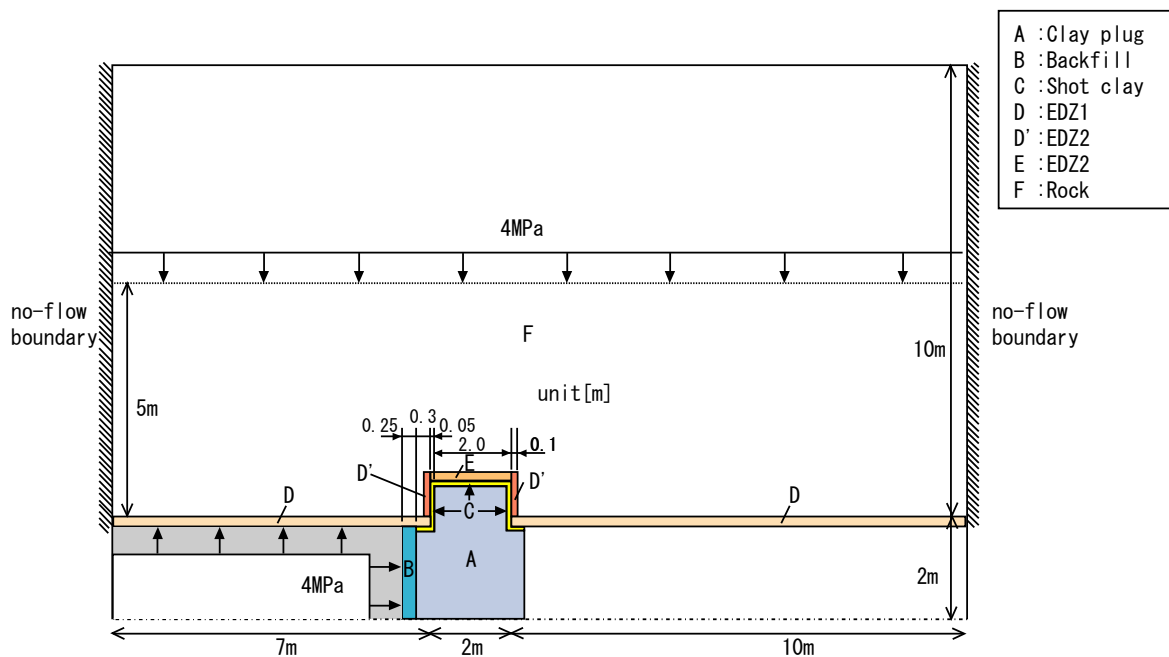


図3.3.4 解析モデル

②STEP1 の入力条件の設定

トレーサー試験 2 実施時にはプラグからの湧水量が $10^{-3} \text{ l min}^{-1}$ で安定していたこと、加圧室周辺の間隙水圧分布も安定していたことから、4MPa で行った定常解析結果を初期応力と設定するのが妥当と考えた。

トレーサー試験 2 ではトレーサーの注入直後においてトレーサーの密度が大きいため加圧室下側にトレーサーが沈殿する現象が見られた。その後、加圧室内のトレーサー攪拌を数回行うことにより、20 日後にほぼ所定の設定濃度である 1.0 g l^{-1} に加圧室内の濃度が落ち着くことが加圧室内の電気伝導度計測結果から判断できた。また、粘土プラグからの計測と同時に、反対側のコンクリートプラグの下流部にも湧水量計測用のダムを設け、コンクリートプラグの下流端面および岩盤部からの湧水も含めてトレーサーを計測した。このときの臭素濃度の計測結果からは、破過後、一時的に 9.0 g l^{-1} にまで上昇し、その後、攪拌により設定値である 1.0 g l^{-1} に低下することが計測された。このことから、攪拌前に高濃度のプルームが部分的に破過した可能性が考えられる。したがって、正規化のための初期濃度を設定値である $C_0=1.0 \text{ g l}^{-1}$ とし、一定とする場合と、初期濃度を $C_0=9.0 \text{ g l}^{-1}$ とし、最初の 20 日間は $C/C_0=1.0$ とし、その後 0.1 へ変化する場合の 2 通りを仮定した。

トレーサー投入開始後、約 55 日後から昇温試験を開始したため、トレーサー試験によるサンプリング実施期間のベントナイトプラグ近傍の温度は 15°C から 35°C まで変化した。このため解析においてはベントナイトプラグ周辺の温度を 25°C と設定した。この場の温度変化は、水の動粘性、ブラウン運動に影響を与えると考え、解析の物性値としては、透水係数、拡散係数に影響を与えるものとした。

透水係数 K は、地盤工学ハンドブック（地盤工学会，1999）によると固有透水係数 k と水の粘性係数 μ により、

$$K = k \frac{\rho g}{\mu} \quad (3.3.1)$$

と表される。

温度 15°C のときの透水係数を K_{15} 、粘性係数を μ_{15} とし、 25°C のときには K_{25} 、 μ_{25} とすると、それぞれに対して(3.3.1)式が次のようになる。

$$K_{15} = k \frac{\rho g}{\mu_{15}} \quad (3.3.2)$$

$$K_{25} = k \frac{\rho g}{\mu_{25}} \quad (3.3.3)$$

ここで、 25°C の透水係数 K_{25} を求めるにあたり、水の粘性係数は μ_{15} は 1.138、 μ_{25} は 0.89 であるから、(3.3.2)および(3.3.3)から、

$$K_{25} = K_{15} \frac{\mu_{15}}{\mu_{25}} = K_{15} \frac{1.138}{0.89} = 1.2786 K_{15} \quad (3.3.4)$$

と定めることができる。これに従い 25°Cにおけるベントナイトおよび岩盤の透水係数を定めることとする。

拡散係数については、Arrhenius の式によると、ある絶対温度 T_1 における有効拡散係数 D_1 と、 T_2 における D_2 との間には、

$$D_2 = D_1 \cdot \exp\left\{-E\left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}\right)\right\} \quad (3.3.5)$$

の関係が成り立つ（三田ほか，2003）。ここに E は固有活性化エネルギーである。

(3.3.5)式から固有活性化エネルギーを求めると、

$$E = -\frac{\log \frac{D_2}{D_1}}{\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}} \quad (3.3.6)$$

となる。ベントナイト中でのニッケルのみかけの拡散係数は文献（動力炉・核燃料開発事業団，1996）によると、

$$D_{25} = 1.15 \times 10^{-11} \text{ (m}^2\text{s}^{-1}\text{)} \quad (3.3.7)$$

$$D_{60} = 2.40 \times 10^{-11} \text{ (m}^2\text{s}^{-1}\text{)} \quad (3.3.8)$$

であるから、(3.3.6)式からベントナイトの固有活性化エネルギー $E = 905.9K$ と求められる。各温度における拡散係数は、この E の値と(3.3.5)式から設定することとした。

(2) STEP1

①物性値および解析ケース

表 3.3.3 に解析用物性値を示す。図 3.3.4 において領域 D'および E (EDZ2) 以外の透水係数は、これまでに実施された試験結果(Chandler, et al., 2002)および解析評価(Masumoto, et al., 2002)で得られている値を用いた。領域 D'および E (EDZ2) の透水係数は、これまでにトレーサー試験 1 に対する解析評価[30]において試験結果から設定された値 $7.0 \times 10^{-11} \text{ m s}^{-1}$ (15°C)を基準として、 $1.0 \times 10^{-10} \text{ m s}^{-1}$ と $5.0 \times 10^{-11} \text{ m s}^{-1}$ を設定した。

表3.3.3 STEP1におけるトレーサー試験解析用物性値

	Material	Permeability (m s ⁻¹)	Specific storage(m ⁻¹)	Coefficient of diffusion (m ² s ⁻¹)	Porosity	Longitudinal dispersivity(m)
A	Clay Bulkhead	3.8×10 ⁻¹³	5.8×10 ⁻⁴	1.1×10 ⁻¹⁰	0.3000	0.1
B	Backfill	1.3×10 ⁻¹¹	5.8×10 ⁻⁴	1.1×10 ⁻¹⁰	0.2100	
C	Shot-clay	1.3×10 ⁻¹²	5.8×10 ⁻⁴	1.1×10 ⁻¹⁰	0.5300	
D	EDZ1	1.3×10 ⁻⁹	3.2×10 ⁻⁷	1.1×10 ⁻¹²	0.0100	
D'	EDZ2	Table 3.3.4	1.7×10 ⁻⁷	5.6×10 ⁻¹³	0.0050	
E	EDZ2					
F	Rock	1.3×10 ⁻¹³	5.0×10 ⁻⁸	1.1×10 ⁻¹³	0.0025	

表 3.3.4 に STEP1 の解析ケースと EDZ2 の透水係数を示す。トレーサー試験 2 ではトレーサーの注入直後において加圧室下側にトレーサーが沈殿する現象が見られたため、加圧室内のトレーサーの攪拌を実施した。このことから、攪拌によりトレーサーが一時的に流入したことが考えられるため、解析におけるトレーサー注入濃度を初期の段階では一定とした場合とパルス的に与えた場合を設定した。

その他の各領域の透水係数、間隙率については、URL でこれまで実施された試験結果 (Chandler, et al., 2002) を元に設定した。

表 3.3.4 STEP1 の解析ケースと EDZ2 の透水係数

case	Input concentration (C/C ₀)	Permeability at 25 °C of EDZ2 (m s ⁻¹)
1-1	constant	8.951×10 ⁻¹¹ *1
1-2	pulse(1.0->0.1)	8.951×10 ⁻¹¹ *1
1-3	constant	1.279×10 ⁻¹⁰ *2
1-4	pulse(1.0->0.1)	1.279×10 ⁻¹⁰ *2
1-5	constant	6.393×10 ⁻¹¹ *3
1-6	pulse(1.0->0.1)	6.393×10 ⁻¹¹ *3

*1: Estimation by substitution of the K_{15} of 7.0×10^{-11} into equation (3.3.4)
 *2: Estimation by substitution of the K_{15} of 1.0×10^{-10} into equation (3.3.4)
 *3: Estimation by substitution of the K_{15} of 5.0×10^{-11} into equation (3.3.4)

比貯留係数の設定において、ベントナイト部 (A : 粘土プラグ, B : 埋め戻し材, C : 吹き付けベントナイト) については、Jacob の多孔質媒体についての比貯留係数 S と体積弾性率 K の関係式 (Jacob, 1950) を用いて計算した。

$$S = \frac{\rho_w}{K} \tag{3.3.9}$$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (3.3.10)$$

ここで、 K は体積弾性率 (GPa)、 ρ_w は水の密度 (g cm^{-3})、 E はヤング率 (MPa)、 ν はポアソン比を表す。

比貯留係数 S を計算するときに必要な体積弾性率 K は、別途実施された試験時に用いた値 (Fujita, et al., 1996) $E=10\text{MPa}$ 、 $\nu=0.4$ を(3)式に代入することにより求めた。

岩盤部 (EDZ1, EDZ2, 岩盤) の比貯留係数は、以下を用いて計算した (Hudson, 1993)。

$$S = \frac{\alpha\phi}{K_s} + \frac{\phi}{K_f} + \frac{3\alpha^2}{3K_r + 4G_r} \quad (3.3.11)$$

ここで、 ϕ は間隙率、 α は Poroelastic Biot Modulus、 K_s は構成粒子の体積弾性率 (GPa)、 K_f は流体の体積弾性率 (GPa)、 K_r は岩の体積弾性率 (GPa)、 G_r は岩のせん断弾性係数を表す。

分散係数 D_{TL} は下式のように定義できる。

$$D_{L,T} = \alpha_{L,T}V_d + D_{x,z} \quad (3.3.12)$$

ここで、 $\alpha_{L,T}$ は分散長 (m)、 V_d はダルシー流速 (m s^{-1})、 $D_{x,z}$ は拡散係数 ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$) を表す。このうち、拡散係数については、ヨウ素イオンについて求められた有効拡散係数 De と間隙率との関係 (喜多ほか, 1989) を用いて設定した。

分散長については、縦分散長 a_L を設定し、横分散長 a_T は縦分散長 a_L の 10%という経験則 (Dominico and Schwartz, 1990) を適用した。縦分散長については、現状では経験的に設定されるパラメーターであるが、多孔質媒体、亀裂性媒体とともにあまり大きくない区間では地質媒体中の評価地点までの距離 L とともにほぼ単調増加することが知られている (Gelhar, et al., 1985)。本解析では、 L の値として、埋め戻し材(0.25m)、粘土プラグ(2.6m)、湧水量・蒸発散量測定部分(7.5m)を加えた長さから 10m と設定できるので、 a_L を 0.1m とした。

②解析結果

解析結果はトレーサー試験 2 の実測の破過曲線との比較により評価を行った。各ケースのゾーン 15 における破過曲線を図 3.3.5 に示す。

トレーサー注入濃度を一定に与えた場合、解析結果は連続的に増加する傾向を示すのに対し、パル的に与えた場合、解析結果はピークをもち、その後減少または一定になるような挙動を示している。EDZ2 の透水係数が大きいほど破過時間が早くなっている。

これらの解析結果のうち、ケース 1-6 における実測値と解析値が比較的良く一致することがわかる。このときのプラグ周辺の EDZ2 の透水係数は $5.0 \times 10^{-11} \text{m s}^{-1}$ であり、EDZ1 の透水係数 ($1.3 \times 10^{-9} \text{m s}^{-1}$) よりも小さくなることを仮定して設定したものである。このことから、

ラインドリリング手法とロックスプリッティング手法はプラグ設置部の施工方法として有効な手法の一つといえる。

以上の結果から、プラグ周辺の EDZ2 の透水係数を $5.0 \times 10^{-11} \text{m s}^{-1}$ として STEP2 の検討を行うこととした。

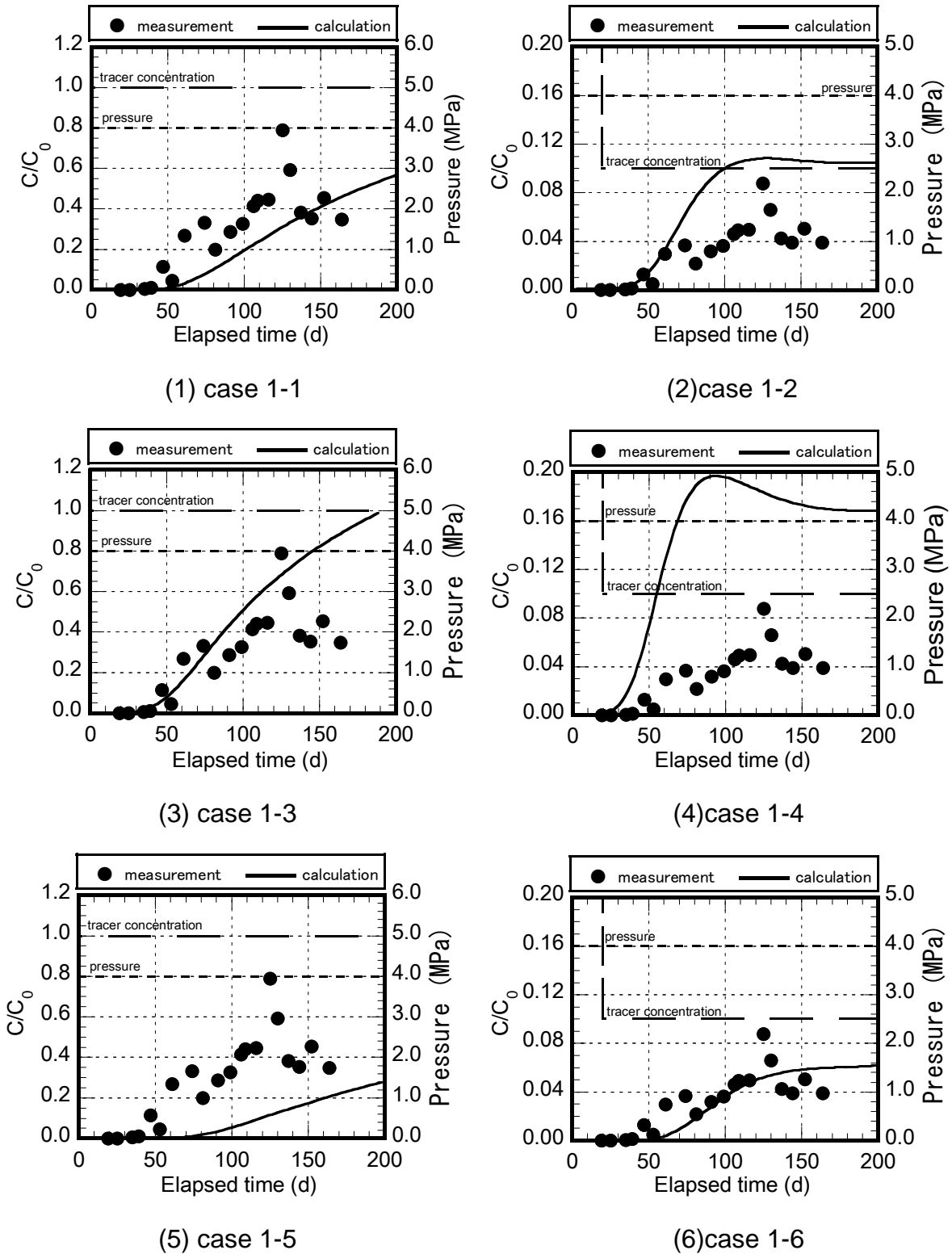


図3.3.5 トレーサー試験2の実測と解析による破過曲線の比較 (C/C_0 は正規化濃度)

(3) STEP2

①解析ケースおよび物性値

STEP2における入力条件は、初期圧力、EDZ2の透水係数についてはSTEP1のケース1-6における条件を踏襲し、濃度については昇温時には温度を一定に保つため加圧室内の温水は常に循環しているため、トレーサー試験4ではトレーサー試験2で考慮したような濃度溜まりが加圧室内に存在しないと考え、一定の濃度における注入を想定した。

温度上昇による影響として、以下の3つの事象が考えられる。

- a.水の粘性度の低下により見掛け透水係数が増加ブラウン運動により拡散係数が増加。
- b.岩盤の膨張による既存亀裂の閉塞により透水係数が減少。
- c.岩盤の膨張により岩盤とベントナイトプラグ境界部が閉塞し境界部の透水性が減少。

上記のa.に関しては、STEP1で検討したように透水係数、拡散係数を温度に応じて変化させることとする。b., c.に関しては、プラグ周りのEDZおよび岩盤と粘土プラグ境界部の透水性に影響を与えるものとして、EDZ2の透水係数を変化させることとした。トレーサー試験4においては、加圧室内の温度が55℃であったため、15℃のときの透水係数が55℃のときに1.0倍、0.8倍、0.5倍変化するものとして解析を行うこととした。

各ケースの解析用物性値を表3.3.5に示す。また、表3.3.6に解析ケースを示す。

表3.3.5 STEP2におけるトレーサー試験解析用物性値

	Material	Permeability (m s ⁻¹)	Specific storage(m ⁻¹)	Coefficient of diffusion (m ² s ⁻¹)	Porosity	Longitudinal dispersivity(m)
A	Clay Bulkhead	6.7×10 ⁻¹³	5.8×10 ⁻⁴	1.5×10 ⁻¹⁰	0.3000	0.1
B	Backfill	2.2×10 ⁻¹¹	5.8×10 ⁻⁴	1.5×10 ⁻¹⁰	0.2100	
C	Shot-clay	2.2×10 ⁻¹²	5.8×10 ⁻⁴	1.5×10 ⁻¹⁰	0.5300	
D	EDZ1	2.2×10 ⁻⁹	3.2×10 ⁻⁷	1.5×10 ⁻¹²	0.0100	
D'	EDZ2	Table 3.3.6	1.7×10 ⁻⁷	7.3×10 ⁻¹³	0.0050	
E	EDZ2					
F	Rock	2.2×10 ⁻¹³	5.0×10 ⁻⁸	1.5×10 ⁻¹³	0.0025	

表 3.3.6 STEP2 の解析ケースと EDZ2 の透水係数

case	Input concentration (C/C ₀)	Permeability at 55 °C of EDZ2 (m s ⁻¹)
2-1	constant	1.127×10 ⁻¹⁰ *1
2-2	constant	9.014×10 ⁻¹¹ *2
2-3	constant	5.634×10 ⁻¹¹ *3
*1: Estimation by substitution of the K_{15} of 5.0×10^{-11} into equation (3.3.4) in which “ $\mu_{55}=0.505$ ” is used in place of “ μ_{25} ” *2: 0.8 times the permeability in case 2-1 *3: 0.5 times the permeability in case 2-1		

②解析結果

解析結果の評価のためのトレーサー試験 4 の実測破過曲線を図 3.3.6 に示す。トレーサー試験 4 においてはトレーサー試験 1 のときと同様にトレーサーとしてヨウ化ナトリウムを使用していたため、図 3.3.3(4)に示すようにトレーサー試験 4 開始直後のサンプリングにおいてもヨウ素が検出され、その後約 30 日後から連続的に増加している。これはトレーサー試験 1 で使用したヨウ素がトレーサー試験 4 の初期段階でも場に残存し、その後トレーサー試験 4 として投入したヨウ素が検出されたことを示している。また、トレーサー試験 3 においてローダミンが約 40 日経過後から破過していることから、上記のような挙動が推察できる。したがって、トレーサー試験 4 開始直後から 30 日までの値をバックグラウンド値として考慮し、その平均値からの増加分を比濃度 C/C₀ と設定した。

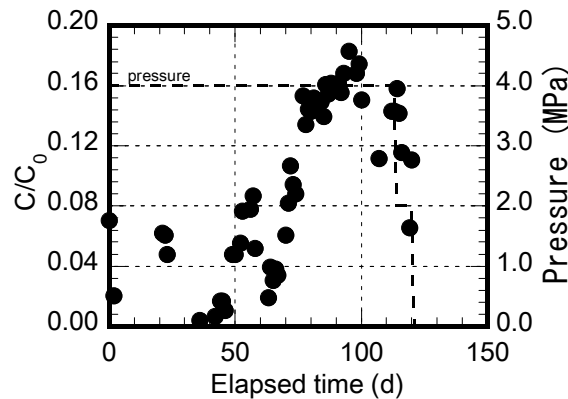
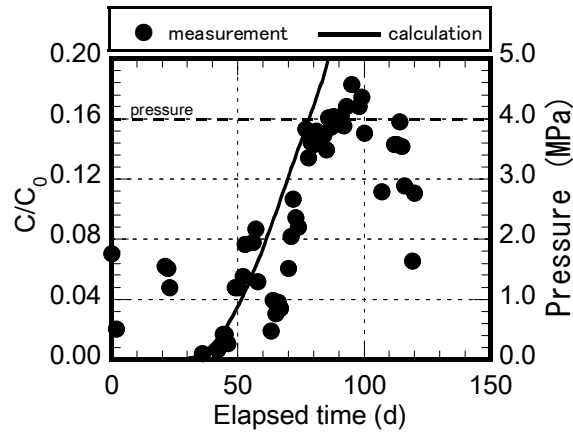


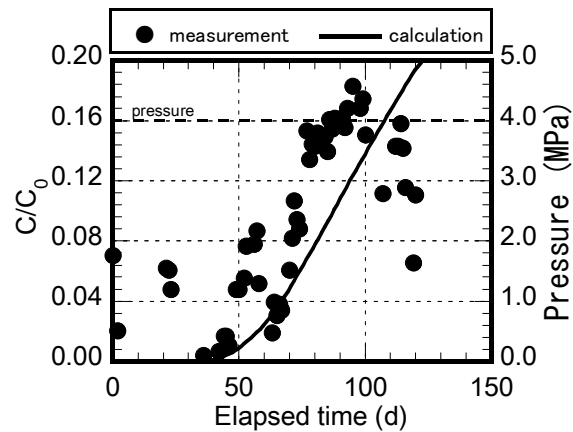
図 3.3.6 トレーサー試験 4 の実測破過曲線 (C/C₀ は正規化濃度)

この実測値と各ケースの解析結果の破過曲線を図 3.3.7 に示す。ケース 2-1 は、STEP1 で求められた EDZ2 の透水係数をそのまま用いており、解析値は破過直後の実測値を良く表していることがわかる。ケース 2-2 は、STEP1 で求められた EDZ2 の透水係数の 0.8 倍を設定しており、解析結果はケース 2-1 に比べ濃度の広がり若干遅くなっているものの、全体的な傾向はケース 2-1 と同様となっている。ケース 2-3 は、同様に STEP1 で求められた EDZ2 の 0.5 倍の透水係数を用いており、解析結果は計測結果と大きく異なる挙動を示している。以

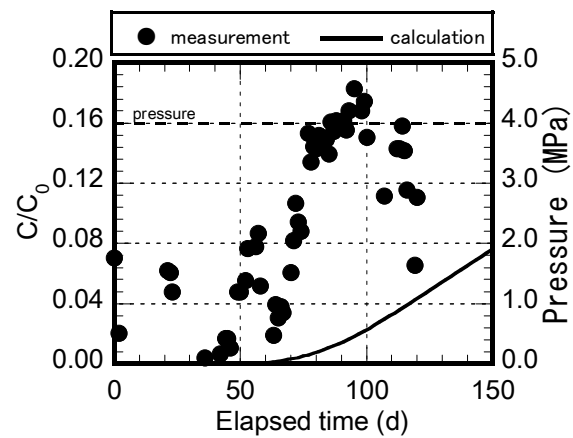
上の結果から、温度上昇による EDZ2 の透水係数の低減は 1.0~0.8 倍の間であり、今回のような 50°C 程度の温度上昇では水の粘性以外で、プラグの止水性能に与える要因の影響は小さいことが分かった。また、温度上昇による EDZ2 の透水係数が低減すると、破過時間を遅らせ閉鎖性能を向上させる方向になることが分かった。



(1) case 2-1



(2) case 2-2



(3) case 2-3

図3.3.7 トレーサー試験4の実測と解析による破過曲線の比較 (C/C₀は正規化濃度)

3. 4 まとめ

本章では、高レベル放射性廃棄物の処分場における閉鎖技術に関して、国内外における閉鎖概念の考え方を整理した上で、その考え方に基ついた閉鎖性能の発揮において確認しなければならない課題として閉鎖要素自身の施工が可能であることと、期待される性能が発揮できることを掲げた。

この課題を解決すべく AECL との共同研究としてカナダの地下研究施設において実施した TSX の施工概要および連続計測で取得されたデータを示すとともに施工した粘土プラグの止水性能を確認するために実施した加圧注水試験結果とトレーサー試験およびその試験結果に基づく解析結果を示した。これらの結果から以下の知見が得られた。

- ①粘土プラグからの湧水量は計測期間中、 $10 \text{ mm}^3 \text{ s}^{-1}$ 未満と安定しており、 4 MPa 加圧時における湧水量から粘土プラグの概算の透水係数を算定すると、 $3.6 \times 10^{-13} \text{ m s}^{-1}$ に相当することが分かった。また、別途計測したすべての粘土プラグ内部の土圧計で圧力が増加していることから、ベントナイトブロックの膨潤により粘土プラグの止水性能が発揮されていると推察された。
- ②トレーサー試験 1 から 4 において破過時間、濃度の経時変化等のデータが取得され、粘土プラグにおける物質移行に関わる挙動を把握することができた。また、トレーサーは粘土プラグ本体から流出したものを計測する部分と境界の吹きつけ部からの流出したものを計測する部分に分けて連続的に計測したが、粘土プラグ本体からはほとんど計測されなかった。これは、加圧注水試験からも示しているように、締固めたベントナイトブロックを積み重ねて構築された粘土プラグは、ベントナイトブロックの膨潤によりブロック間の間隙をなくし一体化し、止水機能を発揮できたものと推定された。また、トレーサー破過後に濃度の減少が見られるが、これは、ベントナイトブロックの膨潤にともない吹きつけ部が岩盤との境界で密度上昇したためと考えられる。
- ③トレーサー試験 2 に対する解析において、ケース 1-6 (プラグ周辺の EDZ2 の透水係数が $5.0 \times 10^{-11} \text{ m s}^{-1}$) の解析結果が実測値と比較的良く一致することが分かった。このときのプラグ周辺の EDZ2 の透水係数は、EDZ1 よりも小さくなることを仮定して設定したものであり、このことから、ラインドリリング手法とロックスプリッティング手法はプラグ設置部の施工方法として有効な手法の一つといえる。
- ④トレーサー試験 4 に対する解析において、温度上昇による EDZ2 の透水係数の低減は 1.0~0.8 倍の間であり、今回のような 50°C 程度の温度上昇では水の粘性以外で、プラグの止水性能に与える要因の影響は小さいことがいえる。また、温度上昇による EDZ2 の透水係数が低減すると、破過時間を遅らせ閉鎖性能を向上させる方向になるといえる。

本検討により、現状技術を組み合わせることによって施工した粘土プラグは、周辺部を含めて低透水性能を発揮できることが確認できた。また、トレーサー試験の解析評価を行うことにより、粘土プラグ周辺の物質移行特性を把握することができた。

第4章 処分場構成要素を考慮した粘土プラグに関わる浸透流解析

4.1 はじめに

処分パネルを構成する全ての処分坑道は主要坑道，連絡坑道およびアクセス坑道を介して地上と繋がっている。したがって，埋め戻された坑道そのものが人工バリアからの放射性核種の移行経路となる可能性があることを考慮して，従来の廃棄体を中心とした長期安全性に特化した評価ではなく，人工バリアや人工バリア周辺に存在する支保やEDZ等の処分場構成要素を考慮した水理的影響の評価が必要である。

これまでの性能評価は，処分場が適切に閉鎖されるものとして核種移行等の評価を行い，そこには将来の技術開発まで視野に入れて閉鎖が着実に実行されることを見込んでいた。前章で示したTSX試験結果より，現状技術を組み合わせて施工した粘土プラグは，周辺部を含めて低透水性能を発揮できることが確認されており，ここでは，そのように性能が期待できる粘土プラグの特性を用いて，処分パネルにおける処分坑道と主要坑道の交差部および人工バリア周辺に存在する処分場構成要素を考慮した浸透流解析結果を示すとともに，人工バリア周囲の地下水流動に影響するパラメータを示し，考察を加える(Fujita et al., 2006)。

閉鎖要素の検討では，処分場に存在すると考えられる構成要素を設定し，実際のデータに基づく物性を考慮した解析を実施することにより，地層処分システムが適切に機能することを示し，閉鎖要素に対する要件等を具体的に示すことが重要である。

処分場環境は，1.2で示したように処分坑道内に人工バリア，支保工及びコンクリートプラグが，また，主要坑道内に，埋め戻し材が存在する。粘土プラグは，必要に応じて処分坑道，主要坑道に設置される。また，第2次取りまとめにおける安全評価では，EDZにおける地下水流れとの相互作用をモデルに取り込んだ核種移行の感度解析の結果，安全の裕度を高めるために重要な現象の一つにEDZでの核種移行遅延が挙げられている。したがって，ここでは閉鎖性能を評価する上で対象とする処分場構成要素として，坑道周辺のEDZも取扱うこととした。

検討における対象範囲は，粘土プラグの設置の検討対象となる処分場と主要坑道の交差部及びその周辺を選定した。

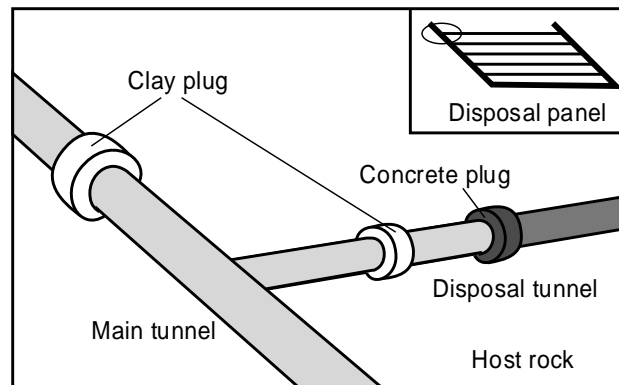
4. 2 解析条件

4. 2. 1 解析対象

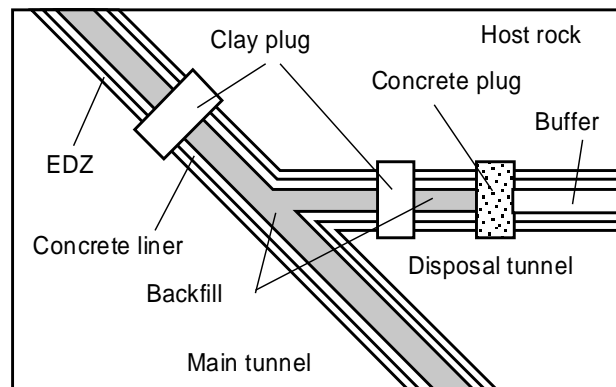
本検討では、地層処分システムに求められる閉鎖性能を検証することを目的として、処分坑道と主要坑道の交差部における構成要素を考慮した浸透流解析を行う。ここでは、特に、人工バリアと他の構成要素（ここでは主に閉鎖要素である埋め戻し材と粘土プラグ）との接触点に着目する。

第2次取りまとめの処分場概念では、処分パネルは処分坑道と主要坑道で構成される。処分坑道と主要坑道の交差部は、操業機械が通過することを考慮して交差角 135 度で交差している。図 4.2.1 は処分パネルにおける 1 本の処分坑道と主要坑道の交差部を抽出したものである。解析では、母岩は堆積岩、人工バリアの定置方式は横置き方式を想定する。考慮する構成要素は、処分坑道、主要坑道、坑道周囲の EDZ、支保工、人工バリア（廃棄体及び緩衝材）、コンクリートプラグ、埋め戻し材、粘土プラグ、そして母岩である。

浸透流解析では、上述した構成要素の物性の組合せと物性（水理特性）を変化させた場合について、人工バリア周辺における EDZ 及び支保工における地下水流れの変化を指標とし、比較検討する。本解析では、埋め戻し材、粘土プラグの水理特性が閉鎖性能に大きく影響すると考えられ、解析結果は、これら閉鎖要素の材料あるいは適切な設置位置の選定要件の考察に反映できると考えられる。



(a) 鳥瞰図



(b) 水平断面図

図 4.2.1 処分坑道と主要坑道の交差部の構成要素

図 4.2.2 に、第 2 次取りまとめの処分場概念で示された主要坑道の断面形状を示す（核燃料サイクル開発機構，1999a）。軟岩系岩盤の主要坑道の断面形状は坑道の力学的安定性の観点から三芯円坑道となるが、本解析では水理的挙動のみを把握することが目的となるため、坑道の断面形状は断面積がほぼ等しい矩形断面に単純化し、結果の評価をし易くした。処分坑道は横置き方式の場合、岩種によらず直径 2.22m で一定となる坑道の断面は主要坑道と同様にほぼ同断面積の矩形断面を仮定した。本解析における主要坑道、処分坑道の断面形状の設定値を表 4.2.1 に示す。

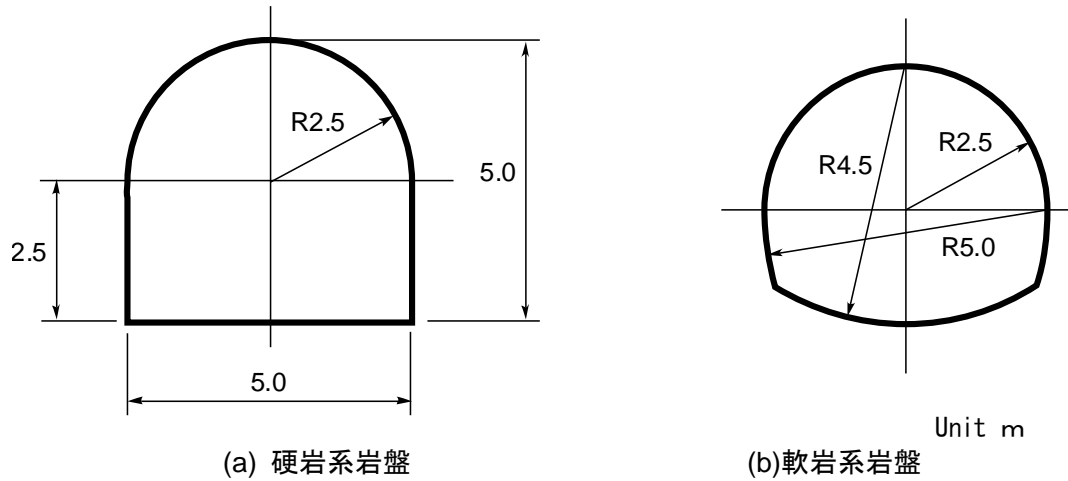


図 4.2.2 主要坑道の断面形状
 (核燃料サイクル開発機構，1999a を一部修正して作成)

表 4.2.1 解析における坑道断面等の設定値

Items	Main tunnel	Disposal tunnel
Geometry	Square with an area of 16.0 m ²	Square with an area of 4.0 m ²
Excavation method	Blasting	Machine mining
Thickness of support	0.5m	0.1m
Thickness of EDZ	0.5m	0.5m

表 4.2.2 に解析におけるプラグ形状の設定値，設置位置を示す．第 2 次取りまとめでは，コンクリートプラグおよび粘土プラグの設置目的は示されているものの，仕様の提示までは行われていない．そこで，前章で示した TSX の実績を考慮して本解析でのプラグの仕様を設定した．プラグの形状は，坑道から母岩に対して均等に切り欠く矩形とし，切り欠きの深さは EDZ の端部から母岩側へ 0.5m，プラグの長さはいずれのプラグも 2m とした．コンクリートプラグは処分坑道の端部に設置することとした．第 2 次取りまとめでは粘土プラグは卓越した割れ目の両側の設置のみが示されているが，本解析では，埋め戻し材の材料として粘土を混合しない条件，EDZ および支保工の劣化を考慮した条件における坑道交差部付近での水の流れに対する粘土プラグの効果を把握するため，処分坑道および主要坑道に設置する場合を想定した．

粘土プラグの配置位置を図 4.2.3 に示す．(a)は粘土プラグを配置せず，坑道沿いの流れを妨げるものがない場合である．(b)は主要坑道に粘土プラグを配置するもので，坑道沿いの流れを主要坑道で妨げる場合である．(c)は処分坑道と主要坑道に粘土プラグを配置する場合で，処分坑道の粘土プラグは，人工バリアから見てコンクリートプラグの外側に配置する．これは，双方の坑道に対して坑道沿いの妨げを設置する場合である．これらの比較検討により粘土プラグの効果的な設置について考察が可能となる．

表 4.2.2 解析におけるプラグ形状の設定値及び設置位置

Items	Conditions
Length	2.0m
Notch	0.5m (outside EDZ)
Position of clay plug	3 patterns (Figure 4.2.3)
Position of concrete plug	Disposal tunnel end

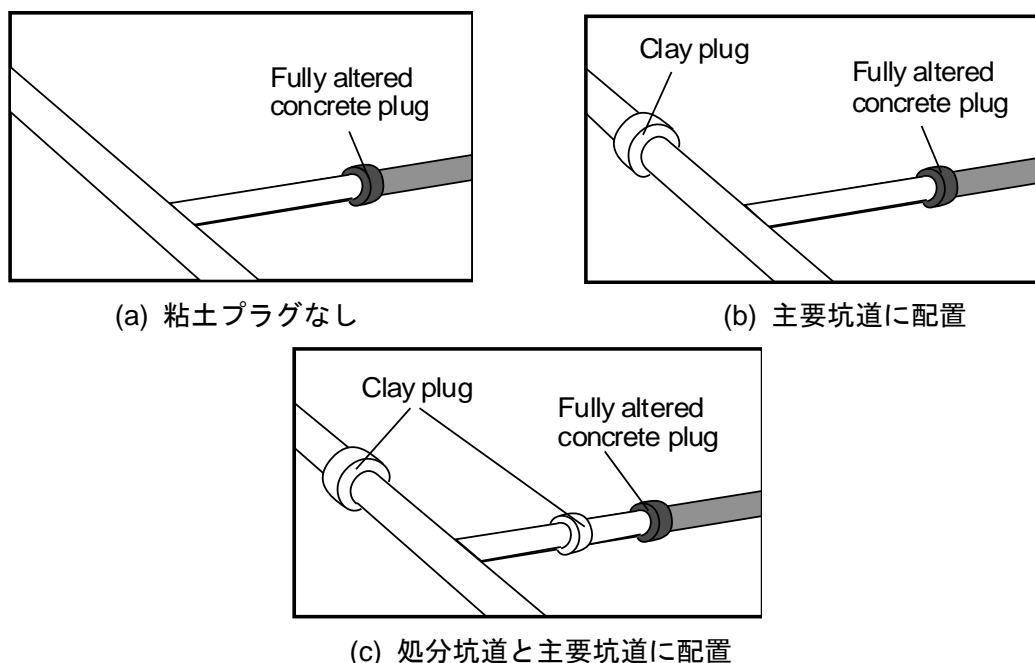


図 4.2.3 粘土プラグの配置位置

4. 2. 2 解析モデル

図 4.2.4 に解析モデルを示す。これは、図 4.2.1 を参考に、坑道の中心で対称条件とし、坑道上部半分をモデル化した。処分坑道に垂直及び平行に圧力勾配を作用できるように解析領域を設定した。表 4.2.1 および 4.2.2 で示した坑道形状及びプラグ形状、設置位置をモデルで表現した。処分坑道の粘土プラグとコンクリートプラグの間隔は中心で 4m とした。坑道交差部から各プラグまでの距離は、主要坑道の粘土プラグは 6.02m，処分坑道の粘土プラグは 8.98m とした。

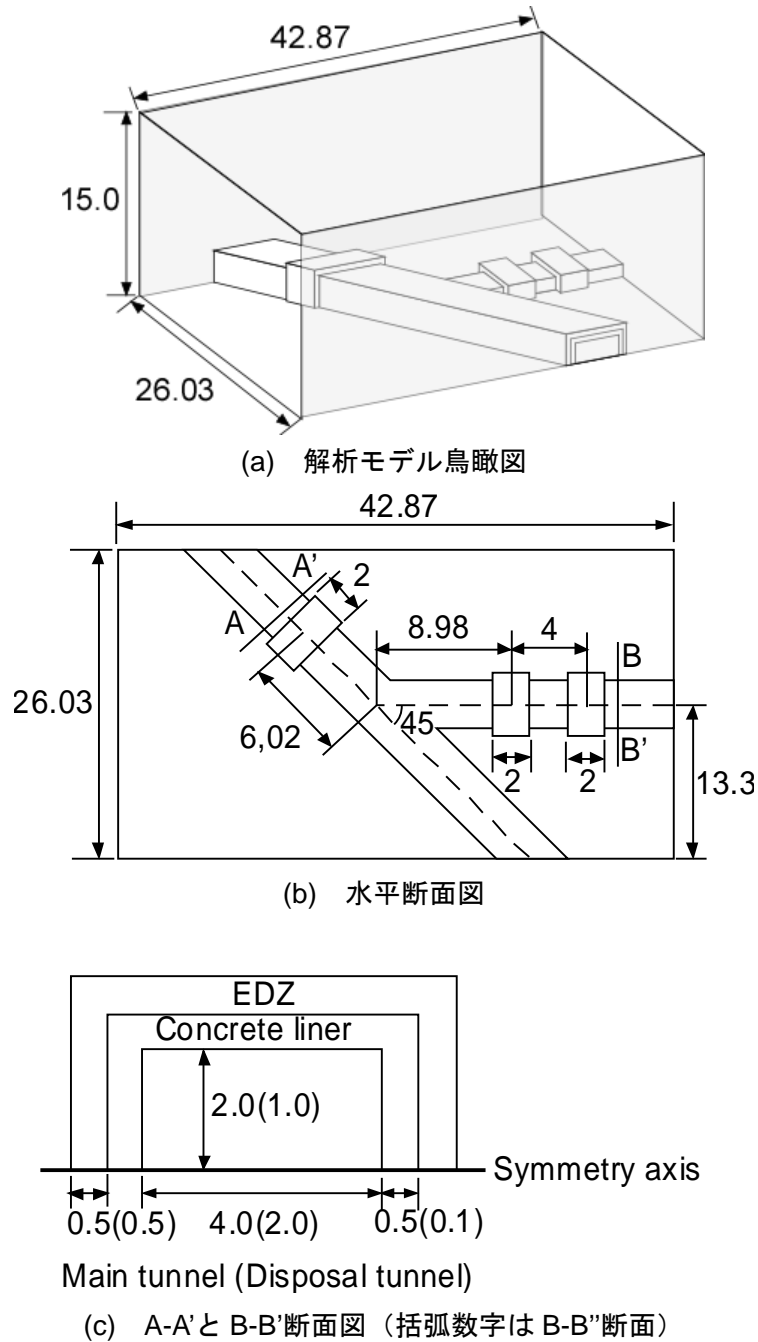


図 4.2.4 解析モデル

境界条件を図 4.2.5 に示す。圧力勾配を作用させる面は圧力固定とし、その他の面は不透水境界とした。圧力勾配は 0.01 とした。圧力勾配は処分坑道に直交の場合と平行の場合の 2 通りとした。

図 4.2.6 に解析メッシュを示す。節点数は 211,653、要素数は 204,594 である。粘土プラグは、解析ケースによって設置する個数が変わることから、プラグ部分のない状態も表現出来るように要素のグルーピングを工夫した。プラグのない部分を含む解析ケースの場合、坑道、支保工、EDZ はプラグ部分において、図 4.2.3 に示すようにその形状で連続するものとした。

なお、浸透流解析には、岡山大学、株式会社ダイヤコンサルタント、三菱マテリアル株式会社共同開発の有限要素法の移流分散解析ソフト Dtransu-3D・EL (Nishigaki et al., 2001) を用いた。

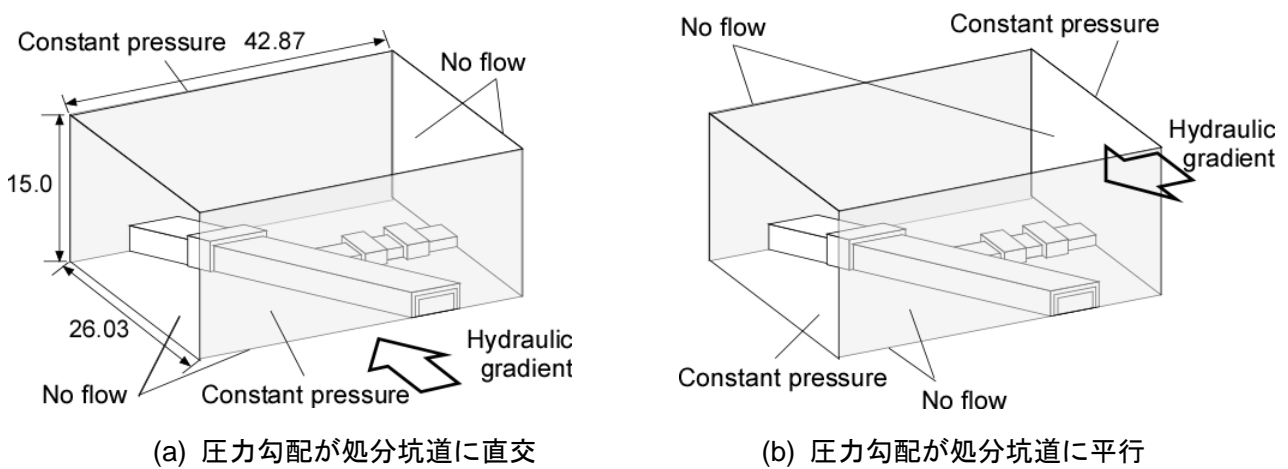


図 4.2.5 境界条件

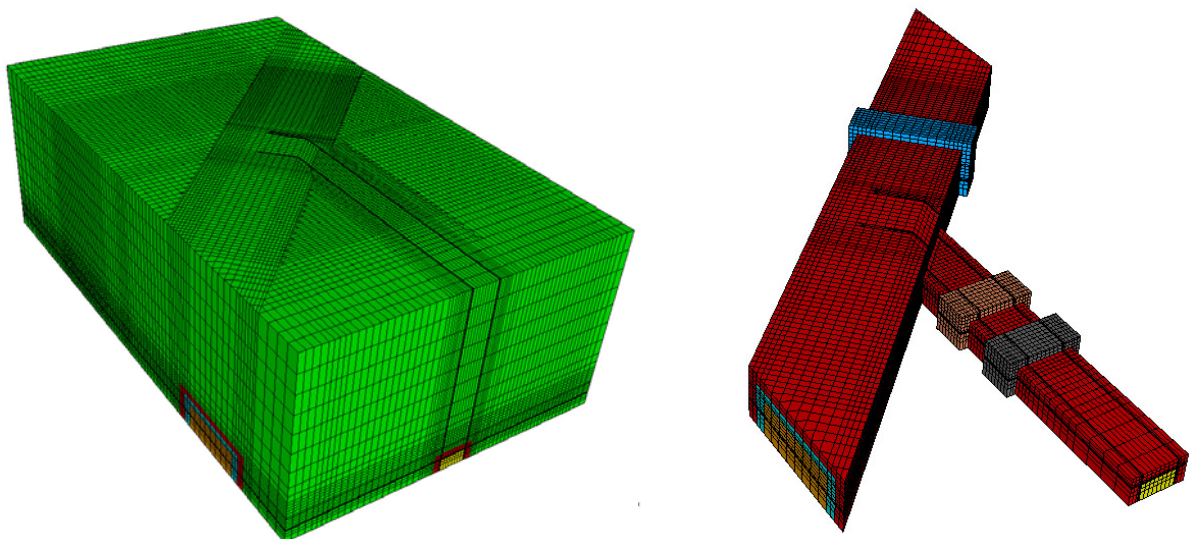


図 4.2.6 解析メッシュ

(左：全体像，右：母岩を取り除き、坑道等を露出させたもの)

4. 2. 3 解析条件

解析で使用する各構成要素の物性値一覧を表 4.2.3 に示す。

第 2 次取りまとめでは、岩盤の透水係数は岩種によらず $10^{-8} \sim 10^{-10} \text{ m s}^{-1}$ で設定しており、堆積岩の地下研究施設である原子力機構の幌延深地層研究センターで取得されている値は、 $10^{-4} \sim 10^{-10} \text{ m s}^{-1}$ である（核燃料サイクル開発機構，2004）。これらの値を考慮して、母岩の透水係数は 10^{-8} m s^{-1} とした。

緩衝材の透水係数は、第 2 次取りまとめ仕様（乾燥密度 1.6 g cm^{-3} ，ケイ砂混合率 30%）の物性を想定した。

埋め戻し材はベントナイトの混合率が決定していないことから、数種類を想定した。 $10^{-11} \text{ m s}^{-1}$ は、第 2 次取りまとめの設計で得られた乾燥密度 1.8 g cm^{-3} ，ケイ砂混合率 85% の物性を想定している（核燃料サイクル開発機構，1999b）。 10^{-5} m s^{-1} は、支保工のセメント分の影響により含有するベントナイトの性能が劣化し、砂相当になった場合、あるいは埋め戻し材としてケイ砂のみを使用した場合を想定している。また、これらの中間的な場合として 10^{-8} m s^{-1} も想定した。

支保工の透水係数は劣化により砂相当になった場合を想定し、 10^{-5} m s^{-1} とした（杉田ほか，2003）。施行時の健全な支保工を想定した場合、 $10^{-13} \text{ m s}^{-1}$ とした。また、これらの中間的な場合として 10^{-9} m s^{-1} も想定した。

粘土プラグは、乾燥密度 1.8 g cm^{-3} ，ケイ砂混合率 30% をブロック相当と想定して、その透水係数を $5.0 \times 10^{-13} \text{ m s}^{-1}$ とした（核燃料サイクル開発機構，1999b）。粘土プラグの設置数は前節に示すように 0，1，2 の 3 ケースとした。

コンクリートプラグの透水係数は支保工と同様に劣化により砂相当になった場合を想定し、 10^{-5} m s^{-1} とした（杉田ほか，2003）。コンクリートプラグの健全な値として、TSX 施行時に得られた値である 10^{-13} m/s を用いた（Chandler et al., 2002）。また、これらの中間的な場合として 10^{-9} m s^{-1} も想定した。コンクリートプラグの設置数は処分坑道に 1 つとする。

EDZ の透水係数は岩盤の設定値に対して、1桁大きくした。

その他の値は第 2 次取りまとめで解析に用いた値を参考にした。

表 4.2.3 構成要素の物性値一覧

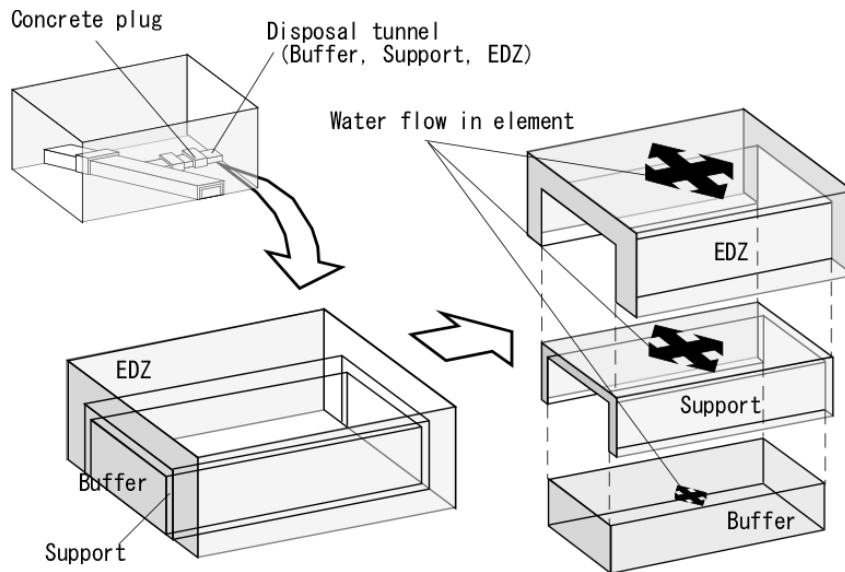
Components	Hydraulic conductivity(m s^{-1})	Porosity
Host rock	10^{-8}	0.347
Buffer	10^{-12}	0.3333
Backfill	$10^{-5}, 10^{-8}, 10^{-11}$	0.3333
Support	$10^{-5}, 10^{-9}, 10^{-13}$	0.3333
Clay plug	5.0×10^{-13}	0.3072
Concrete plug	$10^{-5}, 10^{-9}, 10^{-13}$	0.3072
EDZ	10^{-6}	0.366

次に、解析ケースを表4.2.4に示す。粘土プラグの設置位置、埋め戻し材の透水係数、コンクリート材料（支保工及びコンクリートプラグ）の透水係数が変数となる。それぞれの解析ケースでパラメータとなるConcrete, Backfill, Plugの頭文字を解析ケース名称の冒頭に冠した。また、各解析ケースの末尾のO及びPは与えた動水勾配の方向であり、O (Orthogonal) は処分坑道に直交する方向、P (Parallel) は処分坑道に平行の方向を表す。

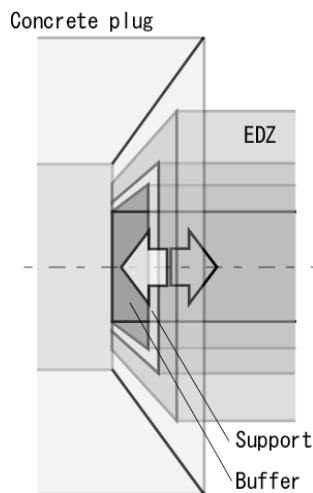
解析ケースCシリーズは、粘土プラグの設置無し、埋め戻し材の透水係数を砂相当と固定し、コンクリート材料の変質・劣化による透水係数の増大の影響を把握する。解析ケースBシリーズは、粘土プラグの設置無し、コンクリート材料の透水係数を砂相当と固定し、埋め戻し材の材料選定による透水係数の増大の影響を把握する。解析ケースPシリーズは、埋め戻し材及びコンクリート材料の透水係数を砂相当と固定し、粘土プラグの設置位置による効果を把握する。なお、物性値の組合せの関係から、C-5, B-5, P-0は同じ解析ケースとなる。

表 4.2.4 解析ケース一覧

Case	Position of clay plug	Hydraulic conductivity (m s ⁻¹)		
		Backfill	Support, concrete plug	others
C-13-O,P C-9-O,P C-5-O,P	non	10 ⁻⁵	10 ⁻¹³ 10 ⁻⁹ 10 ⁻⁵	Buffer : 10 ⁻¹² Clay plug : 10 ⁻¹³ EDZ : 10 ⁻⁶ Host rock : 10 ⁻⁸
B-11-O,P B-8-O,P B-5-O,P	non	10 ⁻¹¹ 10 ⁻⁸ 10 ⁻⁵	10 ⁻⁵	
P-2-O,P P-1-O,P P-0-O,P	Disposal tunnel, main tunnel main tunnel non	10 ⁻⁵	10 ⁻⁵	



(a) 各要素（EDZ，支保工，緩衝材）内での水の流れ



(b) コンクリートプラグと各要素との接触面での水の出入り
 (矢印は EDZ の場合を例示)

図 4.2.7 各要素内の水の流れ方向とコンクリートプラグと各要素との接触面での水の出入り

解析結果は、埋め戻し材の物性値の設定や粘土プラグの設置箇所起因する流れ場の変化により評価を行う。図 4.2.7 は各要素（ここでは、EDZ，支保工，緩衝材）内の水の流れ方向とコンクリートプラグと各要素との接触面での水の出入りを模式的に示したものである。表 4.2.3 の物性値から、支配的な地下水流動の経路となるのは、埋め戻し材で埋め戻される連絡坑道、支保工（コンクリートプラグを含む）、EDZ が考えられる。これらの要素内においては流速も大きくなると考えられるが、坑道沿いの流れが大きい場合は、その先への流れを制御する性能として埋め戻し材や粘土プラグの効果に期待することとなる。緩衝材とコンクリートプラグの接触面での地下水流動が小さくても、その周囲の支保工部分や EDZ 部分での接触面において顕著な地下水流動が発生するような場合は、人工バリアの健全性に影響を及ぼすことも考えられる。そこで、ここではコンクリートプラグと各要素との接触面での水の出入りに着目して考察を行った。

4. 3 解析結果

前節で示したように、埋め戻し材や粘土プラグの効果について、コンクリートプラグと各要素との接触面での水の出入りで評価する。各要素の流量・流速を評価した断面を図4.3.1に示す。Dtransu-3D・ELでは、各要素の流速が求められる。そこで、要素内の流速から各要素における最大流速を求め、これを各要素の最大流速値とした。また、要素内の各流速に断面積をかけたものの要素内での合計から各要素の通過流量を求めた。図から分かるように、評価断面における最大流速及び流量に関しては、EDZ-コンクリートプラグ、支保工-コンクリートプラグ、緩衝材-コンクリートプラグのそれぞれの要素の組合せから3つの値が得られることとなる。

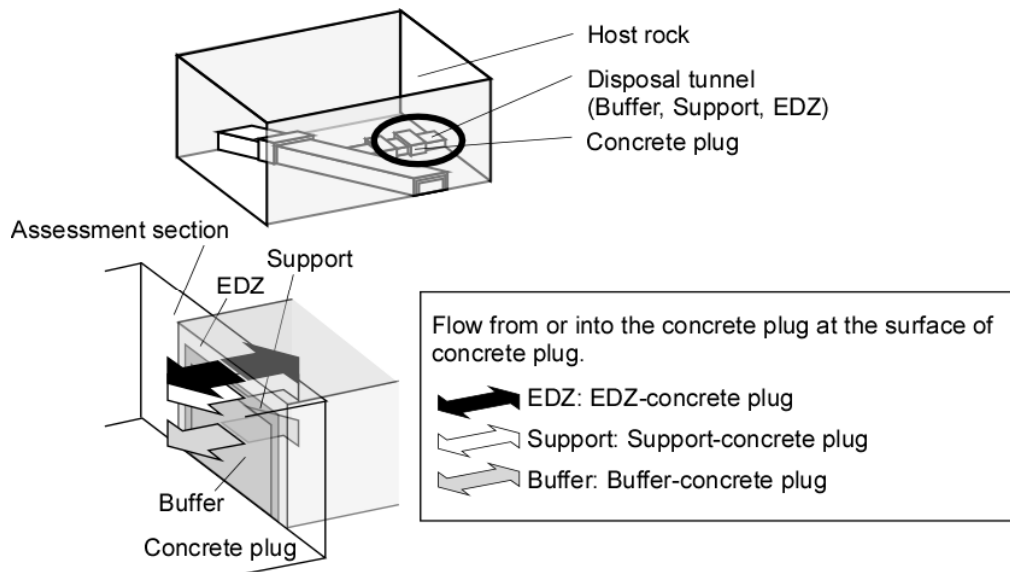


図4.3.1 流量・流速の評価断面

4. 3. 1 直交圧力勾配（ケース x-x-O）の場合

圧力勾配が処分坑道に直交するケース（x-x-O）についての結果を示す。コンクリート材料の健全性の影響を比較するため、図4.3.2～図4.3.4にCシリーズの解析モデル下端面での流速ベクトル図と全水頭コンター図を示す。図4.3.2がケースC-13-O、図4.3.3がケースC-9-O、図4.3.4がケースC-5-Oである。図中、ベクトル長さは同じ縮尺であり、図からケース間で直接流速を比較することができる。表4.2.4で示したように粘土プラグの設置は無く、埋め戻し材は砂相当の透水係数（ 10^{-5}m s^{-1} ）である。

コンクリート材料が健全であるC-13-O、C-9-Oではコンクリート材料である支保工やコンクリートプラグには流れは認められないが、主要坑道の埋め戻し材が砂相当の透水係数であることから、主要坑道に大規模な流れが生じている。処分坑道との接続部では、処分坑道への流れ込みも確認されたが、その影響もコンクリートプラグで遮断されている。これに対して、コンクリート材料が劣化した場合を想定したケースC-5-Oでは、主要坑道全体の大規模な流れは支保工部分にも及んだ。また、コンクリートプラグの止水効果も低下することから処分坑道内にも流れが生じているが、評価断面であるコンクリートプラグと緩衝材の設置される処分坑道近傍における流れ場は認められない。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

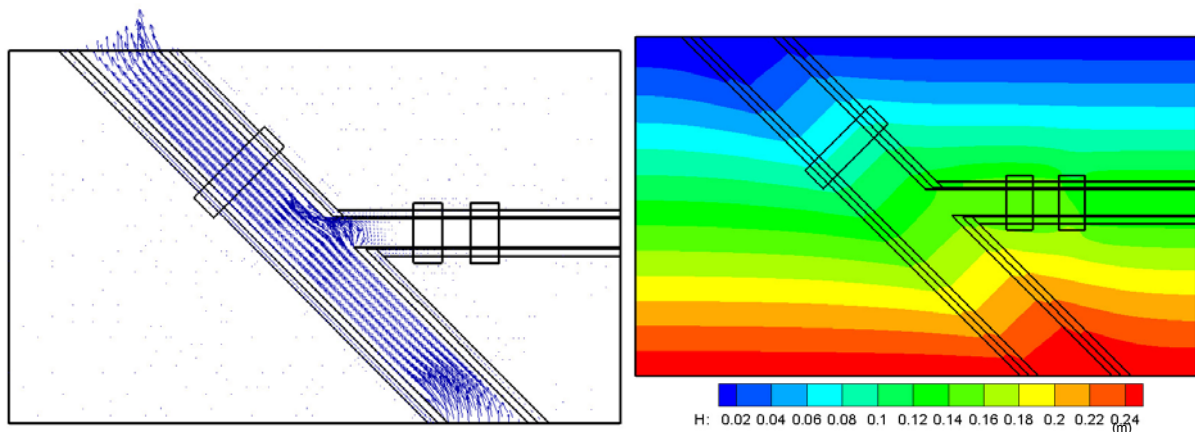


図 4.3.2 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-13-O)

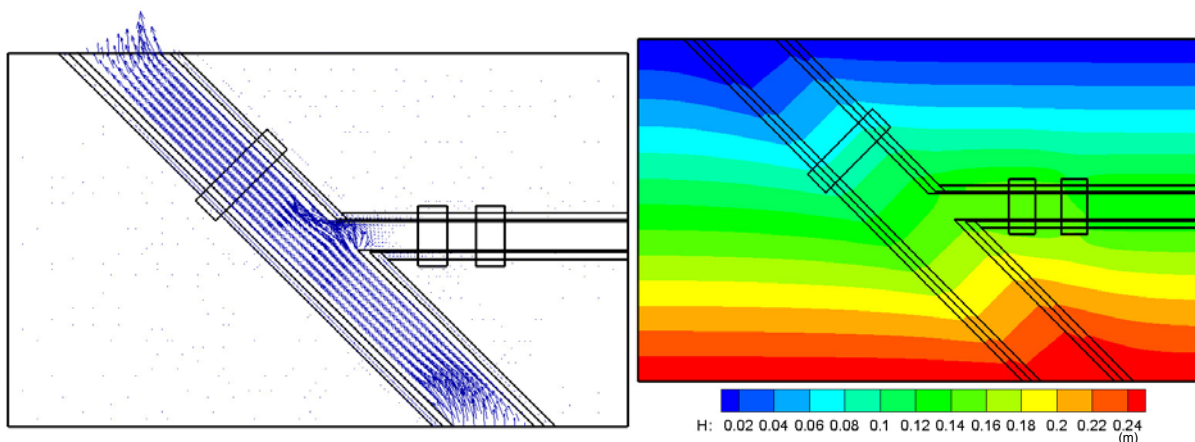


図 4.3.3 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-9-O)

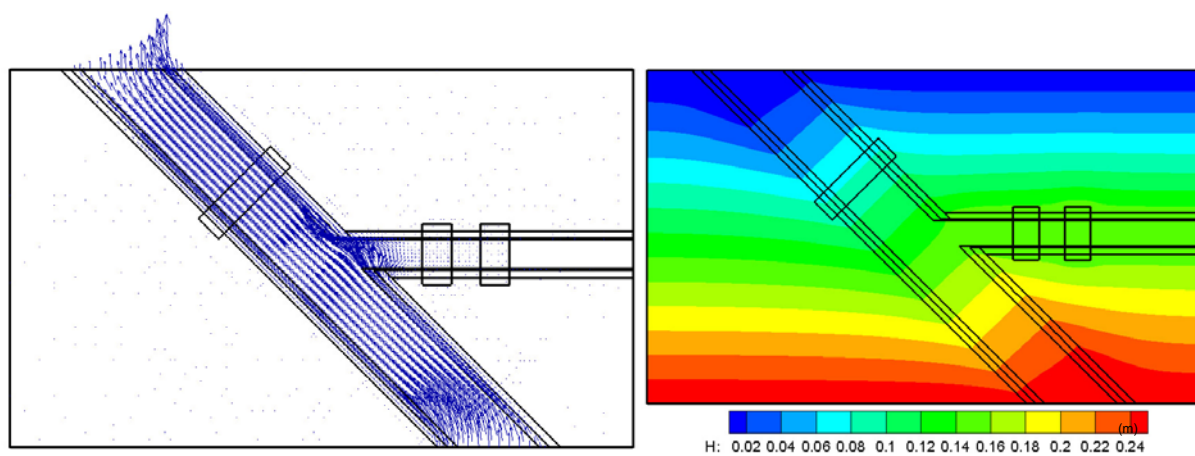


図 4.3.4 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-5-O)

次に、埋め戻し材の透水係数の影響について示す。図 4.3.5 がケース B-5-O、図 4.3.6 がケース B-8-O、図 4.3.7 がケース B-11-O である。このケースもベクトル長さは同じ縮尺であり、図からケース間で直接流速を比較することができる。ケース B-5-O では、主要坑道で大規模な流れが発生し、処分坑道との接続部で処分坑道にも流れ込みが発生している。ケース B-8-O、B-11-O では、埋め戻し材で埋め戻された主要坑道の坑道内は水の流れが抑制され、坑道周囲の支保工部分や EDZ に流れが集中している。

この場合、処分坑道との接続部においても処分坑道への流れ込みは坑道周囲の支保工部分や EDZ に限られている。処分坑道への流れ込みは、いずれのケースにおいても評価断面であるコンクリートプラグと緩衝材の設置される処分坑道近傍における流れ場は認められない。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

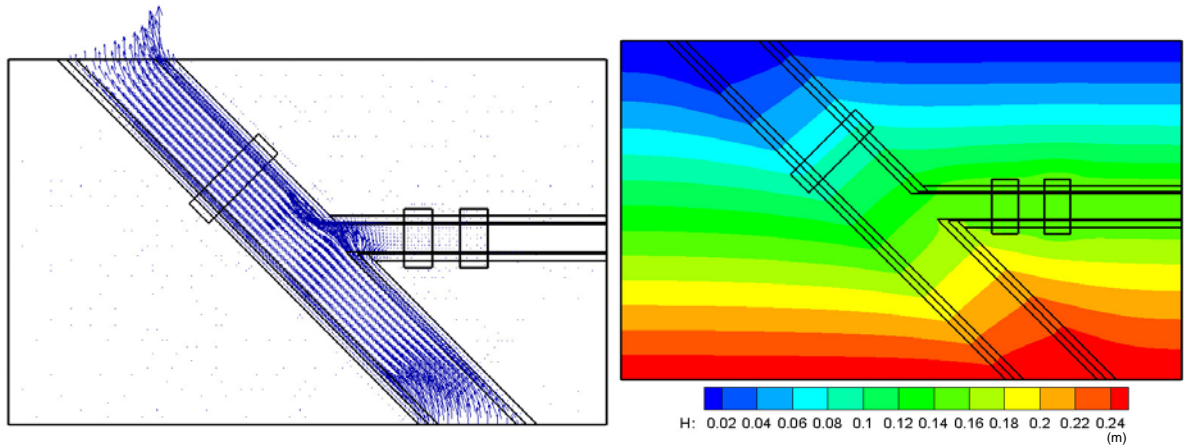


図 4.3.5 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-5-O)

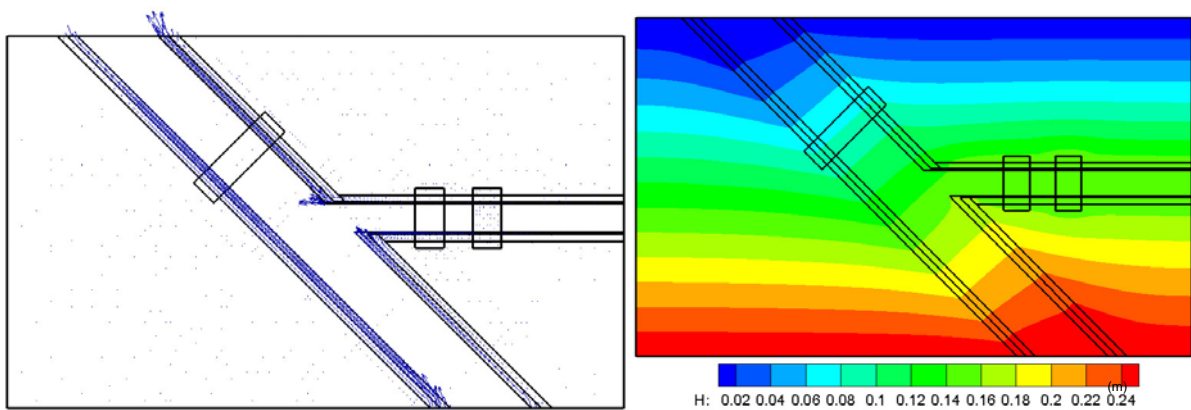


図 4.3.6 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-8-O)

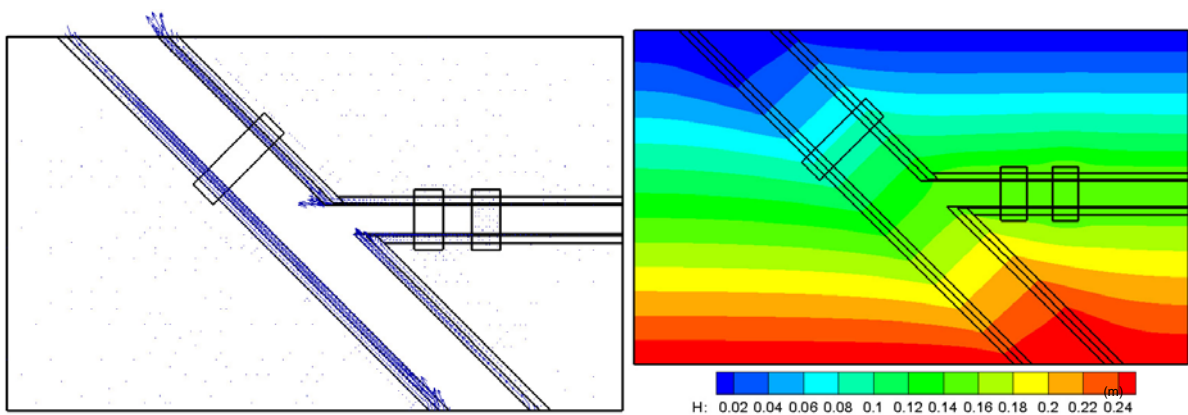


図 4.3.7 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-11-O)

次に、粘土プラグ設置の効果について示す。図 4.3.8 がケース P-0-O，図 4.3.9 がケース P-1-O，図 4.3.10 がケース P-2-O である。ベクトル長さの縮尺は、図 4.3.8 に対して図 4.3.9 が 10 倍，図 4.3.10 が 100 倍で描かれている。

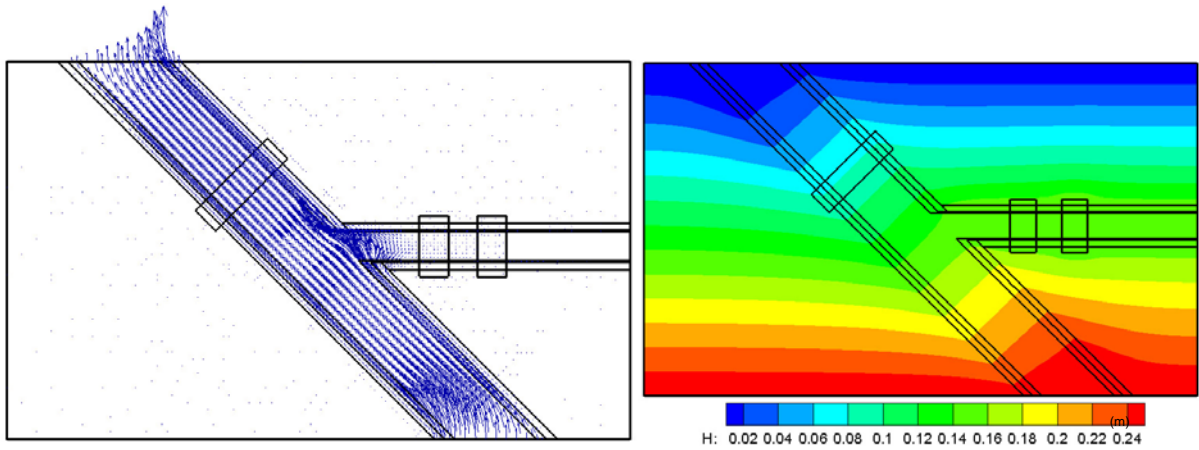


図 4.3.8 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-0-O)

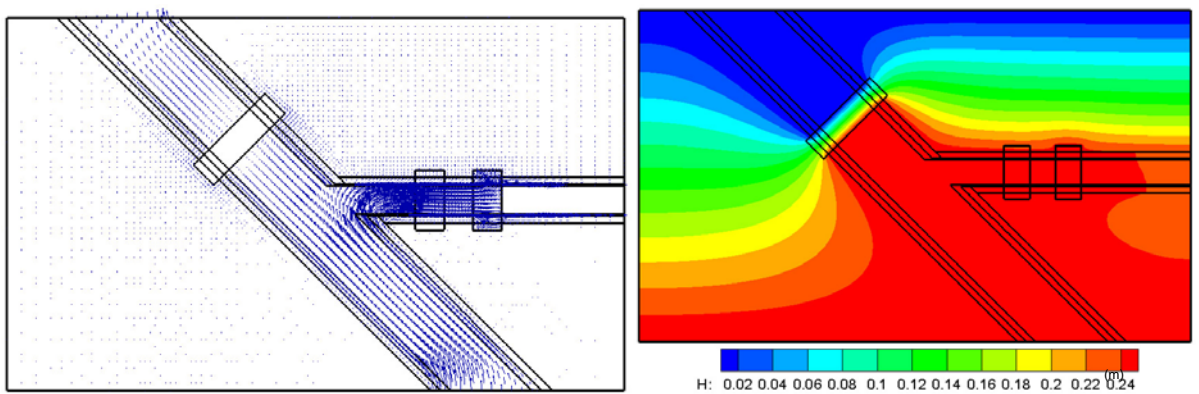


図 4.3.9 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-1-O)

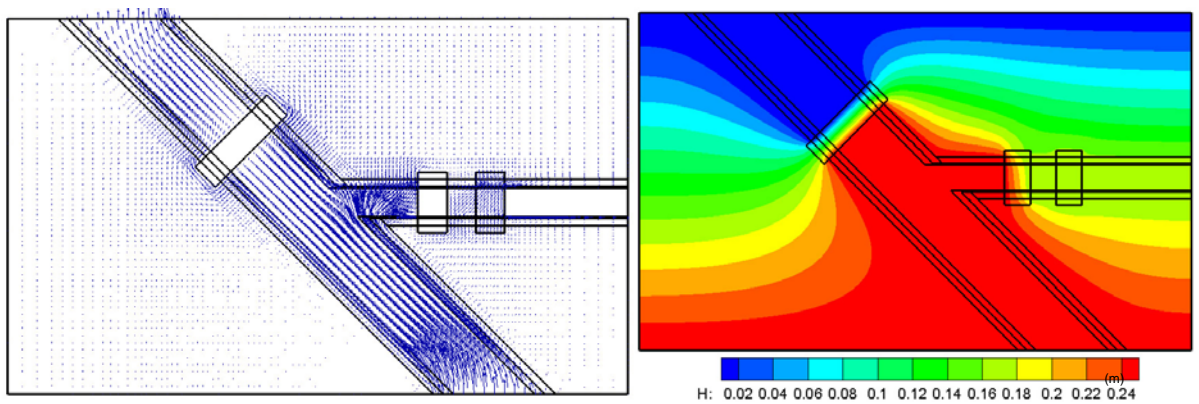


図 4.3.10 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-2-O)

主要坑道に粘土プラグが設置されるケース P-1-O になると、主要坑道沿いの流れが抑制される。主要坑道が遮断された流れは、処分坑道に大きく流れ込み、緩衝材周囲の支保工や EDZ に大きな流れが発生している。処分坑道端部にも粘土プラグを設置するケース P-2-O では、処分坑道内の流れも抑制される。主要坑道沿いの流れは主要坑道と処分坑道の両者を塞がれた形となるため、坑道沿いから岩盤へ向かう流れとなっている。流速も全体的に小さくなっており、粘土プラグ設置の効果がベクトル図からもわかる。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

次に、各構成要素における通過流量及び最大流速の比較について示す。評価断面における流量ベクトルのスカラー量の合計を通過流量とし、最大値を最大流速として比較した。ただし、緩衝材における通過流量及び最大流速は、EDZ 及び支保工と比較して無視できるほど小さいため、比較の対象より外した。

図 4.3.11 はケース C シリーズの結果を示したものである。コンクリート材料が健全な場合、評価断面における通過流量は EDZ が支配的である。これは、透水係数が 10^{-9} ms^{-1} の場合（ケース C-9-O）も同様である。最大流速も両ケースではほとんど変化はない。これに対して、コンクリート材料の劣化を考慮したケース C-5-O では、支保工において流量が発生している。支保工と EDZ を合わせた流量は他のケースと比較して C-5-O のケースが大きくなった。最大流速をみても、C-5-O のケースでは最大流速を示した構成要素が EDZ から支保工に代わり、ケース C-13-O, C-9-O と比較して約 4 倍となっている。このとき、EDZ における最大流速は減少した。通過流量及び最大流速の結果から、コンクリート材料が劣化し、透水係数が増加すると、支保工が選択的な流れ場になる可能性を示す結果となった。

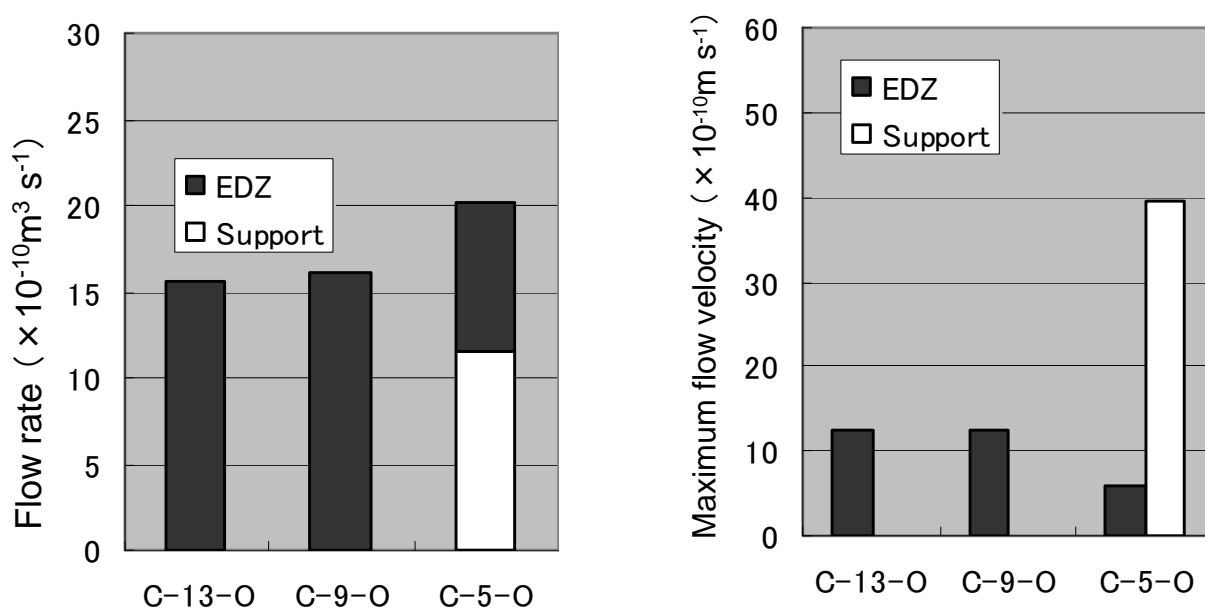


図 4.3.11 ケース C シリーズの通過流量及び最大流速の比較

図 4.3.12 はケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較を示したものである。埋め戻し材で埋め戻される主要坑道の周囲の支保工が劣化している条件であるため、坑道内部材料の透水性に係わらず、評価断面周辺の流れ場に変化は生じていない。また、通過流量、最大流速の両者についても 3つのケースでほとんど差は認められない。通過流量は支保工との出入りが EDZ に比較して多くなっており、最大流速についても支保工内が EDZ よりも速くなっている。通過流量及び最大流速の結果から、支保工を選択的に流れる場では、埋め戻し材の効果は小さい結果となった。

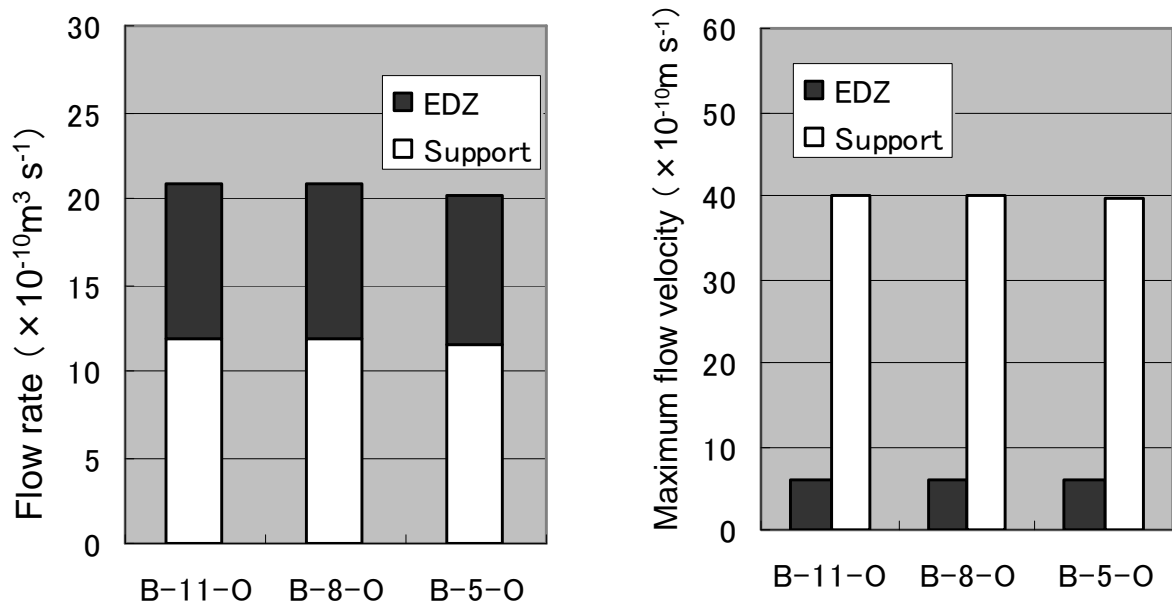


図 4.3.12 ケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較

図4.3.13はケースPシリーズの通過流量及び最大流速の比較を示したものである。ケースP-0は主要坑道が主要な流れ場になっていることから、評価断面近傍に流れ場が発生していないことと同様に、粘土プラグを処分坑道側にも設置する粘土プラグ2個設置の場合（ケースP-2-O）も評価断面近傍に流れ場は発生していない（図4.3.8, 図4.3.10参照）。これを反映して、通過流量、最大流速とも両者は同じ傾向となっている。これに対し、粘土プラグを主要坑道のみを設置するケースP-1-Oでは、図4.3.9のベクトル図から分かるように処分坑道に大きな流れ場が生じている。支保工、EDZとも他のケースと比較すると大きな流量となっており、最大流速についても最大流速の大きい支保工と比較して約4倍となっている。通過流量及び最大流速の結果から、主要坑道の流れのみを止める粘土プラグの設置は処分坑道沿いに流れ場を発生させる結果となったが、処分坑道から主要坑道へ向かう流れ（核種移行上の性能に影響する流れとなる）とは逆方向である。

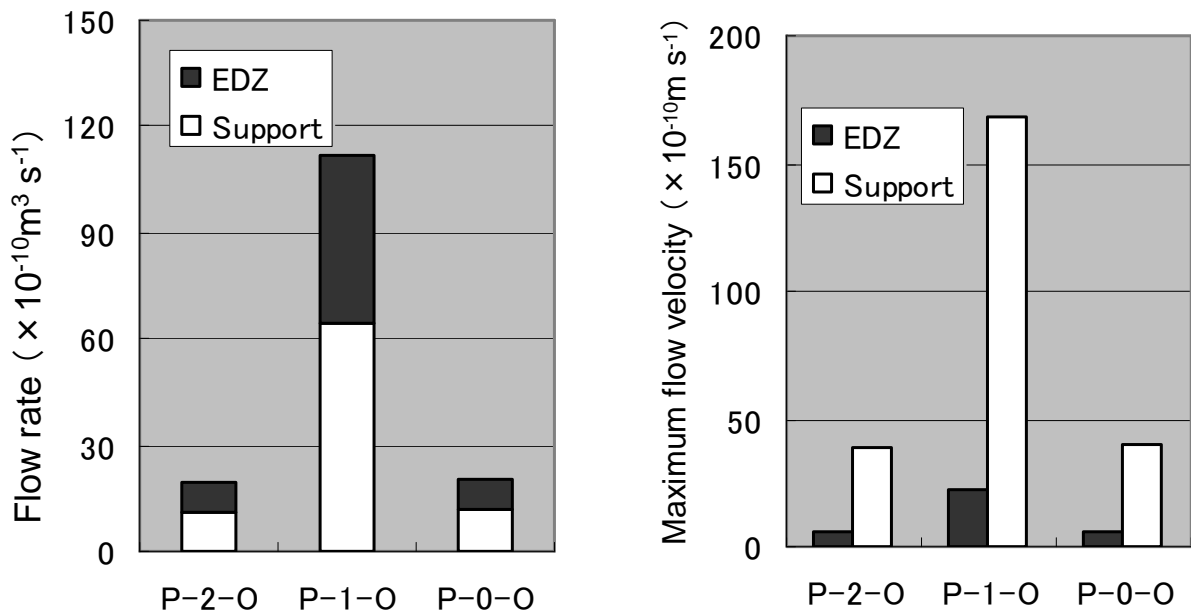


図 4.3.13 ケース P シリーズの通過流量及び最大流速の比較

4. 3. 2 平行圧力勾配（ケース x-x-P）の場合

圧力勾配が処分坑道に平行なケース（x-x-P）についての結果を示す。コンクリート材料の健全性の影響を比較するため、図4.3.14～図4.3.16にCシリーズの解析モデル下端面での流速ベクトル図と全水頭コンター図を示す。図4.3.14がケースC-13-P、図4.3.15がケースC-9-P、図4.3.16がケースC-5-Pである。平行圧力勾配のケースのベクトル長さは全て同じ縮尺であり、図からケース間で直接流速を比較することができる。ベクトル長さの縮尺は、図4.3.9の直交圧力勾配下の粘土プラグを主要坑道のみを設置したケースP-1-Oと同じである。表4.2.4で示したように粘土プラグは設置されておらず、埋め戻し材は砂相当の透水係数（ 10^{-5}m s^{-1} ）である。

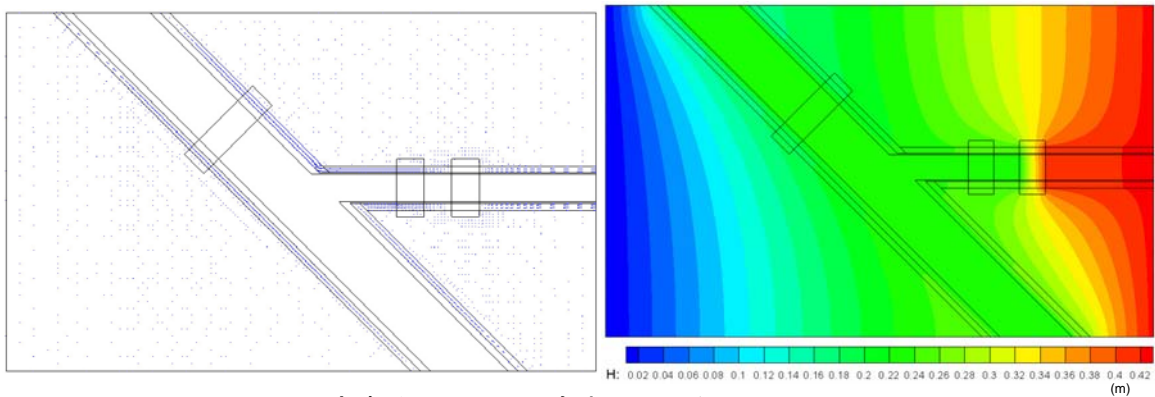


図 4.3.14 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-13-P)

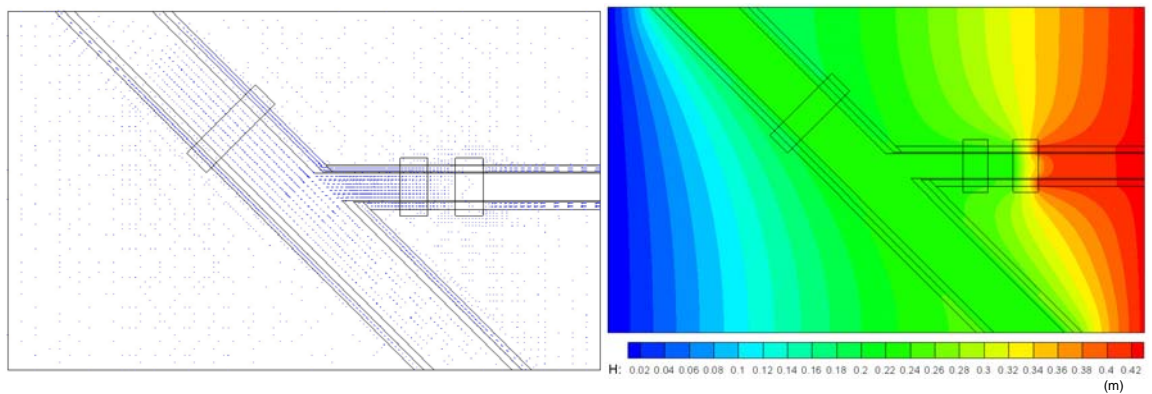


図 4.3.15 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-9-P)

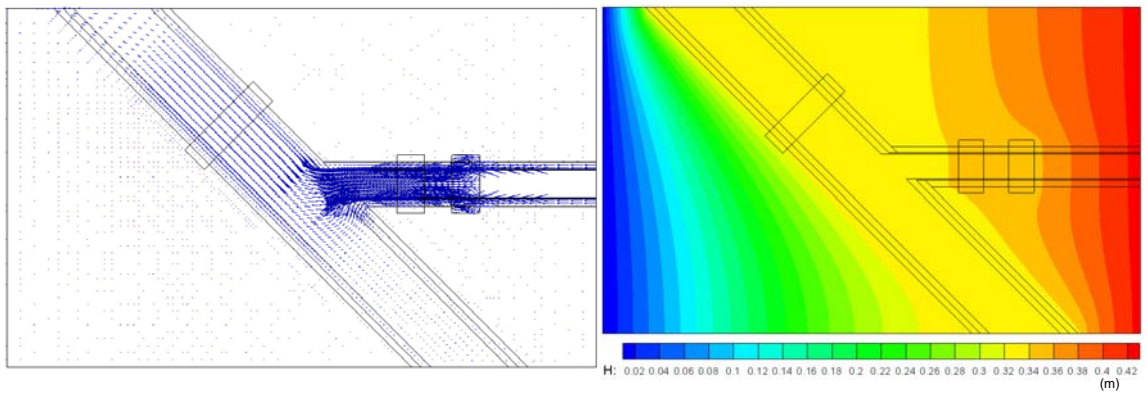


図 4.3.16 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース C-5-P)

コンクリート材料が健全であるC-13-Pでは、処分坑道に平行な圧力勾配の場合でもコンクリート材料である支保工やコンクリートプラグが止水材として働いているため、処分坑道や主要坑道には流れは認められない。主要坑道も坑道を覆う支保工が止水材として作用していることから坑道内部は岩盤から遮断されており、流れは全く発生していない。坑道周囲のEDZには、坑道沿いのわずかな流れが発生している。C-9-Pでは、支保工の透水性が大きくなるため、支保工を浸透した水の流れが砂相当の透水係数である埋め戻し材に発生している。流れの方向は、処分坑道から主要坑道へと向かうものである。これに対して、コンクリート材料が劣化した場合を想定したケースC-5-Pでは、コンクリートプラグの止水材としての効果がなくなるため、処分坑道内に大きな流れが生じている。埋め戻し材の透水係数が砂相当であることから埋め戻し材の中を流れている。しかしながら、断面の大きい主要坑道に達すると、その勢いは緩慢になる。評価断面であるコンクリートプラグと緩衝材の設置される処分坑道近傍では、大きな流れが発生している。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

次に、埋め戻し材の透水係数の影響について示す。図 4.3.17 がケース B-5-P, 図 4.3.18 がケース B-8-P, 図 4.3.19 がケース B-11-P である。前述したように、このケースもベクトル長さは同じ縮尺であり、図からケース間で直接流速を比較することができる。この場合、支保工の透水係数が砂相当であることから、コンクリートプラグも止水材としては機能しない条件となっており、処分坑道に大規模な流れが発生している。流れは、いずれも処分坑道から主要坑道へ向かう方向である。埋め戻し材の透水係数が小さくなると、処分坑道の埋め戻し材内の流れは抑制される。その代わりに、支保工に流れが集中している。いずれの場合も、断面の大きい主要坑道に達すると、その勢いは緩慢になる。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

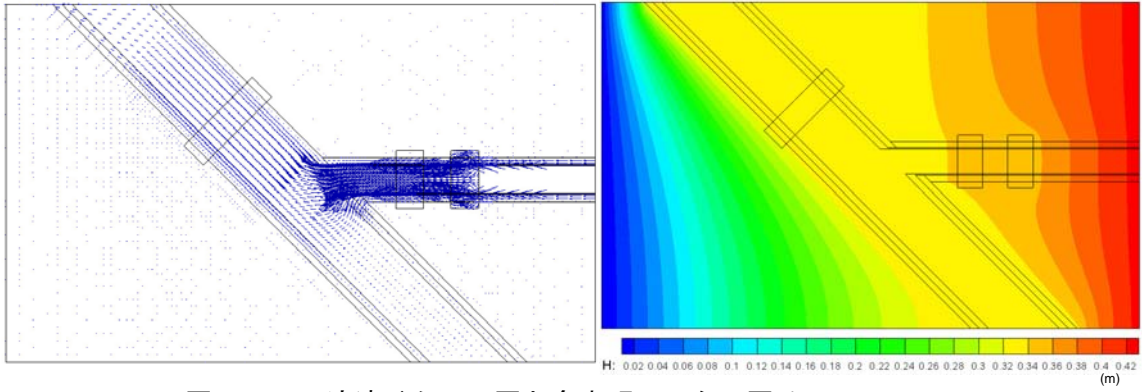


図 4.3.17 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-5-P)

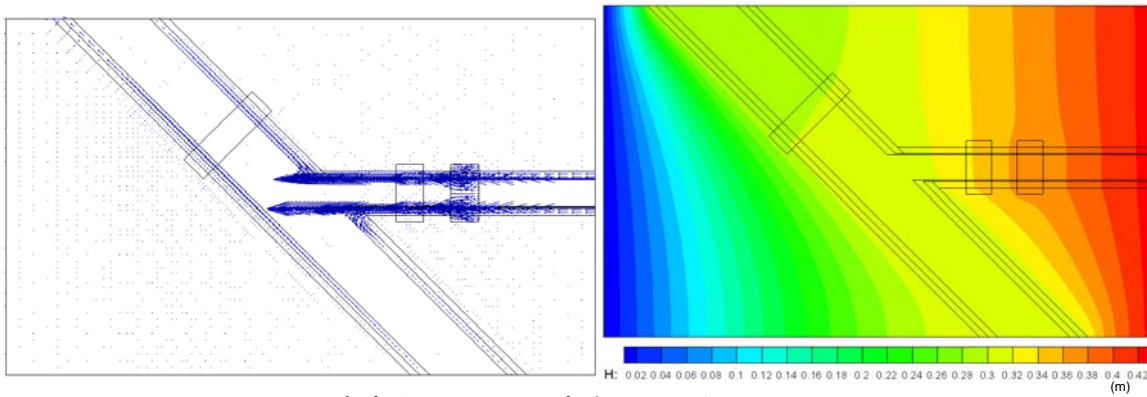


図 4.3.18 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-8-P)

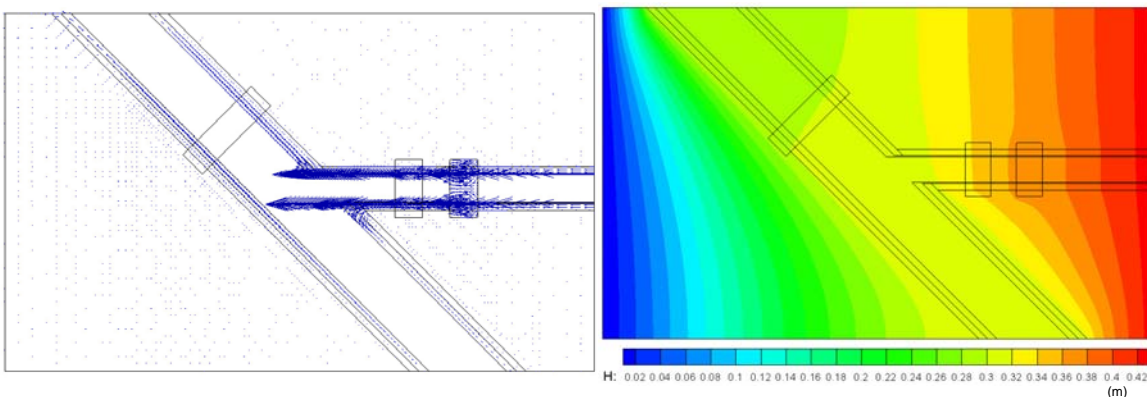


図 4.3.19 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース B-11-P)

次に、粘土プラグ設置の効果について示す。図 4.3.20 がケース P-0-P, 図 4.3.21 がケース P-1-P, 図 4.3.22 がケース P-2-P である。ベクトル長さの縮尺は、いずれも同じである。主要坑道に粘土プラグが設置されるケース P-1-P では、粘土プラグがないケース P-0-P に比較して主要坑道の流れを抑制することができる。しかしながら、処分坑道から主要坑道に至る流れは速度が小さくなるものの、まだその流れは顕著である。処分坑道端部にも粘土プラグを設置するケース P-2-P では、処分坑道内の流れも抑制される。主要坑道沿いの流れは、主要坑道と処分坑道の両者を塞がれた形となるため、坑道沿いから岩盤へ向かう流れとなっている。流速も全体的に小さくなっており、粘土プラグ設置の効果はベクトル図からもわかる。全水頭コンター図からも同様の傾向が認められる。

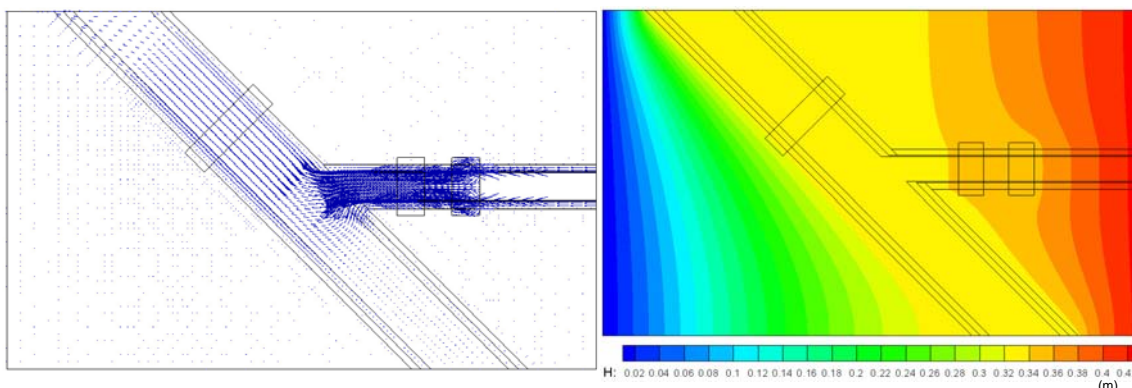


図 4.3.20 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-0-P)

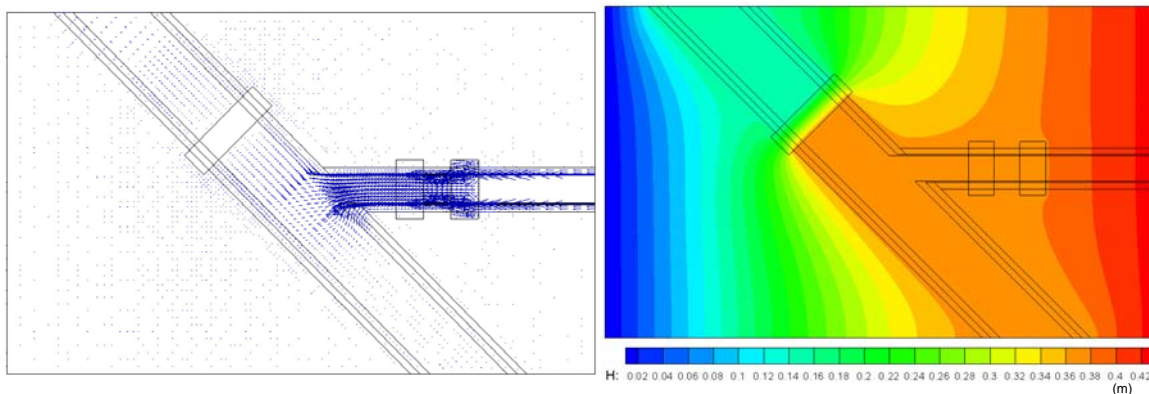


図 4.3.21 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-1-P)

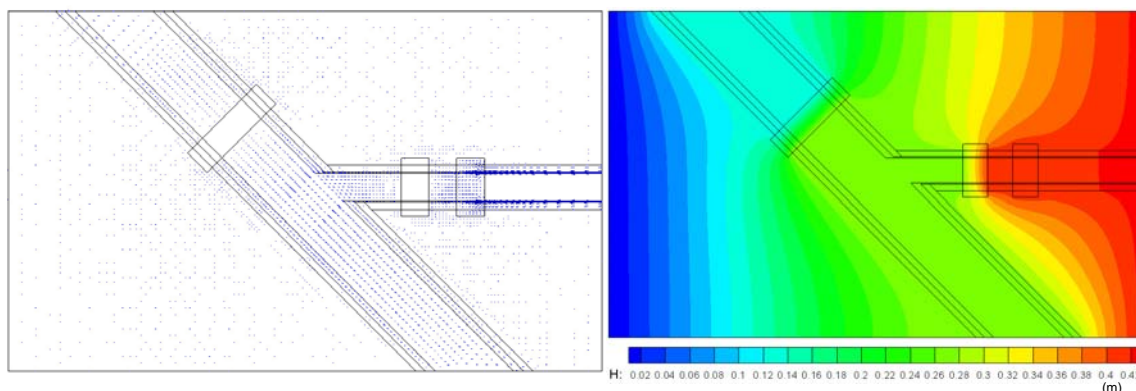


図 4.3.22 流速ベクトル図と全水頭コンター図(ケース P-2-P)

次に、各構成要素における通過流量及び最大流速の比較について示す。評価断面における通過流量と最大流速は直交圧力勾配下の場合と同様にして求めた。ただし、緩衝材における通過流量及び最大流速は、EDZ 及び支保工と比較して無視できるほど小さいため、比較の対象より外した。

図 4.3.23 はケース C シリーズの結果を示したものである。コンクリート材料が健全な場合、評価断面における通過流量は EDZ が支配的である。これは、透水係数が 10^{-9}m s^{-1} の場合（ケース C-9-P）も同様である。最大流速も両者ではほとんど変化はない。これに対して、コンクリート材料の劣化を考慮したケース C-5-P では、支保工において流量が発生している。支保工と EDZ を合わせた流量は他のケースと比較して C-5-P のケースが著しく大きくなった。最大流速をみても、C-5-P のケースでは最大流速を示した構成要素が EDZ から支保工に代わり、ケース C-13-P、C-9-P と比較して約 40 倍となっている。このとき、EDZ における最大流速も増加している。通過流量及び最大流速の結果から、コンクリート材料が劣化し、透水係数が増加すると、支保工が選択的な流れ場になる可能性を示す結果となった。

図 4.3.24 はケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較を示したものである。埋め戻し材で埋め戻される主要坑道の周囲の支保工が劣化している条件であるため、坑道内部材料の透水性に係わらず、評価断面周辺の流れ場に変化は生じていない。また、通過流量、最大流速の両者に関しても 3 つのケースでほとんど差は認められない。この傾向は直交圧力勾配の場合と同様である。通過流量は支保工との出入りが EDZ に比較して多くなっており、最大流速に関しても支保工内が EDZ よりも速くなっている。通過流量及び最大流速の結果から、支保工を選択的に流れる場では、埋め戻し材の効果は小さい結果となった。

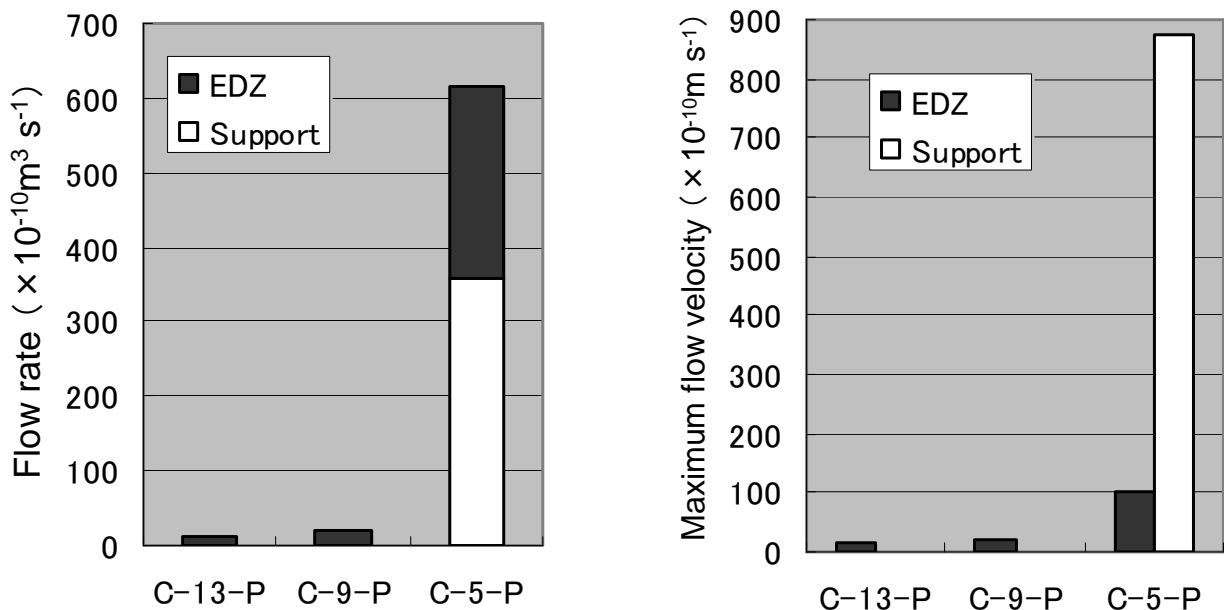


図 4.3.23 ケース C シリーズの通過流量及び最大流速の比較

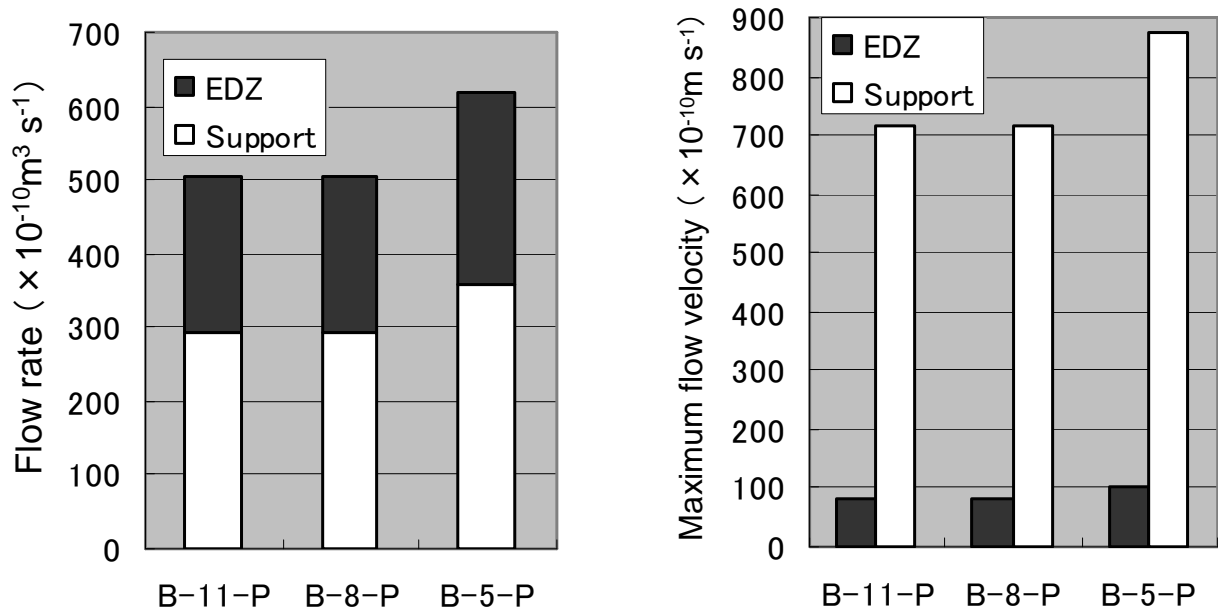


図 4.3.24 ケース B シリーズの通過流量及び最大流速の比較

図 4.3.25 はケース P シリーズの通過流量及び最大流速の比較を示したものである。ケース P-0-P は評価断面における通過流量がもっとも大きくなっている。主要坑道に粘土プラグを設置することにより（ケース P-1-P）、通過流量は減少する。さらに処分坑道にも粘土プラグを設置すると（ケース P-2-P）、通過流量はさらに減少する。流量は EDZ、支保工両者で発生しており、それぞれが粘土プラグの設置数に応じて減少している。最大流速についても粘土プラグの設置による効果は明らかである。各ケースでは支保工の最大流速が EDZ のそののほぼ 9 倍である。通過流量及び最大流速の結果から、粘土プラグの設置数に応じて通過流量及び最大流速共に抑制することが可能であることが分かった。

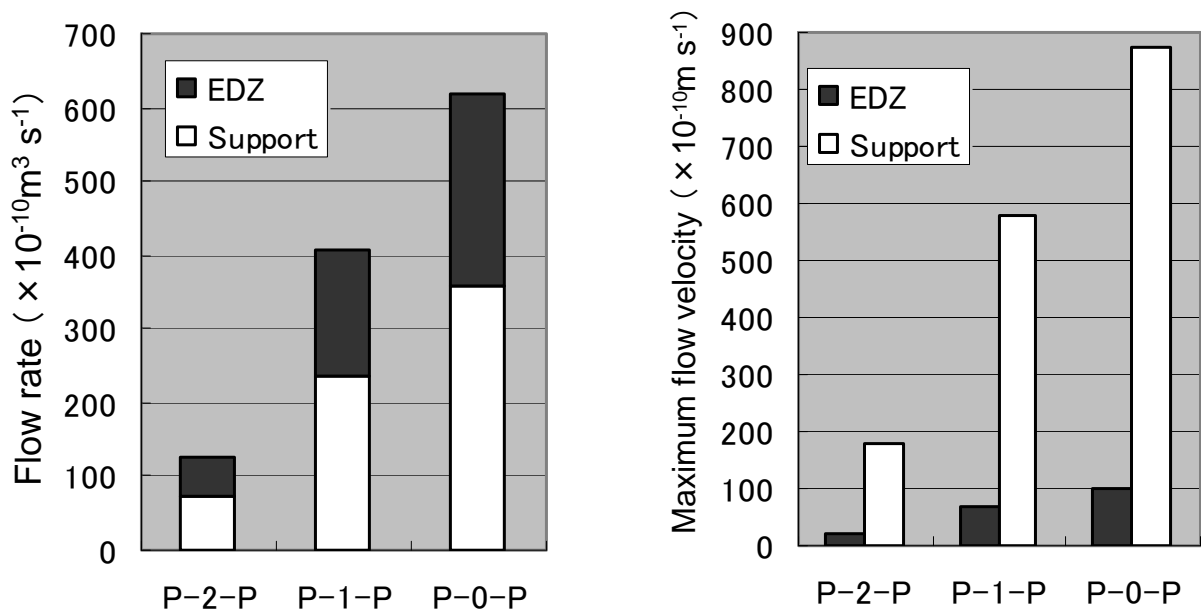


図 4.3.25 ケース P シリーズの通過流量及び最大流速の比較

4. 4 考察

直交圧力勾配下での地下水流動の模式図を図 4.4.1 に、平行圧力勾配下での地下水流動の模式図を図 4.4.2 に示す。流速ベクトルの結果から顕著な流れとなる構成要素，そこにおける流速分布を示したものである。

圧力勾配下において発生する流れ場に関しては，直交圧力勾配下の結果(図 4.4.1 参照)は，水の出入りの評価断面（図 4.2.7 参照）で流れが発生する場合においても，その方向は主要坑道から処分坑道に向かう流れであった。これに対して，平行圧力勾配下の結果（図 4.4.2 参照）は，コンクリートが健全な場合を除き，全てのケースにおいて水の出入りの評価断面で流れが発生し，その方向は処分坑道から主要坑道に向かうものであった。圧力勾配の方向は，処分場周辺の地下水流動場を大きく変え，水の出入りの評価断面に発生する水の流れの方向に大きく影響する。

解析モデル内の顕著な水の流れは，前節で示したように圧力勾配の方向によらず，支保工，EDZ，埋め戻し材内において発生している。人工バリア周囲の水の流れに直接関連するのは，水の出入りの評価断面における支保工，EDZ の通過流量や最大流速である。そこで，両構成要素のうち，値が大きい構成要素を代表値とし，圧力勾配の方向の影響について考察する。

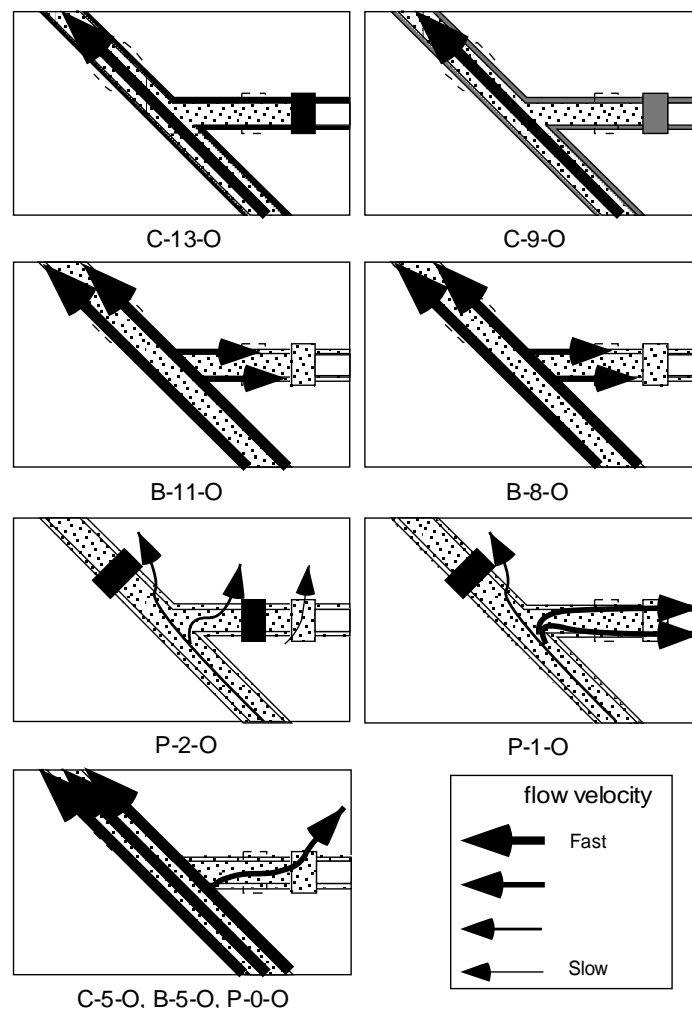


図 4.4.1 各ケースにおける地下水流動の模式図(直交圧力勾配下)

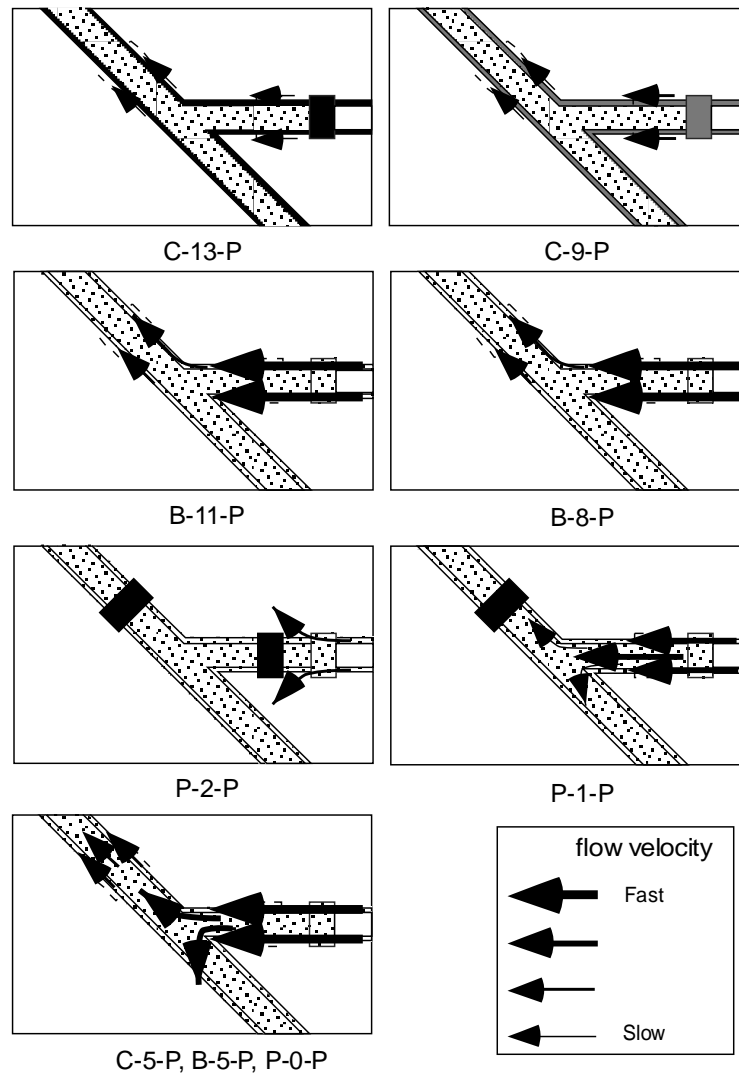


図 4.4.2 各ケースにおける地下水流動の模式図(平行圧力勾配下)

圧力勾配の方向による最大流速と通過流量の比較を図 4.4.3～図 4.4.5 に示す。図 4.4.3 がコンクリートの影響を比較する C シリーズ，図 4.4.4 が埋め戻し材の透水係数の影響を比較する B シリーズ，図 4.4.5 が粘土プラグの設置数の影響を比較する P シリーズである。

図 4.4.3 から，コンクリートが健全な C-13 や C-9 の条件では，圧力勾配の方向によらず，水の出入りの評価断面での通過流量や最大流速はほぼ同じ値となる。これに対し，コンクリートの変質・劣化を想定した C-5 になると，平行圧力勾配の条件下では，水の出入りの評価断面での通過流量，最大流速が突出して大きくなることがわかる。

また，図 4.4.4 より，コンクリートプラグや支保工の透水性が大きい場合には，埋め戻し材の透水係数によらず，水の出入りの評価断面での通過流量及び最大流速は，平行圧力勾配下の場合が顕著であることがわかる。

さらに，図 4.4.5 から，圧力勾配が平行の場合は，水の出入りの評価断面での通過流量及び最大流速は，プラグの設置数に対応して増減する。粘土プラグを処分坑道にも設置する P-2 のケースでは直交圧力勾配下と平行圧力勾配下との差は小さくなることがわかる。

図 4.4.3～図 4.4.5 から、いずれのケースも平行圧力勾配の方が直交圧力勾配の時よりも、水の出入りの評価断面での最大流速及び通過流量は大きいことが分かる。両者の値が接近しているのは、コンクリートプラグや支保工が健全な場合、あるいは粘土プラグを処分坑道にも設置する場合であり、人工バリアの比較的近くに流れを止める閉鎖機能がある場合である。

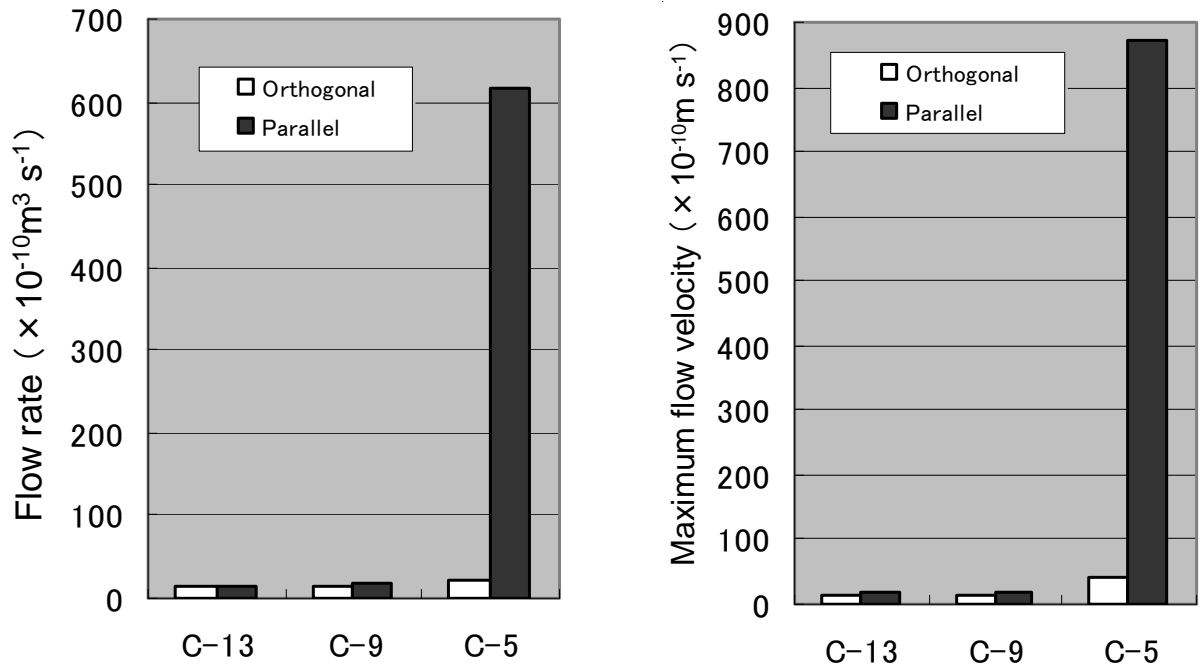


図 4.4.3 圧力勾配の違いによる最大流速，通過流量の差（コンクリートの影響）

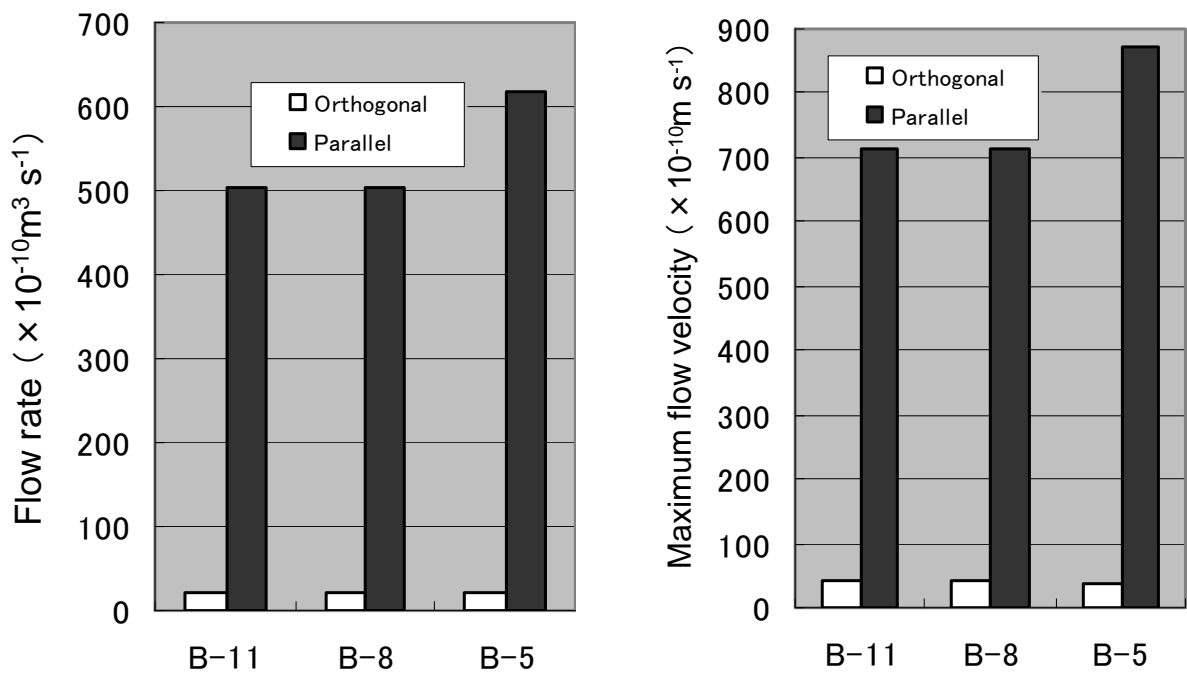


図 4.4.4 圧力勾配の違いによる最大流速，通過流量の差（埋め戻し材の透水係数の影響）

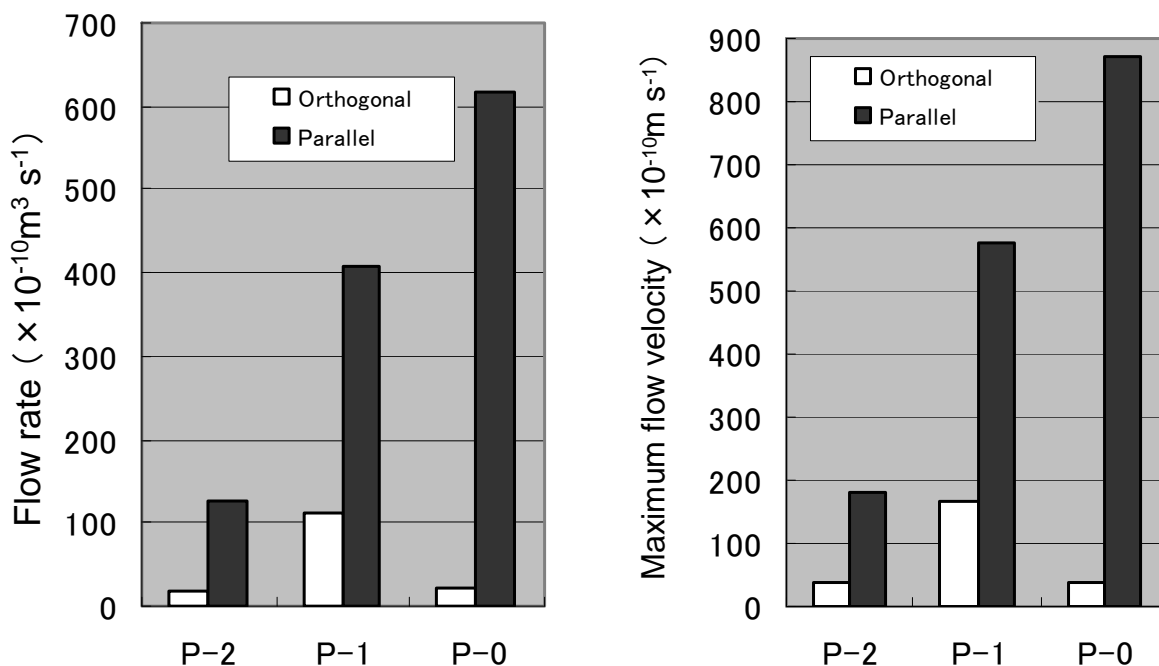


図 4.4.5 圧力勾配の違いによる最大流速，通過流量の差（粘土プラグの設置数の影響）

以上の結果から，処分坑道の端部に設置され，緩衝材の膨出を抑制するコンクリートプラグに関しては，その透水性についても全体の地下水流動に大きく影響を与えることが示されている。しかしながら，セメント材料は長期においては変質・劣化する恐れがあり，性能に不確実性を持つ。したがって，処分システム全体の安全性を確保するためにはコンクリートの影響に左右されにくいシステムの構築が求められる。

一方，粘土プラグ，埋め戻し材，緩衝材は，粘土材料を用いることが考えられている。流れ場がある場合，ベントナイトは長期にわたり侵食され，流出することが懸念される。これまでのベントナイトを用いた流出に関する試験により，流速が 10^{-6}m s^{-1} の条件において侵食現象が確認されている（松本・棚井，2004）。本検討では，いずれのケースも緩衝材周囲の支保工で確認された最大流速がこれよりも小さい流速であったことから，人工バリアに関しても物理的に安定であることが期待できる。

圧力勾配の方向は，最大流速及び通過流量に対して大きな影響を与える結果であった。これは，処分場の設計においてレイアウトを選定する際，圧力勾配の方向を十分に考慮する必要があることを示している。

閉鎖システムを考える場合，支保工やコンクリートプラグであるセメント材料の変質・劣化に伴う透水性の評価や，埋め戻し材と粘土プラグの適切な組合せの検討が必要といえる。また，直交圧力勾配条件の C シリーズ，B シリーズの結果は，粘土プラグを設置しないことにより，処分パネル周囲に流れ場を誘発させ，人工バリアの設置される処分パネル内を水理的に安定させる可能性を示すものであり，このような処分場概念への影響についても検討していく必要がある。

4. 5 まとめ

本章では、前章で示したように性能が期待できる粘土プラグの特性を用いて、処分パネルにおける処分坑道と主要坑道の交差部および人工バリア周辺に存在する処分場構成要素を考慮した浸透流解析結果を示すとともに、人工バリア周囲の地下水流動に影響するパラメータを示し、考察を加えた。

対象は堆積岩とし、処分坑道と主要坑道との坑道交差部で存在すると考えられる構成要素を考慮した飽和浸透流解析により、人工バリアに隣接する EDZ 及び支保工における地下水流量を指標とし、閉鎖要素の性能を比較検討した。これらの結果から以下の知見が得られた。

(1) 動水勾配が直交圧力勾配の場合

- ① コンクリートプラグの透水性は全体の地下水流動に大きく影響を与え、コンクリート材料が健全である場合は支保工やコンクリートプラグには流れは認められず主要坑道に大規模な流れが生じるが、コンクリート材料が劣化した場合は支保工部分及び処分坑道内にも流れが生じた。コンクリート材料が健全な場合、評価断面における通過流量は EDZ が支配的であるが、コンクリート材料が劣化し透水係数が増加すると、支保工が選択的な流れ場なる。
- ② 埋め戻し材の透水係数が 10^{-8} m s^{-1} 以下の場合、主要坑道内は水の流れが抑制され、坑道周囲の支保工部分や EDZ に流れが集中し、処分坑道への流れ込みは認められない。今回のように支保工を選択的に流れる場では、埋め戻し材の効果は小さい結果となった。
- ③ 主要坑道に粘土プラグが設置される場合、主要坑道沿いの流れが抑制され、処分坑道に大きく流れ込み、緩衝材周囲の支保工や EDZ に大きな流れが発生する。処分坑道端部にも粘土プラグを設置する場合は、処分坑道内の流れも抑制され、主要坑道沿いの流れは、坑道沿いから岩盤へ向かう流れとなり、粘土プラグ設置の効果が認められる。

(2) 動水勾配が平行圧力勾配の場合

- ① コンクリート材料が健全である場合では、コンクリート材料が止水材として働いているため、処分坑道や主要坑道には流れは認められないが、コンクリート材料が劣化した場合では、処分坑道内に大きな流れが生じる。コンクリート材料が健全な場合、評価断面における通過流量は EDZ が支配的であり、コンクリート材料が劣化すると、支保工が選択的な流れ場になる。
- ② 埋め戻し材の透水係数が小さくなると、処分坑道の埋め戻し材内の流れは抑制されるが、支保工に流れが集中する。今回のように支保工を選択的に流れる場では、埋め戻し材の効果は小さい結果となった。
- ③ 主要坑道に粘土プラグが設置される場合では、主要坑道の流れを抑制することができる。処分坑道端部にも粘土プラグを設置する場合は、処分坑道内の流れも抑制され、主要坑道沿いの流れは、坑道沿いから岩盤へ向かう流れとなる。また、粘土プラグの設置数に応じて通過流量及び最大流速共に抑制することができた。

今回の設定における解析の結果、全体の地下水流動に対して圧力勾配の方向が大きな影響を与えることが示され、処分場全体の安全性を向上させるためには、処分坑道の設置方向等を考慮するとともに、処分坑道端部へ粘土プラグを配置することが有効であることが示された。

第5章 結論

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、閉鎖による処分場全体の安全性を向上させるためには、閉鎖要素についての材料特性の把握、施工性・性能の確認、およびその処分場全体における有効性の確認を行う必要がある。

本研究では、国内外における処分場の閉鎖概念の考え方および課題を整理した上で、その課題を解決すべく室内・原位置試験および解析評価を実施した。

第1章では、研究の背景について概説するとともに、国内外における処分場の閉鎖概念の考え方および課題を整理した。本研究では、閉鎖要素のうち特にベントナイトを主材料とする粘土プラグについて着目し、閉鎖要素を構成する材料の特性を把握し、閉鎖要素自身の施工性の確認および期待される性能が発揮できることを確認するとともに閉鎖システムとしての考え方を整理していくために必要となる処分場構成要素を考慮した粘土プラグの水理的影響を評価することを目的と設定した。

第2章では、粘土プラグの主材料であるベントナイトの基本特性に関わる課題を整理した上で、特に、粘土プラグとして施工した後に、周辺岩盤から地下水が浸潤してくる際に重要となるベントナイトの化学ポテンシャル、水の浸潤挙動を表す物性値の計測結果を示すとともに各パラメータの影響を考慮した実験式を示した。

第3章では、カナダ AECL との共同研究としてカナダの地下研究施設において、実際の坑道規模で施工した粘土プラグの性能を確認するために実施した原位置試験の施工概要および連続計測で取得されたデータを示すとともに、施工した粘土プラグの止水性能を確認するために実施した加圧注水試験結果とトレーサー試験およびその試験結果に基づく解析結果を示した。

第4章では、第3章において実規模の原位置試験結果から得られた粘土プラグの特性を用いて、処分パネルにおける処分坑道と主要坑道の交差部および人工バリア周辺に存在する処分場構成要素を考慮した浸透流解析結果を示すとともに、人工バリア周囲の地下水流動に影響するパラメータおよび粘土プラグの有効性について考察を加えた。

以上から次の知見が得られた。

- ① 圧縮ベントナイトの水分特性曲線は、吸水過程、脱水過程での顕著なヒステリシスは観察されず温度が低いほど、モンモリロナイトの含有率が高くなるほどサクシオンは大きくなる。また、等温状態の水分拡散係数は、体積含水率の低領域、および高領域で大きくなる U 字型の分布を示し、その分布全体が温度とともに上昇する。温度勾配を与えたベントナイトは、高温側では水分の減少が、低温側では水分の上昇が認められ、温度勾配によって水分が移動し、供試体中に水分勾配が形成されている。透水係数は、供試体の乾燥密度が小さいほど、ケイ砂混合率が多くなるほど、また、温度が高くなるほど大きくなる。
- ② 締固めたベントナイトブロックを積み重ねて構築された粘土プラグは、50℃および 4MPa での加圧注水条件において粘土プラグの透水係数は $3.6 \times 10^{-13} \text{m s}^{-1}$ と低透水性の性能を発揮する。また、プラグ拡幅部の透水係数は、発破で掘削された坑道周辺の EDZ の透水係数よりも小さくなり、ラインドリリング手法とロックスプリッティング手法はプラグ拡幅部の施工方法として有効な手法といえる。

- ③ 処分場の処分坑道端部および主要坑道に粘土プラグを設置すると、埋め戻し材の透水性に関わらず、坑道内の流れを抑制できる。コンクリートプラグの透水性は処分場を対象とした地下水流動に大きく影響を与え、コンクリート材料が健全である場合は止水材として性能が期待できる。動水勾配の方向は、人工バリア周囲の通過流量や最大流速に大きな影響を与える。
- ④ 上記より、粘土プラグの材料である圧縮ベントナイトの飽和・不飽和浸透特性は他の粘土と同様の特性を持ち、現状技術を組み合わせて施工した粘土プラグは、周辺部を含めて低透水性能を発揮する。このような性能を持つ粘土プラグを処分坑道端部へ配置することにより、人工バリアからの地下水の流出を抑制し、処分場全体の安全性の向上が期待できる。

今後の課題としては次のものが挙げられる。

- ① 材料特性の把握としては、今回は蒸留水に対する圧縮ベントナイトの飽和・不飽和浸透特性が得られたので、さらに様々な地下水条件に対する浸透特性の把握および影響因子を抽出し、微視的なメカニズムを把握する必要がある。
- ② 今回原位置で実施した坑道規模のプラグ試験は、プラグの性能に着目するため地質的に安定し強固な花崗岩体内で実施したが、岩盤条件としてより複雑な亀裂が多い場合や強度が低い堆積岩系岩盤内においてもその施工性や性能を把握する必要がある。
- ③ 本検討では、坑道交差部における浸透流解析によりプラグ設置の有効性の検討を行ったが、廃棄体定置方式や各構成要素の物性値の影響を把握するとともに、スケールについては、坑道交差部のみならず、坑道全体、パネル規模、さらにはアクセス坑道を考慮した処分場規模での解析等を実施する必要がある。

謝 辞

本研究の遂行ならびに取りまとめにあたり、埼玉大学地圏科学研究センター風間秀彦教授には終始懇切丁寧な御指導と御鞭撻を頂きました。深く感謝致します。

また、埼玉大学地圏科学研究センター渡辺邦夫教授、桑野二郎教授、長田昌彦准教授、埼玉大学工学部建設工学科山辺正准教授には、本論文をまとめるにあたり貴重な御助言を頂きました。心より御礼申し上げます。

吉中龍之進埼玉大学名誉教授には、著者が学部から大学院修士課程に至るまで、本研究の礎となる地盤工学全般についての御指導いただくばかりでなく、その後も折に触れ研究について叱咤激励頂きました。厚く御礼申し上げます。

本論文は、動力炉・核燃料開発事業団（現日本原子力研究開発機構）が1976年から実施している高レベル放射性廃棄物処分に関わる研究開発の成果の内、閉鎖技術を中心に一部圧縮ベントナイトの基本特性に関わる成果を取りまとめたものであり、本論文をまとめるに当たり、日本原子力研究開発機構の地層処分研究開発部門関係各位の暖かい御理解と御支援の元に遂行されました。堆積岩工学技術開発グループの杉田裕氏には、閉鎖概念、原位置試験、浸透流解析など閉鎖技術全般に関わる御協力を頂きました。ニアフィールド研究グループの鈴木英明氏、松本一浩氏には、室内試験に関わる御協力を頂きました。また、バックエンド推進部門の原啓二氏、ニアフィールド研究グループの棚井憲治氏には、原位置試験に関わる御協力を頂きました。さらに、ニアフィールド研究グループの酒井裕一氏には浸透流解析に関わる御協力を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

財北海道科学技術総合振興センターの石島洋二氏、鹿島建設株の戸井田克氏、升元一彦氏には原位置試験に関わる御助言、御協力を頂きました。原子力発電環境整備機構の高橋美昭氏には閉鎖概念および浸透流解析に関わる御協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

本論文をまとめる機会を与えて頂きました地層処分研究開発部門、地層処分基盤研究開発ユニットの皆さん、特に日常業務をいろいろとフォローして頂きましたニアフィールド研究グループの藤崎淳氏（現株式会社クインテッサジャパン）に感謝いたします。

最後に、両親と家族として支えてくれた妻菜穂子と洸平に感謝いたします。

参考文献

ANDRA: “Geological Disposal of High Level Waste”, Final Report (2001).

Barden, L., Madedor, A.O. and Sides, G.R.: “Volume change characteristics of unsaturated clay”, *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, Vol. 95, No. SM1, pp. 33-51 (1969).

Baumgartner, P., D.M. Bilinsky, Y. Ates, R.S. Read, J.L. Crosthwaite and D.A. Dixon: “Engineering for a disposal facility using the in-room emplacement method”, AECL Report No. AECL-11595, COG-96-223 (1996).

Bennett, D.G., Papenguth, H.W., Chu, M.S.Y., Galson, D.A., Duerden, S.L. and Matthews, M.: “International workshop on the uses of backfill in nuclear waste repositories”, Carsbad, New Mexico, USA, May 1998, US Department of Energy / Environment Agency R&D Technical Report P178, Environment Agency, Bristol (1998).

Bishop, A.W. : “The principle of effective stress”, *Teknik Ukeblad*, No.39, pp.859-863 (1959).

Börgesson, L: “Water Flow and Swelling Pressure in Non-Saturated Bentonite-Based Clay Barriers”, *Engineering Geology* Vol. 21, No. 3/4, pp.229-237 (1985).

Börgesson, L.: “Äspö Hard Rock Laboratory Test Plan for Backfill and Plug Test”, SKB Progress Report HRL-98-08 (1997).

Cary, J. W. : “Onsager’s relation and the non-isothermal diffusion of water vapor.” *J. Phys. Chem.*, 67, 126–129 (1963).

Chandler,N., Read,R., Martin,C.: “In situ Stress Measurement for Nuclear Fuel Waste Repository Design”, in Aubertin,M., Hassani,F. and Mitri,H. (eds.), *Rock Mechanics Tools and Techniques*, pp.929-936, Balkema (1996).

Chandler,N., Cournut,A. Dixon,D., Fairhurst,C., Hansen,F., Gray,M., Hara,K., Ishijima,Y., Kozak,E., Martino,J., Masumoto,K., McCrank,G., Sugita,Y. Thompson,P., Tillerson,J., Vignal,B.: “The five year report of the Tunnel Sealing Experiment: an international project of AECL, JNC, ANDRA and WIPP”, AECL Report No. AECL-12727 (2002).

Childs E C and Collis-George G N. : “The permeability of porous materials”, Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol.201, pp.392-405 (1950).

Constantz, J. : “Laboratory analysis of water retention in unsaturated zone materials at high temperature”, Role of the Unsaturated Zone in Radioactive and Hazardous Waste Disposal, pp. 147-164 (1983).

CRWMS M&O: “Closure Seal Materials and Configuration”, TDR-SCS-MG-000001 REV 00. Las Vegas, Nevada, CRWMS M&O. ACC, MOL.20000124.0136 (2000).

Dahlström,L.-O.: “Äspö Hard Rock Laboratory Test Plan for the Prototype Repository”, SKB Progress Report HRL-98-24 (1998).

Dereeper,D. and Volckaert,G.: “The RESEAL Project: A Large Scale In-situ Demonstration Test for Repository Sealing in an Argillaceous Host Rock”, Backfilling in Radioactive Waste Disposal, 6th International Workshop on Design and Construction of Final Repositories, Brussels, March 2002 (2002).

Dixon, D.A., M.N. Gray, S.C.H. Cheung and B.C. Davidson: “The hydraulic conductivity of dense clay soils”, In Geotechnique in Resource Development, Proc. 40th Canadian Geotechnical Conference, Regina, Saskatchewan, 389-396 (1987).

Dominico,P.A., Schwartz,F.W.: “Physical and Chemical Hydrogeology”, John Wiley and Sons Inc., Toronto (1990).

動力炉・核燃料開発事業団：高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書－平成3年度－，動力炉・核燃料開発事業団技術資料，PNC TN 1410 92-081 (1992).

動力炉・核燃料開発事業団：“ベントナイト中でのNiのみかけの拡散係数の測定”，地層処分研究開発の現状（平成8年度），pp.159-161 (1996).

土木学会原子力土木委員会地下環境部会：“高レベル放射性廃棄物地層処分技術の現状とさらなる信頼性向上に向けて－土木工学に係わる技術を中心として－” (2004).

Everitt,R.A., Brown,A., Davison,C.C., Gascoyne,M., Martin,C.D.: “Regional and local setting of the Underground Research Laboratory”, Proc. Int. Symp. on Unique Underground Structures, 2, Denver, Colorado, pp.1-23 (1990).

Flocker, W.J., M. Yamaguchi, and D.R. Nielsen : “Capillary conductivity and soil water diffusivity values from vertical soil columns”, *Agron. J.* 60:605–610 (1968).

藤井克己, 中野政詩 : “ベントナイト吸着水の化学ポテンシャルについて”, *農業土木学会論文集*, No.112, pp.43-53 (1984).

Fujita,T., Kobayashi,A., Börgesson,L.: “ Experimental investigation and mathematical simulation of coupled T-H-M processes of the engineered buffer materials the TC3 problem”,*Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Processes of Fractured Media, Mathematical modelling and experimental studies*, pp.369-392 (1996).

藤田朝雄, 杉田裕: “JNC/AECL 共同研究 –トンネルシーリング性能試験の現況について–”, *サイクル機構技報*, JNC TN1340 98-001, No.1, pp.79-84 (1998).

Fujita, T., Suzuki, H., Sugita, Y., Sugino, H., Nakano, M.: “Hydraulic Properties in Compacted Bentonite under Unsaturated Condition”, *Proceeding of the international symposium on suction, swelling, permeability and structure of clay –IS-SHIZUOKA 2001*, pp.229-238 (2001).

Fujita, T., Sugita, Y., Takahashi, Y.: “HYDRAULIC CALCULATION OF CLAY-BASED BACKFILL AND PLUG FOR THE INTERSECTIONS OF TUNNELS IN THE GEOLOGICAL REPOSITORY FOR HLW”, *Australian Geomechanics*, Vol.41, No.4, pp.89-95 (2006).

藤田朝雄, 杉田裕, 升元一彦, 風間秀彦: “結晶質岩における粘土プラグの閉鎖性能に関わる原位置試験および解析評価”, *原子力バックエンド研究*, Vol.14, No.1, pp.13-30 (2007)

福江正治, 加藤義久, 小松田精吉 : “地盤と地下水汚染の原理 (Principle of Contaminant Transport in Soils) ”, 東海大学出版会 (1995).

Gardner, R. ; “Relations of temperature to moisture tension of soil”, *Soil Sci.*, 79, 257-265 (1955).

Gelhar,L.W., Mantoglou,A., Welty,C., R.Rehfeldt,K.: “A Review of Field-scale Physical Solute Transport Processes in Saturated and Unsaturated Porous Medium”, *Electric Power Research Institute EPRI EA-4190 Project 2485-5*, p.116 (1985).

原子力発電環境整備機構：“高レベル放射性廃棄物地層処分の技術と安全性－「処分場の概要」の説明資料”， NUMO-TR-04-01 (2004).

Gray,M., Shenton,B.: “ For better concrete, take out some of the cement”, 6th ACI/CANMET Symposium on the durability of concrete, Bangkok, Thailand (1998).

Gurr, C.J., Marshall, T.J. and Hutton, J.T. : “Movement of water in soil due to a temperature gradient”, Soil Science, Vol.74, pp.335-345 (1952).

Hopmans, JW and Dane, JH : “Temperature Dependence of Soil Water Retention Curves”, Soil Science Society of America Journal, Vol. 50, No. 3, pp.562-567 (1986).

Hökmark, H. : “Plug design – Numerical study of rock mechanical conditions”, PR 44-94-024, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company (1994).

Hökmark, H. : “Numerical tunnel plug study”, PR D-96-007, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company (1996).

Hudson, J.A.: “Comprehensive Rock Mechanics - Vol.2 Analysis and Design Method –”,Section 5, Pergamn Press Ltd. (1993).

Ishikawa, H., Amemiya, K., Yusa, Y. and Sasaki, N. : “Comparison of Fundamental Properties of Japanese Bentonite as Buffer Material for Waste Disposal”, Proc. of the 9th International Clay Conference, Sci. Géol., Mém., 87, pp.107-115 (1990).

伊藤雅和, 岡本真由美, 柴田雅博, 佐々木康雄, 壇原徹, 鈴木啓三, 渡辺隆：“ベントナイトの鉱物組成分析”，動燃技術資料，PNC TN8430 93-003 (1993).

Iwata, S.: ”Thermodynamics of Soil Water:IV. Chemical Potential of Soil Water”, Soil Science, Vol.117, No.3, pp.135-139 (1974).

岩田進午, 高見晋一, 内嶋善兵衛: “Daniel Hillel 著 土壤物理学概論—土と水の科学—”, 養賢堂 (1984).

Jacob,C.E.: “ Flow of Groundwater. Engineering Hydraulics”, Chap. 5, John Wiley & Sons. (1950).

地盤工学会：“地盤工学ハンドブック”（1999）.

地盤工学会；“土質試験の方法と解説”（2000）.

JNC：“H12 Project to Establish the Scientific and Technical Basis for HLW Disposal in Japan”, JNC TN1410 2000-001 (2000).

Johansson, E., R. Riekkola, Salo, J.-P., Anttila, P.：“State-of-the-art – Nuclear waste repository projects and rock mechanics in Finnish program”, In Proc. Int. Workshop on the Rock Mechanics of Nuclear Waste Repositories, Vail, Colorado, June 5 – 6, American Rock Mechanics Association (1999).

Johnson, L.H., J.C. Tait, D.W., Shoesmith, J.L. Crosthwaite and M.N. Gray: “The disposal of Canada’s nuclear fuel waste: Engineered barriers alternatives”, AECL Report No. AECL-10718, COG-93-8 (1994).

Jury, W.A. and Miller, E.E.：“Measurement of the transport coefficients for coupled flow of heat and moisture in a medium sand”, Soil Science Society of America, Vol.38, pp. 551–557 (1974).

Jury, W.A., Gardner, W.R. and Gardner, W.H.：“Soil Physics, 5th Edition”, John Wiley & Sons (1991).

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 総論レポート， JNC TN1400 99-020 (1999a).

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 分冊 2 地層処分の工学技術”， JNC TN1400 99-022 (1999b).

核燃料サイクル開発機構：“高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する研究開発－平成 15 年度報告－”， JNC TN1400 2004-007 (2004).

軽部大蔵，苗村康造，森田登，岩崎哲雄：“不飽和土の力学的性質に関する基礎的研究”，土木学会論文報告集， No.269, pp.105-119 (1978).

喜多治之，岩井孝幸，中嶋悟：“花崗岩および凝灰岩間隙水中のイオンの拡散係数の測定”，応用地質， Vol.30, No.2, pp.84-90 (1989).

近藤三二：“おはなしベントナイト……ベントナイト—その特異な性質—”，豊順鉱業（株）（1994）。

Lajudie, A., Raynal, J., Petit, J.-C., and Toulhoat, P. : “Clay-based Materials for Engineered Barriers : a Review”, *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.*, 353:221-229(1996).

Martino, J.: “A Review of Excavation Damage Studies at the Underground Research Laboratory and the Results of the Excavation Damage Zone Study in the Tunnel Sealing Experiment”, Atomic Energy of Canada Limited, Ontario Power Generation Report, 06819-REP-01200-10018-R00 (2000).

Masumoto, K., Kawabata, J., Toida, M., Sugita, Y., Kozak, E., Chandler, N.: “Modelling of transport properties of excavation damage zone and plug based on tracer experiment of Tunnel sealing Experiment”, *Excavation Damaged Zone Workshop in NAMS-TAC* (2002).

松本一浩，棚井憲治：“緩衝材の流出／侵食特性”，JNC TN8400 2003-035 (2004).

McKinley, I.G. and C. McCombie: “High-level radioactive waste management in Switzerland, Background and status 1995, Geological Problems in Radioactive Waste Isolation, Second Worldwide Review”, Lawrence Berkeley National Laboratory Report LBNL-38915, UC-814, pp. 223-231 (1996).

三田名津季，伊藤一秀，加藤信介，朱清宇，安宅勇二：“カップ法による各種建材中の有効拡散係数の測定（その2）有効拡散係数の温度依存性と Arrhenius 式の推定”，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.949-950 (2003).

Mohamed, A.M.O., Yong, R.N. and Cheung, S.C.H. : “Temperature Dependence of Soil Water Potential”, *Geotechnical Testing Journal*, Vol.15, No.4, pp.330-339 (1992).

Müller-Vonmoos, M. and Kahr, G. : “Mineralogische Untersuchungen von Wyoming Bentonite MX-80 und Montigel”, *NAGRA TECHNISCHER BERICHT* 83-12 (1983).

Müller-Vonmoos, M. and Kahr, G. : “Mineralogische Untersuchungen von Wyoming Bentonite MX-80 und Montigel”, *NAGRA TECHNISCHER BERICHT* 83-12 (1983).

中野政詩：“土の物質移動学”，東大出版会（1991）。

中野政詩，宮崎毅，塩沢昌，西村拓：“土壤物理環境測定法”，東京大学出版会（1995）。

西垣誠：“飽和・不飽和領域内の土中水の浸透特性に関する 2, 3 の考察”, 土質工学会論文報告集 Vol. 23, No. 3, pp. 165-177 (1983).

Nishigaki, M, Hishiya, T. and Hashimoto, N.:“Density Dependent Groundwater Flow with Mass Transport in Saturated-Unsaturated Porous Media”, Proceedings of the First Asian-Pacific Congress on Computational Mechanics, pp.1375-1380 (2001).

Novak, L.T. and Coulman, G.A.: “Simulation of soils drying under natural meteorological conditions”, SIMULATION, Vol.23, No.1, pp11-15 (1974).

岡二三生：“二層混合体からみた有効応力の定義について”, 土木学会論文報告集, No.299, pp.59-64 (1980).

ONDRAF/NIRAS : “Backfilling in Radioactive Waste Disposal, 6th International Workshop on Design and Construction of Final Repositories”, Brussels, March 2002 (2002).

Philip, J.R. and de Vries, D.A. :“Moisture movement in porous materials under temperature gradient”, Trans. Am. Geophys. Un. 38:222- 238 (1957).

Poulovassilis, A. ;”The hysteresis of pore water in presence of non-independent water element”, Ecol. Stid. Anal. Synth., 4:161-179(1973).

Radhakrishna, H. S., Chan, H. T., Crawford, A. M., and Lau, K. C. :“Thermal and Physical Properties of Candidate Buffer-Backfill Material for a Nuclear Fuel Waste Disposal Vault”, Canadian Geotechnical Journal, Vol. 26, pp.629- 639 (1989).

Riekkola, R. : “Technical design of the HLW-Repository and applications of civil engineering and mining technology in Finland”, In Proc. 2nd Int. Workshop on Geomechanics of Nuclear Waste Repositories, Seattle, Washington, July 29, American Rock Mechanics Association (2000).

渋谷朝紀, 吉川英樹, 佐藤治夫, 油井三和：“Cs および Se のクニゲル V1 への収着挙動に関する研究”, 日本原子力学会「1992 秋の大会」F45 (1992).

Simmons, G.R. and P. Baumgartner: “The disposal of Canada’s nuclear fuel waste: Engineering for a disposal facility“, AECL Report No. AECL-10715, COG-93-5 (1994).

塩沢昌：“サイクロメーターによる土壌水のポテンシャル測定”，土壌の物理性，Vol.62，pp.53-61 (1991).

SKB: “RD&D-programme 98. Treatment and final disposal of nuclear waste”, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company (1998).

SKB: “Deep repository for spent nuclear fuel : SR-97 – Post-closure safety. Main Report - Volume I.”, Technical report TR-99-06, Swedish Nuclear Fuel and Waste Management Company (1999).

SKB : “Backfill Requirements in KBS-type repository -A POSIVA/SKB Workshop”, SKBIPR-02-05 (2002).

鈴木英明，柴田雅博，山形順二，広瀬郁郎，寺門一馬：“緩衝材の特性試験 (I) ”，動燃技術資料，動燃技術資料，PNC8410 92-057 (1992).

杉田裕，栗原雄二，川上進，神徳敬，油井三和：“高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア性能等の性能保証に関わる研究の進め方と反映先 (その2) ”，JNC TN84002003-015 (2003).

杉田裕，川上進，油井三和，牧野仁史，澤田淳，三原守弘，栗原雄二：“断層に至るまでの核種移行に着目した処分場の閉鎖性能についての検討”，原子力バックエンド研究 10, No.1-2, pp.103-112 (2004).

竹内真司，原啓二：“高レベル放射性廃棄物の地層処分における緩衝材中の水分の気・液二相移動”，動燃技報，Vol. 89 (1993).

竹内真司，原啓二，中野政詩：“圧縮ベントナイトの水分特性曲線および水分拡散係数と水の移動形態”，地盤工学会論文集，Vol.35, No.3, pp.129-137 (1995).

USDOE/OCRWM: “Yucca Mountain Science and Engineering Report”, Technical information supporting site recommendation consideration, Report No. DOE/RW-0539 (2001).

van Genuchten, R. : “Calculating the unsaturated hydraulic conductivity with a new closed-form analytical model”, Research Report, No.78-WR-08, Princeton Univ. (1978).

Vieno, T. and H. Nordman: "Safety assessment of spent fuel disposal in Hästholmen, Kivetty, Olkiluoto and Romuvaara", Tila 99. Helsinki. Posiva 99-07 (1999).

Vieno, T. : "Groundwater salinity at Olkiluoto and its effects on a spent fuel repository", Posiva report 2000-11 (2000).

Wilkinson, G.E. and Klute, A. : "The temperature effect on the equilibrium energy status of water held by porous media", Soil Science Society of America, Vol.26, pp.326-329 (1962).