

人工バリアにおける熱-水-応力連成挙動評価研究

概 要

(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

2002年2月

株式会社 間 組

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

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松 4 番地 49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
2002

人工バリアにおける熱-水-応力連成挙動評価研究

概 要

(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

千々松正和*

雨宮 清*

山下 亮*

要 旨

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、施工された緩衝材内には、処分後、廃棄体からの発熱、地下水の浸潤、周辺岩盤からの地圧や緩衝材の膨潤といった連成挙動が発現すると考えられる。このような人工バリア内に発現する現象を精度よく評価することは、長期にわたる処分場の健全性評価の初期条件を与えるものとして重要な因子の一つと考えられる。国際共同研究 (DECOVALEX) は人工バリア周辺における熱-水-応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。そこで、DECOVALEX において課題となっている問題に対し、検討を実施した。

また、緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析では、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を十分には精度良く表現できていない。そこで、新たなモデルの導入を試みる。ここでは、新たな膨潤挙動のモデル化手法を調査し、そのモデルの解析コードへの組み込みに関して検討を行なった。

本報告書は、株式会社間組が、核燃料サイクル開発機構との委託研究契約により実施した研究成果に関するものである。

サイクル機構担当部課室：環境保全・研究開発センター 処分研究部 処分バリア性能研究グループ

*：株式会社間組

Research on Evaluation of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Behavior in the Engineered Barrier

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

Masakazu Chijimatsu*

Kiyoshi Amemiya*

Ryo Yamashita*

Abstract

After emplacement of the engineered barrier system (EBS), it is expected that the near-field environment will be impacted by phenomena such as heat dissipation by conduction and other heat transfer mechanisms, infiltration of groundwater from the surrounding rock in to the engineered barrier system, stress imposed by the overburden pressure and generation of swelling pressure in the buffer due to water infiltration. In order to recognize and evaluate these coupled thermo-hydro-mechanical (THM) phenomena, it is necessary to make a confidence of the mathematical models and computer codes. Evaluating these coupled THM phenomena is important in order to clarify the initial transient behavior of the EBS within the near field. DECOVALEX project is an international co-operative project for the DEvelopment of COupled models and their VALidation against EXperiments in nuclear waste isolation and it is significance to participate this project and to apply the code for the validation. Therefore, we tried to apply the developed numerical code against the subjects of DECOVALEX.

In the above numerical code, swelling phenomenon is modeled as the function of water potential. However it does not evaluate the experiment results enough. Then, we try to apply the new model.

Work performed by Hazama Corporation under contact with Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC).
JNC Liaison: Waste Technology Development Division, Geological Isolation Technology Section

*: Hazama Corporation

目 次

1. はじめに	1
2. 実施工程	2
3. 人工バリアにおける連成挙動の評価	3
3.1 DECOVALEX III Task3 BMT1 の解析	3
3.1.1 熱-水-応力連成解析モデル	3
3.1.2 問題の定義	3
3.1.3 2次元モデルを用いた検討	4
3.1.4 3次元モデルを用いた検討	10
3.2 DECOVALEX III Task3 BMT2 の解析	11
3.2.1 目的	11
3.2.2 亀裂情報	12
3.2.3 亀裂の再現	12
3.2.4 Pixel 法	12
3.2.5 クラックテンソル	15
3.2.6 まとめ	19
3.3 DECOVALEX III Task1 の解析	19
3.3.1 試験の概要	19
3.3.2 検討課題	21
3.3.3 緩衝材内における熱-水-応力連成現象の解析評価	28
4. 膨潤圧のモデル化手法の検討	40
4.1 概要	40
4.2 熱-水-応力連成モデルにおける力学に関する支配方程式の概要	40
4.2.1 一般的な支配方程式	40
4.2.2 各解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要	42
4.2.3 膨潤応力のモデル化	46
4.3 小峯らの提案する膨潤評価式の適用	48
4.3.1 緩衝材の膨潤評価式の概要	48
4.3.2 緩衝材の膨潤特性と膨潤評価式による予測結果	51
4.3.3 緩衝材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針	52
4.4 まとめ	52
5. おわりに	60

目 次

3. 人工バリアにおける連成挙動の評価	
図 3-1 解析領域	4
図 3-2 解析における境界条件	4
図 3-3 解析モデルの概念図	5
図 3-4 緩衝材内の含水比の経時変化 (熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{m}^2$)	7
図 3-5 オーバーパック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4)	7
図 3-6 熱-水連成解析と水理解析とによる緩衝材の含水比の比較 (点 B4)	7
図 3-7 掘削後定常時における岩盤内の全水頭分布	7
図 3-8 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化	8
図 3-9 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化	8
図 3-10 オーバーパック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4)	9
図 3-11 Model Geometry	10
図 3-12 解析メッシュ図 (3次元)	11
図 3-13 中心断面での亀裂分布	13
図 3-14 10m モデル例 (50×50 要素)	13
図 3-15 20m モデル例 (100×100 要素)	13
図 3-16 35m モデル例 (175×175 要素)	13
図 3-17 圧縮試験の概要	14
図 3-18 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係	14
図 3-19 透水試験の概要	15
図 3-20 モデル一辺長と透水係数及び標準偏差の関係	15
図 3-21 モデルの一辺長と亀裂枚数の関係	16
図 3-22 モデルの一辺長と亀裂密度 (亀裂枚数/体積)	16
図 3-23 モデルの一辺長と平均亀裂長さ	16
図 3-24 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係	17
図 3-25 モデルの一辺長と平均弾性係数の関係	17
図 3-26 モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差の関係	17
図 3-27 E_{xx} の分布 (モデルの一辺長 2m)	17
図 3-28 モデルの一辺長と透水係数及び標準偏差の関係	18
図 3-29 モデルの一辺長と平均透水係数の関係	18
図 3-30 モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差の関係	18
図 3-31 K_{xx} の分布 (モデルの一辺長 2m)	18
図 3-32 実規模室内試験の詳細図	20

図 3-33	実規模原位置試験の詳細図	21
図 3-34	解析出力断面	26
図 3-35	半径方向断面図における相対湿度の出力ポイント	27
図 3-36	半径方向断面図における温度の出力ポイント	27
図 3-37	半径方向断面図における応力の出力ポイント	28
図 3-38	熱伝導率の飽和度依存性	29
図 3-39	固有透過度と乾燥密度の関係	30
図 3-40	解析に用いる水分特性曲線	32
図 3-41	熱-水連成試験の解析結果と測定結果の比較	33
図 3-42	せん断弾性係数と乾燥密度の関係	34
図 3-43	せん断弾性係数と飽和度との関係	34
図 3-44	せん断弾性係数に関する関数式と実測値との比較	34
図 3-45	FEBEX 解析モデル	35
図 3-46	飽和度の観測線および観測点の座標	36
図 3-47	緩衝材内の観測点における飽和度の経時変化	36
図 3-48	断面 E1 上の各観測線における 90 日,180 日,300 日,1000 日での飽和度の分布	36
図 3-49	断面 H 上の各観測線における 90 日,180 日,300 日,1000 日での飽和度の分布	37
図 3-50	断面 E2 上の各観測線における 90 日,180 日,300 日,1000 日での飽和度の分布	37
図 3-51	観測線 RC1,LG1 における 90 日,1000 日での飽和度の分布	37
図 3-52	温度の観測線および観測点の座標	38
図 3-53	緩衝材の観測点における温度の経時変化	38
図 3-54	観測線 D1,G における 90 日,1000 日での温度の分布	38
図 3-55	ヒーターの発熱量の計算結果	38

4. 膨潤圧のモデル化手法の検討

図 4-1	水分ポテンシャルの経時変化 (ベントナイト単体)	47
図 4-2	緩衝材内の応力の経時変化 (ベントナイト単体)	47
図 4-3	膨潤応力の実験結果と解析結果の比較 (ベントナイト単体)	47
図 4-4	緩衝材中のベントナイト膨潤挙動の電子顕微鏡観察	53
図 4-5	緩衝材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ	54
図 4-6	結晶レベルから見たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ	54
図 4-7	使用した実験装置の概要	55
図 4-8	緩衝材の膨潤圧特性と膨潤評価式による予測結果の比較	56
図 4-9	緩衝材の膨潤変形特性と膨潤評価式による予測結果の比較	57

表 目 次

2. 実施工程	
表 2-1 全体工程表	21
3. 人工バリアにおける連成挙動の評価	
表 3-1 THM の影響を把握するための比較マトリックス	3
表 3-2 BMT1 解析ケース（2次元軸対称解析）	5
表 3-3 3次元解析手順	11
表 3-4 異なる試験結果から同定された m の値および解析に用いた m の値	31
表 3-5 浸潤過程および排水過程における測定値から同定されたパラメータの値	32
4. 実規模原位置試験の解析評価	
表 4-1 飽和度 S_r と体積ひずみの変化率 $\Delta \epsilon_v$ の関係（抜粋）	48
表 4-2 膨潤評価式における材料パラメータの設定（クニゲル V1 相当）	58
表 4-3 膨潤評価式における物理定数	58
表 4-4 膨潤評価式における環境条件パラメータ	58

1. はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分において、施工された緩衝材内には、処分後、廃棄体からの発熱、地下水の浸潤、周辺岩盤からの地圧や緩衝材の膨潤といった連成挙動が発現すると考えられる。このような人工バリア内に発現する現象を精度よく評価することは、長期にわたる処分場の健全性評価の初期条件を与えるものとして重要な因子の一つと考えられる。国際共同研究 (DECOVALEX) は人工バリア周辺における熱-水-応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。そこで、DECOVALEX において課題となっている問題に対し、解析的検討を実施した。

また、緩衝材を対象とした熱-水-応力連成解析では、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を十分には精度良く表現できていない。そこで、新たなモデルの導入を試みる。ここでは、新たな膨潤挙動のモデル化手法を調査し、そのモデルの解析コードへの組み込みに関して検討を行なった。

2. 実施工程

本研究の実施工程は表 2-1 の通りである。

表 2-1 全体工程表

	平成 13 年					平成 14 年	
	8 月	9 月	10 月	11 月	12 月	1 月	2 月
人工バリアにおける連成挙動の評価	—————						
膨潤圧のモデル化手法の検討			—————				
報告書の作成						—————	

3. 人工バリアにおける連成挙動の評価

3.1 DECOVALEX III Task3 BMT1 の解析

3.1.1 熱-水-応力連成解析モデル

解析に用いるモデル³⁻¹⁾は、大西らによって開発された熱-水-応力連成解析コード THAMES³⁻²⁾に、不飽和粘土中の水分移動³⁻³⁾、温度勾配による水分移動³⁻⁴⁾、浸潤にともなう膨潤圧を考慮した連成モデルである。

3.1.2 問題の定義

解析は図 3-1 に示す領域を対象に行なう³⁻⁵⁾。解析は以下の手順で実施する。

- ① 処分坑道および処分孔の掘削解析（定常解析）
- ② 廃棄体、緩衝材、埋め戻し材定置後の再冠水解析（非定常解析）

それぞれの解析における境界条件を図 3-2 に示す。掘削解析における初期条件は、岩盤の温度は 45℃、圧力水頭はモデル中心部分で 1000m となるような静水圧分布である。掘削の際は、坑道表面は自由変位とし、表面の温度は 20℃、圧力水頭は 0m で固定とする。そして、掘削解析により得られた岩盤内の温度、圧力水頭、応力分布を再冠水解析時の初期条件とする。再冠水解析は 200 年実施する。ここでは、廃棄体、緩衝材、埋め戻し材を定置した時点を 0 として解析を行なう。緩衝材、埋め戻し材の初期応力は 0、初期温度は 20℃、初期含水比は 15℃である。

また、連成の影響を把握するため、表 3-1 に示す各ケースに関して解析を実施する。

表 3-1 THM の影響を把握するための比較マトリックス

出力	T	H	M	TH	HM	TM	THM
温度		/	/	/	/		
応力	/			/			
透水係数	/	/	/			/	
間隙水圧	/	/	/			/	
体積含水率	/	/	/			/	

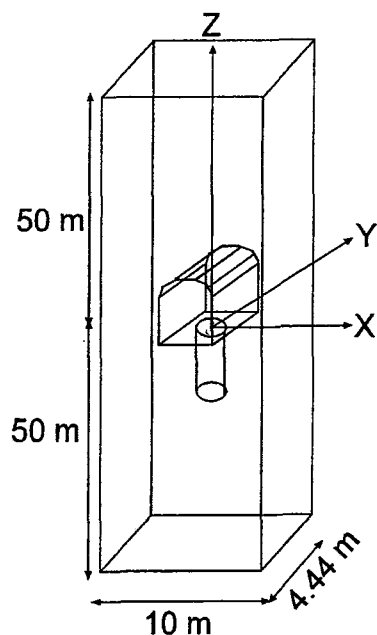


図 3-1 解析領域

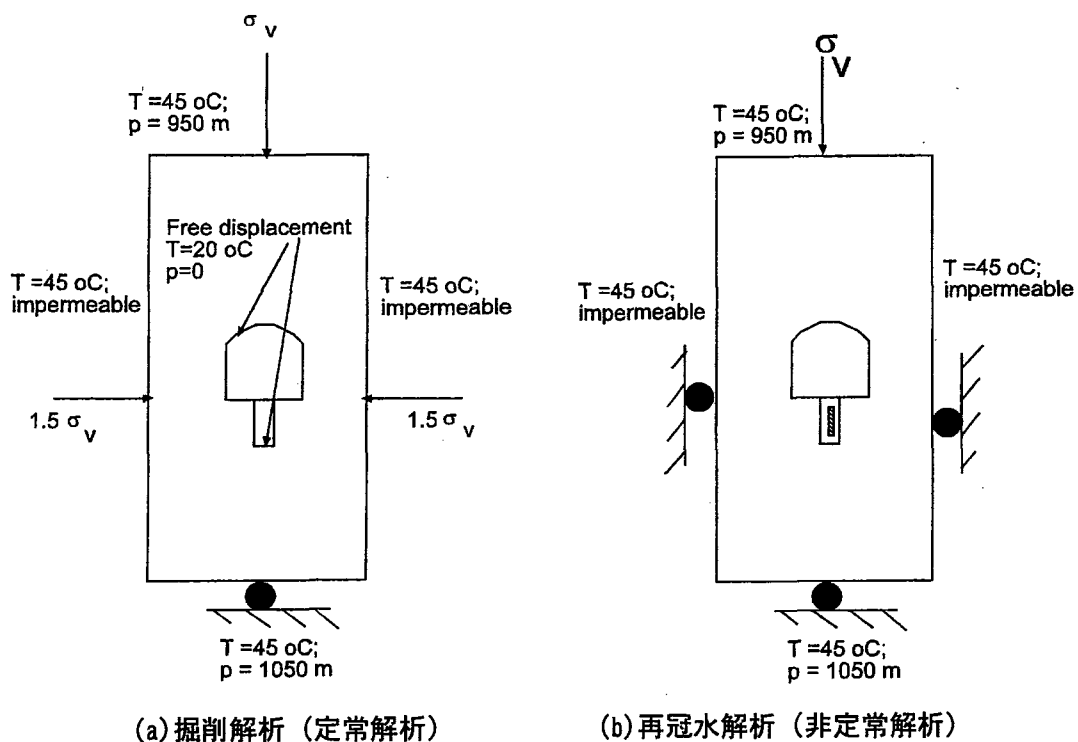


図 3-2 解析における境界条件

3.1.3 2次元モデルを用いた検討

解析は、軸対称モデルを用いて実施する。解析モデルの概念図を図 3-3 に示す。解析モデルでは処分深度を 1000m とする。緩衝材はケイ砂混合体(クニゲル V 1 ; 70%、乾燥密度 1.60g/cm^3)、埋め戻し材は骨材混合材(ベントナイト混合率 15%)、オーバーパックは炭素鋼製とした。

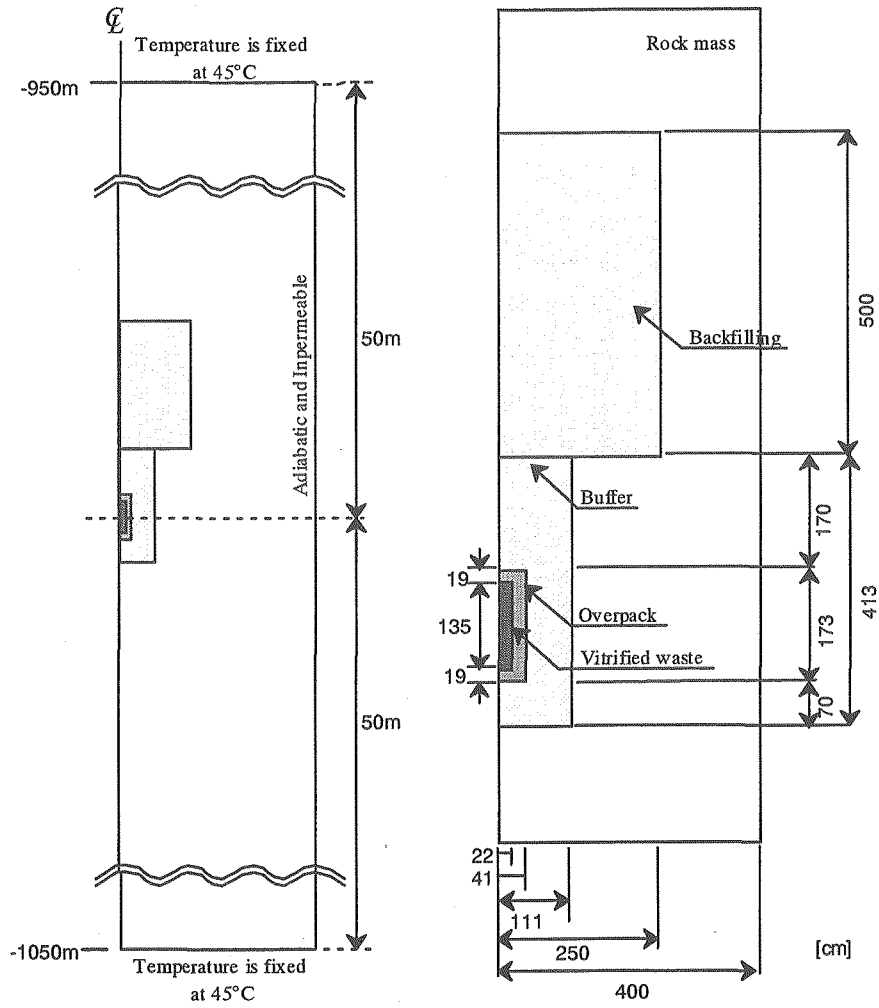


図 3-3 解析モデルの概念図

実施した解析ケースを表 3-2 に示す。解析は岩盤の固有透過度に関するパラメータスタディとして実施し、熱-水連成解析と非連成解析（熱解析、水理解析）との比較を行なった。

表 3-2 BMT1 解析ケース（2次元軸対称解析）

岩盤の固有透過度(m ²)	TH	T	H
10 ⁻¹⁴	Case14TH	CaseT	Case14H
10 ⁻¹⁵	Case15TH		Case15H
10 ⁻¹⁶	Case16TH		Case16H
10 ⁻¹⁷	Case17TH		Case17H
10 ⁻¹⁸	Case18TH		Case18H
10 ⁻¹⁹	Case19TH		Case19H
10 ⁻²⁰	Case20TH		Case20H
10 ⁻²¹	Case21TH		Case21H
10 ⁻²²	Case22TH		Case22H

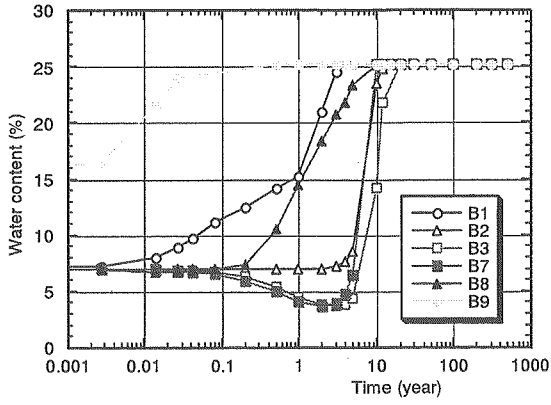
図 3-4 に緩衝材内における各出力ポイント（B1～B11）の含水比の経時変化を示す。同図は、Case14TH（熱-水連成解析、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{ m}^2$ ）の解析結果である。(a)は解析モデル

の対称軸上における出力ポイント、(b)はその他のポイントである。(a)より、岩盤に近いポイントから順次含水比が上昇しており、オーバーバック近傍のポイント (B3 および B7) においてのみ発熱の影響で含水比が初期より減少していることが分かる。この傾向は(b)においても同様で、オーバーバック近傍のポイント B4 のみで含水比の低下が見られた。

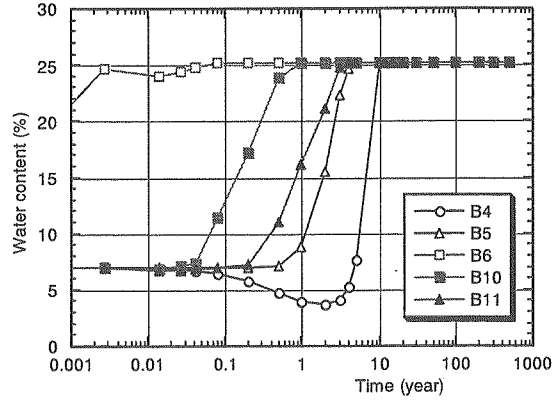
図 3-5 には、含水比の経時変化に対する岩盤の固有透過度の影響を示す。出力ポイントは B4 であり、(a)は非連成解析(水理解析)、(b)は熱-水連成解析である。水理解析、熱-水連成解析とも傾向は同じであり、岩盤の固有透過度が小さくなるほど、ポイント B4 における含水比が飽和となるのに要する時間が長くなっている。図 3-6 には水理解析と熱-水連成解析との比較を示す。同図より、熱-水連成解析の場合発熱の影響により含水比が初期値より減少する傾向が見られるが、最終的に飽和に達する時間は水理解析に比べそれほど大きくは変わらないことが分かる。特に岩盤の固有透過度が大きい場合は、飽和に達する時間はほぼ同じになっている。しかしながら、岩盤の固有透過度が小さくなると、水理解析に比べ、熱-水連成解析の方が飽和に達するのに時間を要していることが分かる。

図 3-7 には、掘削後定常に達した時の岩盤内のオーバーバック中心高さにおける全水頭の分布を示す。同図より、岩盤の固有透過度が大きいほど全水頭の低下は大きく、固有透過度が 10^{-22}m^2 の場合 (Case22TH) には緩衝材から 1m 以上離れた地点では全水頭は低下していないことが分かる。図 3-8 には人工バリア定置後の全水頭の経時変化を示す。(a)は岩盤の固有透過度が 10^{-14}m^2 の場合 (Case14TH)、(b)は 10^{-18}m^2 の場合 (Case18TH)、(c)は 10^{-22}m^2 の場合 (Case22TH) である。岩盤の固有透過度が大きい場合 (Case14TH) は、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下も大きい、人工バリアの定置後の圧力回復も早いことが分かる。人工バリア定置後数年では掘削前間隙水圧に戻っている。Case18TH の場合 (岩盤の固有透過度が 10^{-18}m^2)、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下は Case14TH と同程度に大きい、人工バリア定置後の回復は Case14TH に比べかなり遅くなっている。また、Case22TH の場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧低下は掘削された坑道近傍のみで発生しており、人工バリア定置後も間隙水圧の回復は見られない。そして、人工バリア定置により間隙水圧はさらに低下している。このように岩盤の固有透過度の違いに岩盤内の間隙水圧分布は大きく影響を受けるため、緩衝材の浸潤過程は、図 3-5 に示したように岩盤の固有透過度により異なる結果となったものと考えられる。

図 3-9 には緩衝材内の各出力ポイントにおける温度の経時変化を示す。各図は、CaseT (熱解析) の解析結果である。(a)は解析モデルの対称軸上における出力ポイント、(b)はその他のポイントである。オーバーバック表面が最も温度が高くなっており、離れるに従って低くなっている。オーバーバック表面における最高温度は 85°C 程度であり、最高温度に達する時間は人工バリア定置後約 20 年である。図 3-10 には熱-水連成解析と熱解析とのポイント B4 における温度の経時変化の比較を示す。岩盤の固有透過度が 10^{-20}m^2 より大きい場合は、熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ小さくなっている。一方、岩盤の固有透過度が 10^{-21}m^2 より小さい場合は、逆に熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ大きい結果となった。



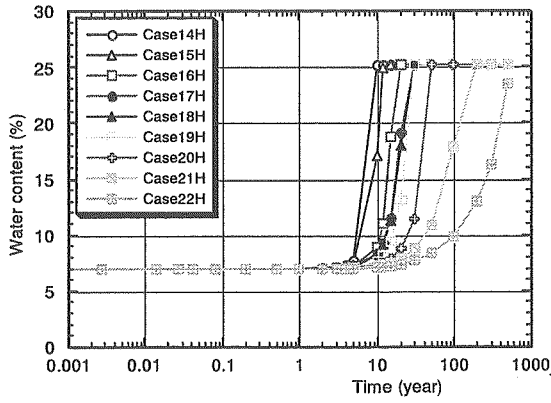
(a) 対称軸上



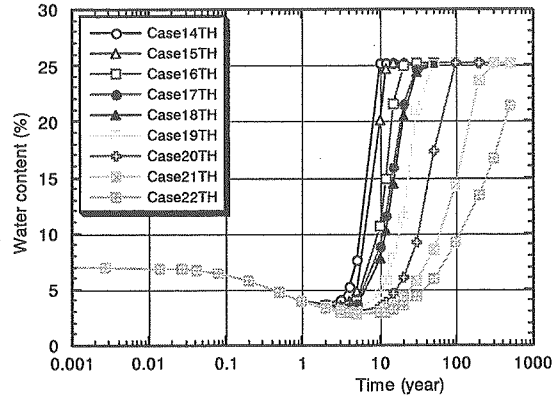
(b) 緩衝材内側部

図 3-4 緩衝材内の含水比の経時変化

(熱-水連成解析 Case14TH、岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{ m}^2$)



(a) 水理解析結果



(b) 熱-水連成解析結果

図 3-5 オーバーパック近傍における緩衝材の含水比の比較 (点 B4)

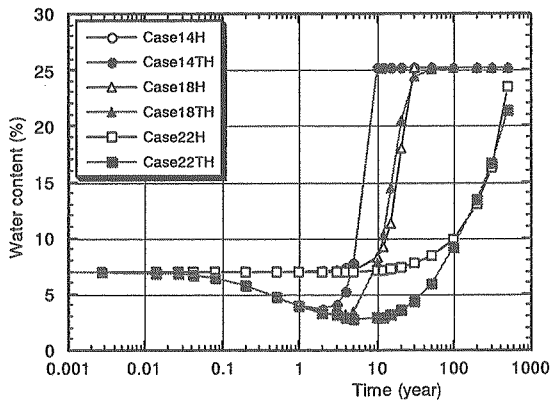


図 3-6 熱-水連成解析と水理解析とによる緩衝材の含水比の比較 (点 B4)

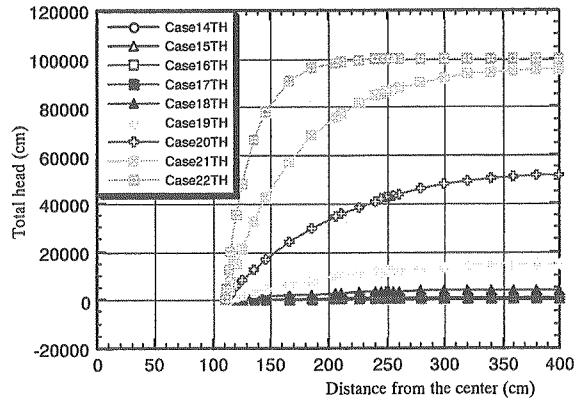
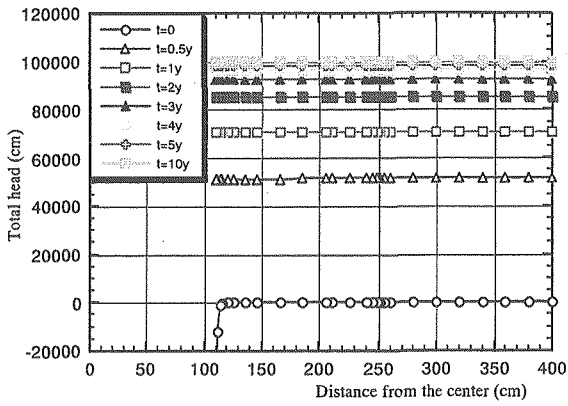
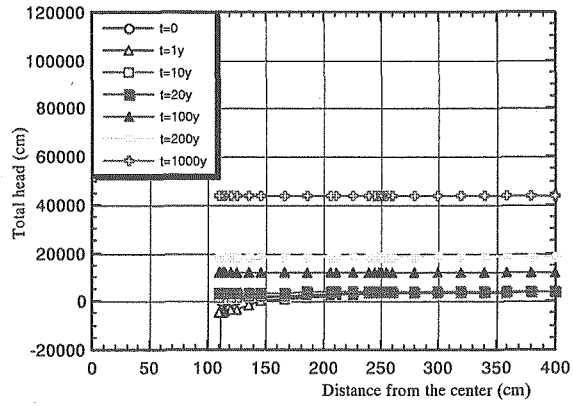


図 3-7 掘削後定常時における岩盤内の全水頭分布



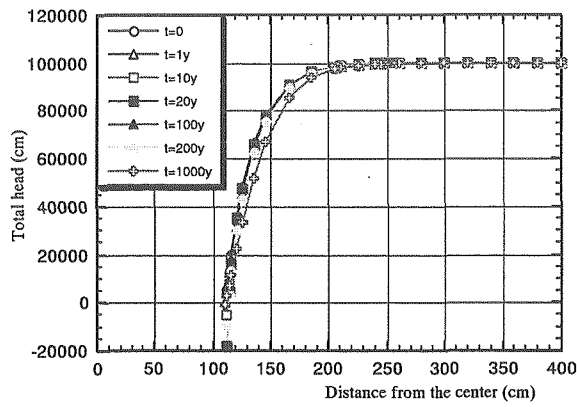
(a) 熱-水連成解析 Case14TH

(岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{ m}^2$)



(b) 熱-水連成解析 Case18TH

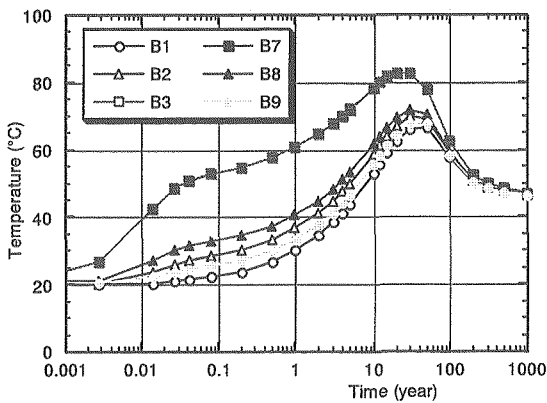
(岩盤の固有透過度 $K = 10^{-18} \text{ m}^2$)



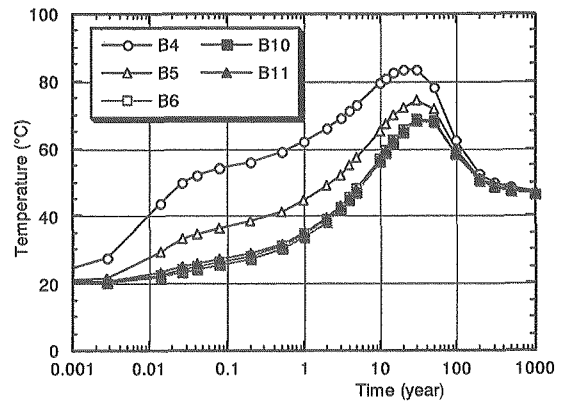
(c) 熱-水連成解析 Case22TH

(岩盤の固有透過度 $K = 10^{-22} \text{ m}^2$)

図 3-8 人工バリア定置後の岩盤内における全水頭の経時変化

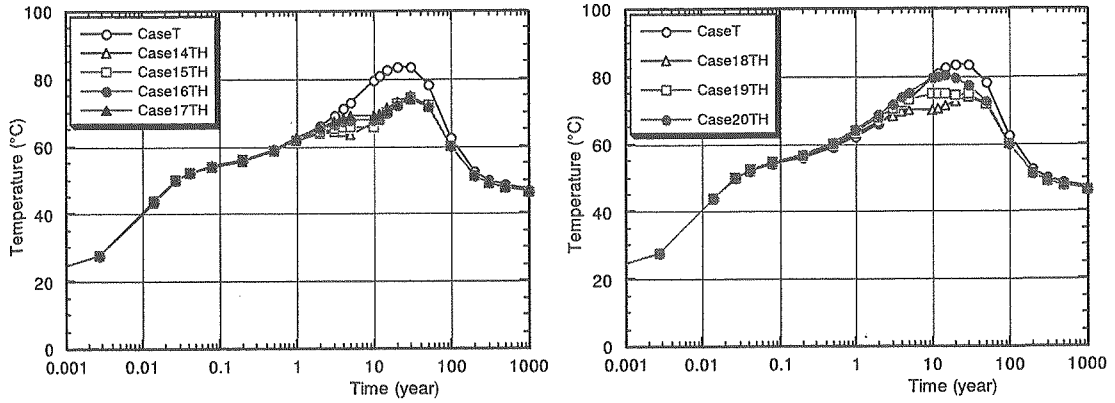


(a) 対称軸上

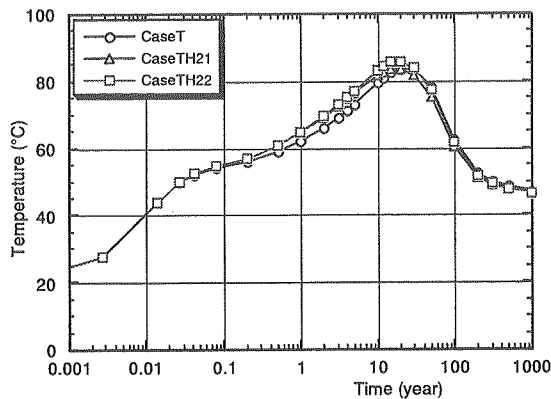


(b) 緩衝材内側部

図 3-9 熱解析による緩衝材内の温度の経時変化



(a) 岩盤の固有透過度 $K = 10^{-14} \text{ m}^2 \sim 10^{-17} \text{ m}^2$ (b) 岩盤の固有透過度 $K = 10^{-18} \text{ m}^2 \sim 10^{-20} \text{ m}^2$



(c) 岩盤の固有透過度 $K = 10^{-21} \text{ m}^2 \sim 10^{-22} \text{ m}^2$

図 3-10 オーバーバック近傍における緩衝材の温度の比較 (点 B4)

2次元軸対称モデルを用い熱-水連成解析と非連成(水理解析、熱解析)との比較を行なった。ここで得られた知見は以下の通りである。但し、ここで得られた知見は今回設定された解析条件の場合のものであり、緩衝材物性値、境界条件等が変われば異なってくることも考えられる。

- ・オーバーバック近傍においてのみ発熱の影響により初期より含水比が減少した。
- ・岩盤の固有透過度が小さくなるほど、緩衝材内の含水比が飽和となるのに要する時間が長くなった。
- ・熱-水連成解析の場合発熱の影響により含水比が初期値より減少する傾向が見られるが、最終的に飽和に達する時間は水理解析に比べそれほど大きくは変わらない結果となった。特に岩盤の固有透過度が大きい場合は、飽和に達する時間はほぼ同じになった。しかしながら、岩盤の固有透過度が小さくなると、水理解析に比べ、熱-水連成解析の方が飽和に達するのに時間を要した。
- ・岩盤の固有透過度が大きい場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧の低下も大きいのが、人工バリアの定置後の圧力回復も早い。一方、岩盤の固有透過度が小さい場合は、掘削による岩盤内の間隙水圧低下は小さくなるが、人工バリア定置後の間隙水圧の回復も遅くなる。このように岩盤の固有透過度の違いに岩盤内の間隙水圧分布は大きく影響を受けるため、その結果として緩

衝材の浸潤過程は岩盤の固有透過度により異なる結果となる。

- ・岩盤の固有透過度が大きい場合は、熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ小さくなる。しかし、岩盤の固有透過度が小さい場合（岩盤の透水性が緩衝材の透水性より悪い場合）は、逆に熱-水連成解析による最高温度は熱解析に比べ大きい結果となる場合も生じる。

3.1.4 3次元モデルを用いた検討

解析は図 3-11 に示す 2 ケースを対象に実施する。

G1 ; F0 (亀裂無し)

G2 ; F1 (処分孔を水平に横切る亀裂が 1 本存在する)

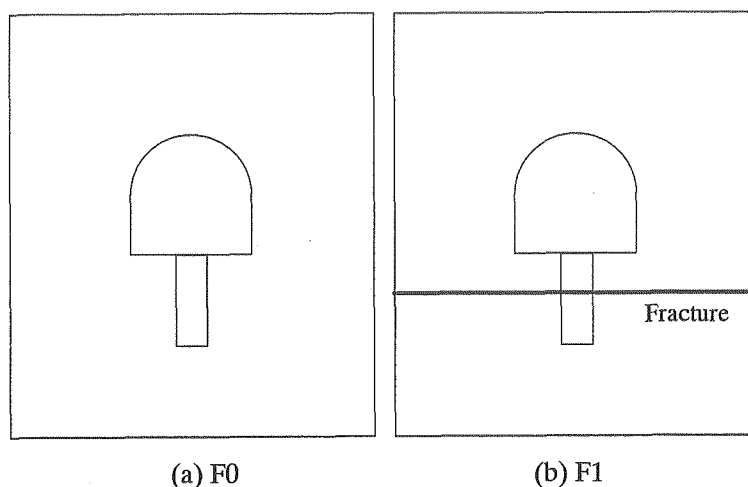


図 3-11 Model Geometry

緩衝材としては以下に示す 3 種類について実施する。

B1 ; ケイ砂混合ベントナイト (クニゲル V1 : ケイ砂 = 7 : 3, $\rho_d = 1.60 \text{g/cm}^3$)

B2 ; 粒状ベントナイト (OT-9607, $\rho_d = 1.65 \text{g/cm}^3$)

B3 ; ベントナイト単体 (クニゲル V1 100%, $\rho_d = 1.80 \text{g/cm}^3$)

岩盤の透水係数に関しては以下に示す 3 種類について実施する。

R1 ; $K_o = 10^{-17} \text{m}^2$ ($n_o = 4.17 \times 10^{-3}$)

R2 ; $K_o = 10^{-18} \text{m}^2$ ($n_o = 3.15 \times 10^{-3}$)

R3 ; $K_o = 10^{-19} \text{m}^2$ ($n_o = 3.00 \times 10^{-3}$)

上記の解析ケースに基づいて解析を実施する。解析においては F0-B1-R1 を基本ケースとする。まず基本ケースにおいて coupling の影響評価を行なう。引き続き F0-B2-R1 についても同様の検討を行ない、coupling の影響評価を行なう。続いて、F0-B3-R1 ケースの THM 計算を行い、F0-B1-R1-THM および F0-B2-R1-THM との比較を行ない、ベントナイトが異なることによる影響を検討する。続いて、F0-B1-R2-THM および F0-B1-R3-THM の計算を行い、F0-B1-R1-THM の結果と合わせ、岩盤の透水性の影響を確認する。最後に、F1-B1-R1-THM の計算を行い、亀裂の影響

響評価を行なう。解析の手順を表 3-3 に示す。

表 3-3 3次元解析手順

Step	Basic case	Scoping object	Analysis case
1	F0-B1-R1	Effect of coupling	T, H, M, TH, HM, TM, THM
2	F0-B2-R1	Effect of coupling	T, H, M, TH, HM, TM, THM
3	F0-B3-R1	Effect of bentonite property	THM
4	F0-B1-R2, R3	Effect of permeability of rock mass	THM
5	F1-B1-R1	Effect of fracture	THM

解析に用いるメッシュ図を図 3-12 に示す。

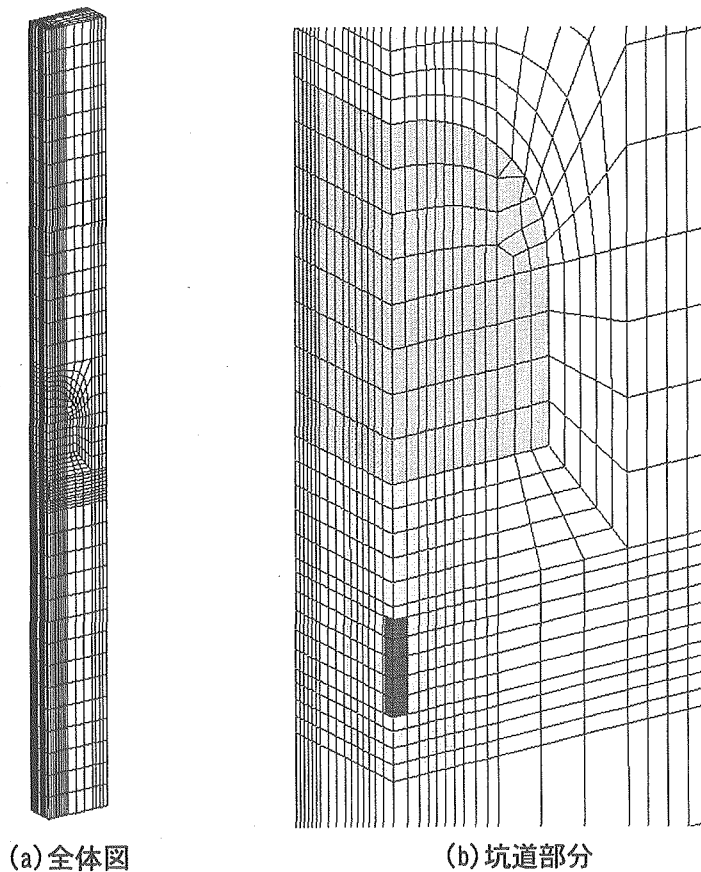


図 3-12 解析メッシュ図 (3次元)

3.2 DECOVALEX III Task3 BMT2 の解析

3.2.1 目的

BMT2 では、亀裂の幾何学的情報、力学的情報としてセラフィールドでのデータが与えられている。これらの情報を用いてスケールアップした場の物性を検討することが第一の課題となっている。このスケール効果は、亀裂の不均一性により生じる。ここでは、応力場の不均一性を考慮

した Pixel 法及び三次元クラックテンソルによりスケール効果を検討した。

3.2.2 亀裂情報

本研究では英国セラフィールドで取得された亀裂情報を用いて、スケール効果を検討する。原位置試験場は、主に Formation1、Formation2、Fault Zone の3領域に分割されている。

原位置で得られた亀裂情報より、亀裂長さ L の単位面積(km^2)当たりの亀裂本数 P_{20} は(3-1)式で表される。単位面積(km^2)当たりの総亀裂本数は(3-2)式のように L_{\min} から L_{\max} まで(3-1)式を積分することによって得られる。ここで L_{\min} は最小亀裂長さ 0.5m、 L_{\max} は最大亀裂長さ 250m である。一辺が L_m の正方形領域 $L_m^2(\text{m}^2)$ に存在する総亀裂本数(N_{20m})は、 P_{20} が面積に対して不変であると仮定することで、(3-3)式で与えられるとする。

$$P_{20} = 4 \times 10^6 \cdot L^{-2.2} \text{ (Number / km}^2\text{)} \quad (3-1)$$

$$\int_{L_{\min}}^{L_{\max}} P_{20} dL = 7653570 \quad (3-2)$$

$$N_{20m} \text{ (Number / Area } L_m^2 \text{ (m}^2\text{))} = 7653570 \times \frac{(L_m \times L_m)^2}{(1000 \times 1000)} \quad (3-3)$$

一方、(3-1)、(3-2)式より P_{20} の確率密度関数は(3-4)式となる。

$$f(L) = \frac{4 \times 10^6}{7653570} L^{-2.2} \quad (3-4)$$

3.2.3 亀裂の再現

本研究では、Pixel 法及びクラックテンソルにより、スケール効果を検討する。Pixel 法では二次元的な亀裂の再現、クラックテンソルでは三次元的な亀裂の再現を試み、スケールによる水理・力学的なパラメータのばらつきを検討した。本研究では、各フォーメーション(Formation1、2、Fault zone)での亀裂分布は均一であるとし、すべてのセット(12セット)での亀裂情報を用いて、スケール効果を検討した。

3.2.4 Pixel 法

Pixel 法では、最大亀裂長さ 250m を考慮して、一辺 250m の正方形領域を最大の面積とする。そして、計算機容量から 250m 正方形を 1250×1250 に分割し、その一要素 (20cm 四方) を 1 Pixel として扱う。

図 3-13 は、一辺 (L_n) 250m の立方体の中心水平断面 (要素数 1562500) における亀裂分布である。同図から、一辺長 (L_{model}) が 2、5、10、20、35m の正方形領域を任意に抽出する。サンプル数は順に 150、75、30、25、15 個である。

図 3-14、図 3-15、図 3-15 はそれぞれ一辺長 (L_{model}) が 10、20、35m の正方形での各 Pixel (20

×20cm) の亀裂分布 (枚数) である。

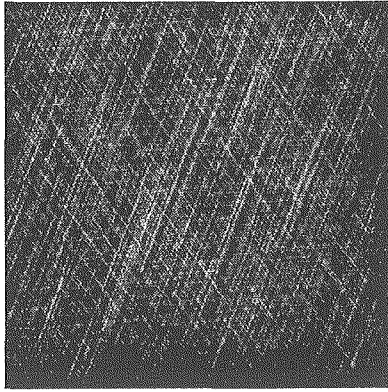


図 3-13 中心断面での亀裂分布

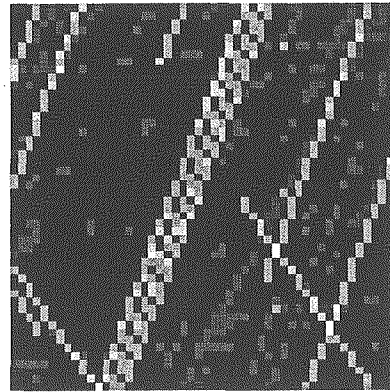


図 3-14 10m モデル例 (50×50 要素)

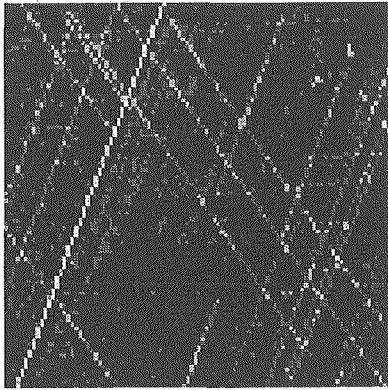


図 3-15 20m モデル例 (100×100 要素)

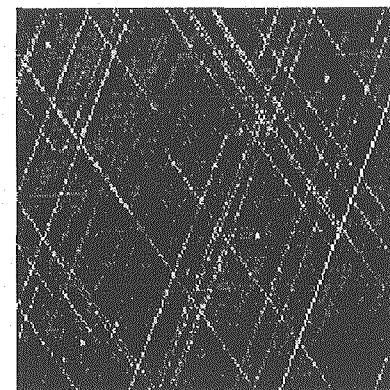


図 3-16 35m モデル例 (175×175 要素)

(1) 圧縮試験

亀裂が存在する Pixel での変形は、亀裂部のみで起こり周辺の岩体ブロックは変形しないと考える。亀裂の変形による体積変化は微小であるので、亀裂を含む Pixel では体積ひずみが起こらないと仮定する。この仮定により、弾性係数 (E_{pixel}) が(3-5)式で与えられるとする。 L_{pixel} は Pixel の一辺長 (20cm)、 n は Pixel に存在する亀裂本数、 ν はポアソン比 ($\nu=0.5$)、 K_s は(3-6)式で与えられる各セットのせん断剛性である。亀裂面に作用する垂直応力 σ_n は全セットで等しく、土被り 500m での垂直応力 (12.7MPa) が作用しているとする。 ϕ^I は各セットの残留内部摩擦角である。上付き添え字 I はセット番号を指す。また、母岩の弾性係数は、各フォーメーションでの平均値 70.3Gpa とする。

以上の仮定に従い、平面ひずみ状態で図 3-17 に示す様に、上下端から载荷する圧縮試験解析を行った。

$$\frac{1}{K_s^1 + K_s^2 + \dots + K_s^n} L_{Pixel} = \frac{E_{Pixel}}{2(1+\nu)} \tag{3-5}$$

$$K_s = \frac{100}{L_{Pixel}} \sigma_n \tan \left[JRC^I \log_{10} \left(\frac{JCS^I}{\sigma_n} \right) + \phi_r^I \right] \quad (3-6)$$

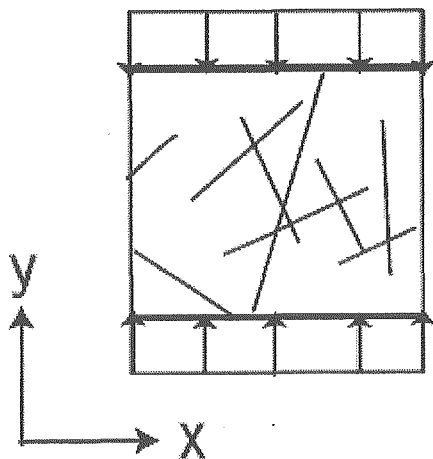


図 3-17 圧縮試験の概要

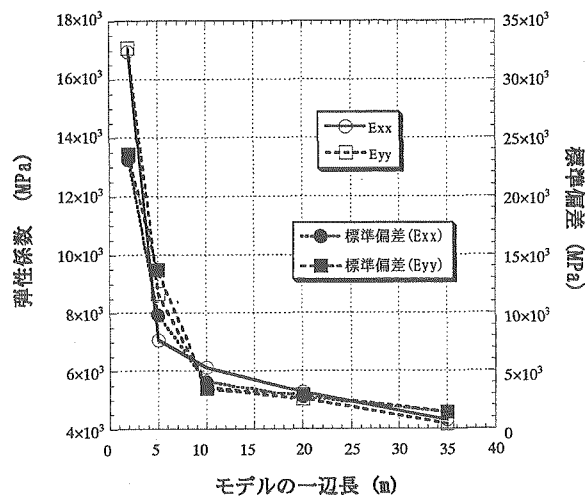


図 3-18 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係

上下左右の各面の平均変位から場の上下方向及び水平方向のひずみを計算し、平面応力場での弾性係数を求める。

図 3-18 は圧縮試験の結果であり、スケールと弾性係数の平均値との関係と、各スケールでの弾性係数の標準偏差を表している。同図に見られるように、Pixel 法では弾性係数の異方性は、あまり発揮されないことが分かる。

(2) 透水試験

各 Pixel での透水係数 K_{pixel} は、亀裂の方向を無視して、各亀裂の透水係数を足し合わせたものとする。したがって、三乗則で得られる透水量係数が亀裂枚数に比例して大きくなり、それを 1Pixel の一辺長 L_{pixel} で除することにより、各 Pixel の透水係数 K_{pixel} が(3-7)式で与えられる。 e は水理学的な亀裂幅、 μ は粘性係数、 n は各 Pixel に存在する亀裂枚数である。本研究では e は、全セットの初期亀裂幅 a_f^I の平均値とする。また、母岩の透水係数は、各フォーメーションでの平均値 $8.85E-14(m/s)$ とする。以上の仮定に従い、図 3-19 に示す様に、動水勾配が一方向になる様に境界条件を与え、定常浸透解析を行った。そして得られた下流端からの流量を下流長で除することにより、単位長さ当たりの領域の流出量を求め、それを設定した動水勾配で除して透水係数を求める。

$$K_{Pixel} = \frac{\left(\frac{e^3 g}{12\mu} \right)}{L_{Pixel}} \times n \quad (3-7)$$

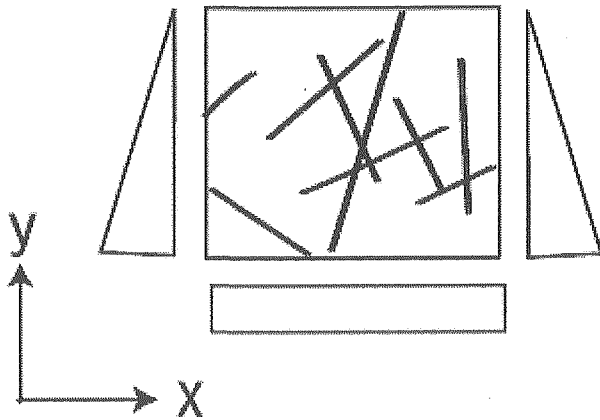


図 3-19 透水試験の概要

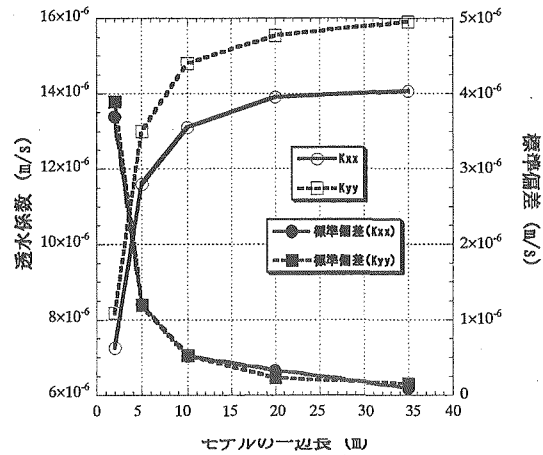


図 3-20 モデル一辺長と透水係数及び標準偏差の関係

図 3-20 は透水試験の結果であり、スケールと透水係数の平均値との関係と、各スケールでの透水係数の標準偏差を表している。同図を図 3-18 と比較すると、透水係数の方が大きな異方性を有していることが分かる。

(3) 考察(Pixel 法)

Pixel 法により、水理・力学的パラメータのスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い、弾性係数(E_{xx} , E_{yy})は減少し、透水係数(K_{xx} , K_{yy})は上昇する。
- 2) スケールの増加に伴い、弾性係数及び透水係数の標準偏差は減少し、その異方性は小さい。
- 3) 透水係数の異方性はサイズと伴に大きくなる一方、弾性係数の異方性は極めて小さい。
- 4) 弾性係数及び透水係数は、一辺長が 15~20m の正方形領域より大きくなると、規模依存性が極めて小さくなる。

3.2.5 クラックテンソル

クラックテンソルは各亀裂を足しあわせて決定されるが、本研究では、亀裂面方向で区分される各セット毎に設定した水理・力学的特性を足し合わせるにより作成する。以下の説明において上付き添え字 I はセット番号を指す。

昨年までの検討では、クラックテンソルを用いると 200m 以上にならないと安定した物性は得られなかった。しかし、前章の Pixel 法では数 10m 正方以上で安定している。この差は、応力の不均一性及び流路のコネクティビティーの影響をクラックテンソルで表現し得ないことが原因である。しかし、これらの影響をクラックテンソルに事前に考慮することは難しい。そこで本年度では、亀裂剛性のスケール効果に Barton and Bandis モデルを用い、小田が提案した亀裂の剛性が

亀裂長さに反比例するという仮定を省略する。また、亀裂長さの分布は考慮せず、そのスケールでの平均値を用いて評価することにする。

(1) 三次元亀裂分布

各スケールでの亀裂枚数 (N_3) は図 3-21 で表される。図 3-22 は、スケールと亀裂密度 (亀裂枚数/体積、 P_{30}) の関係を表している。図 3-23 は各スケールで発生させた亀裂の平均亀裂長さを表している。

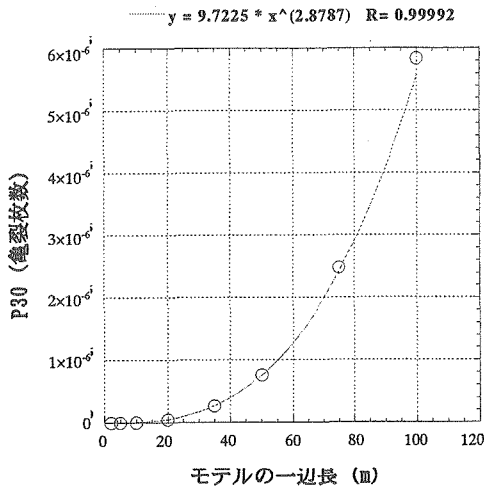


図 3-21 モデルの一辺長と亀裂枚数の関係

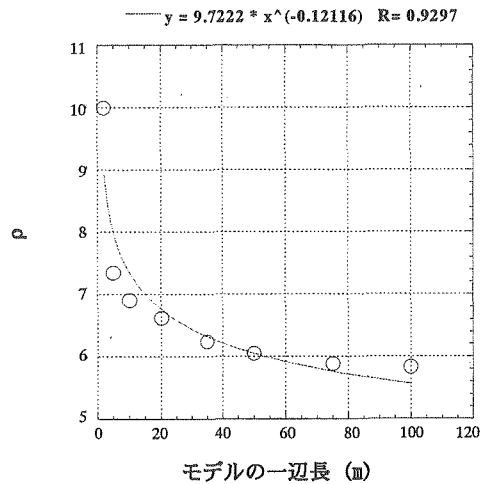


図 3-22 モデルの一辺長と亀裂密度 (亀裂枚数/体積)

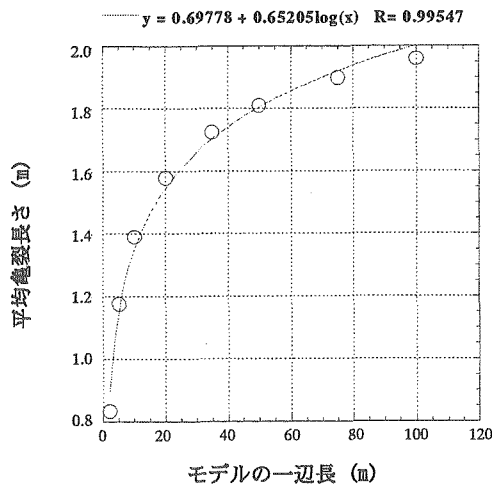


図 3-23 モデルの一辺長と平均亀裂長さ

三次元的な亀裂再現を試みることで、以下のことが分かった。

- 亀裂密度(P_{30})はスケールにより異なった値なり、負の指数関数で表される。
- 各スケールに存在する亀裂の平均亀裂長さは、スケールの増加と伴に大きくなる。

(2) 弾性係数(E_{xx} , E_{yy})

図 3-24 は、クラックテンソルによるスケールと x、y 方向の平均弾性係数の関係と、各スケールでの弾性係数の標準偏差を表す。図 3-25 は、モデルの一辺長と平均弾性係数 $((E_{xx}+E_{yy})/2)$ の関係を表す。図 3-26 は、モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差 $((\sigma_{E_{xx}}+\sigma_{E_{yy}})/2)$ の関係を表す。これらから、弾性係数に関しては Pixel 法と同様に異方性が小さく見積もられていることが分かる。また、Pixel 法と比べるとクラックテンソルで得られる弾性係数は数倍大きく、その標準偏差は小さいことが分かる。図 3-27 は、モデルの一辺長が 2m (サンプル数 150) での E_{xx} の分布を表す。これより、弾性係数の分布は正規分布に近似的にすることが分かる。

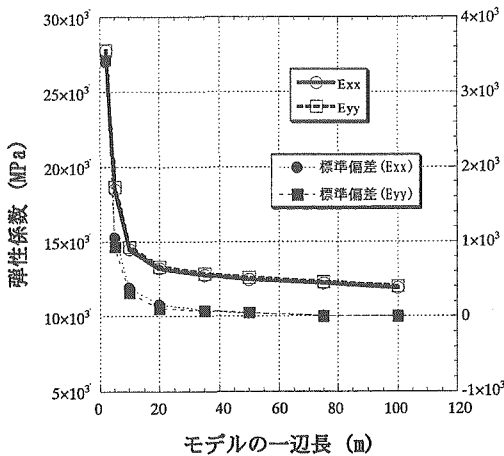


図 3-24 モデルの一辺長と弾性係数及び標準偏差の関係

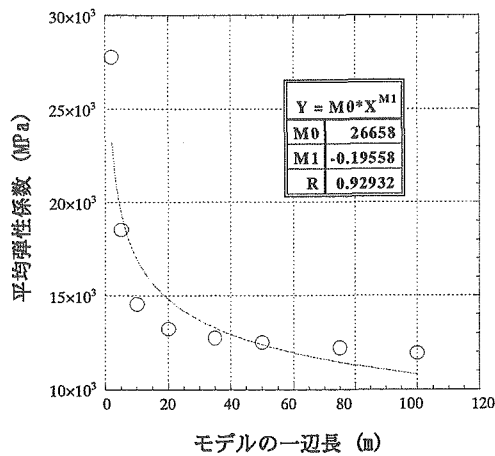


図 3-25 モデルの一辺長と平均弾性係数の関係

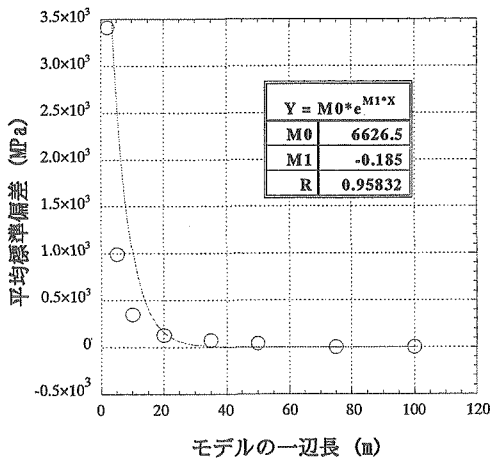


図 3-26 モデルの一辺長と弾性係数の平均標準偏差の関係

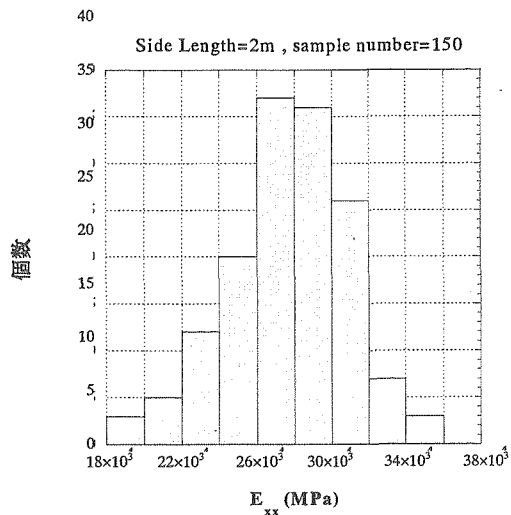


図 3-27 E_{xx} の分布 (モデルの一辺長 2m)

クラックテンソルにより、弾性係数のスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い弾性係数及び標準偏差は減少する。
- 2) モデルの一辺長が 20m 以上では、スケールによる弾性係数のばらつきが小さい。
- 3) 各スケールでの弾性係数のばらつきは、正規分布で表される。

(3) 透水係数 (K_{xx} , K_{yy})

図 3-28 は、スケールと透水係数の関係と、各スケールでの x、y 方向の平均透水係数の標準偏差を表す。図 3-29 は、モデルの一辺長と平均透水係数 $((K_{xx}+K_{yy})/2)$ の関係を表す。図 3-30 は、モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差 $((\sigma_{K_{xx}}+\sigma_{K_{yy}})/2)$ の関係を表す。これから透水係数に関しては、Pixel 法と同様に異方性が大きく見積もられていることが分かる。また Pixel 法と比べるとクラックテンソルで得られる透水係数は1オーダー大きい。図 3-31 は、モデルの一辺長が2m(サンプル数 150)での K_{xx} の分布を表す。これより、透水係数の分布は対数正規分布に近いことが分かる。クラックテンソルにより、水理学的パラメータのスケール効果を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールの増加に伴い透水係数は増加し、標準偏差は減少する。
- 2) モデルの一辺長が 40m以上では、スケールによる透水係数のばらつきが小さい。
- 3) 各スケールでの透水係数のばらつきは、対数正規分布で表される。

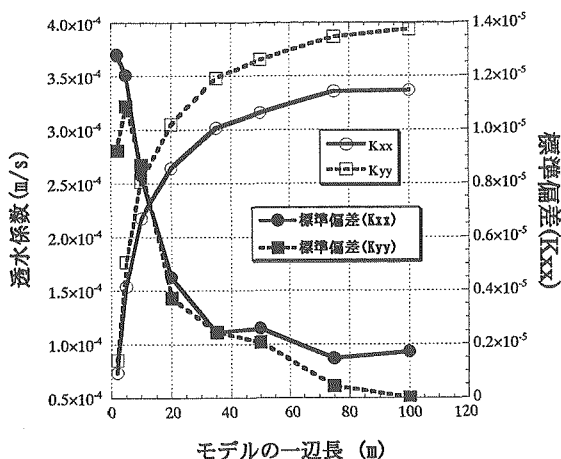


図 3-28 モデルの一辺長と透水係数及び標準偏差の関係

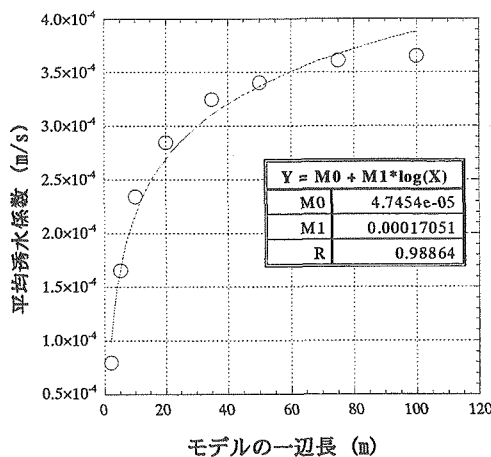


図 3-29 モデルの一辺長と平均透水係数の関係

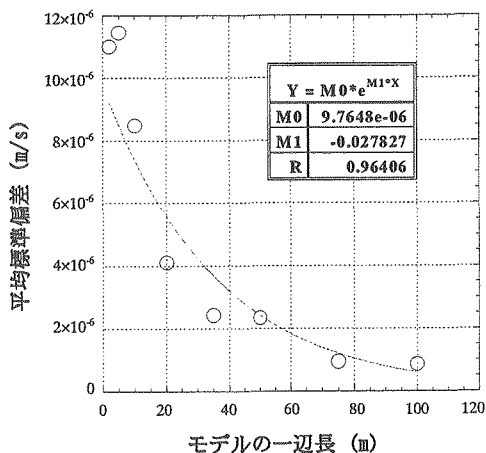


図 3-30 モデルの一辺長と透水係数の平均標準偏差の関係

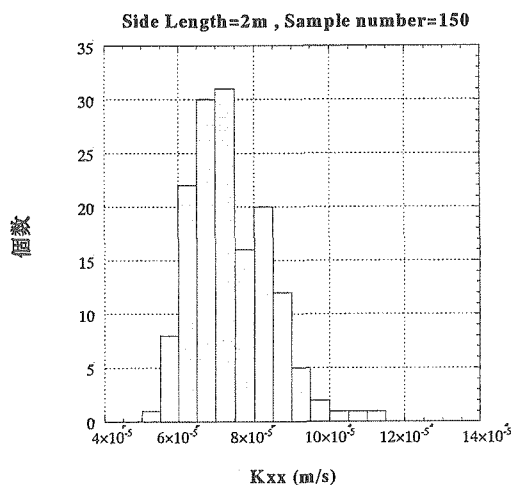


図 3-31 K_{xx} の分布 (モデルの一辺長 2m)

3.2.6 まとめ

Pixel 法およびクラックテンソルにより水理・力学的なパラメータの規模依存性を検討した結果、以下のことが分かった。

- 1) スケールによる弾性係数及び透水係数の変化は、両手法でおおよそ一致した。
- 2) スケールに依存しない弾性係数と透水係数を得るには、クラックテンソルでは Pixel 法に比べ、若干大きなスケールを必要とする。
- 3) Pixel 法にかかる労力と時間及び上述の結果から、クラックテンソルを用いてスケール効果を見積もることが、労力及び時間ともに有効であると言える。

3.3 DECOVALEX III Task1 の解析

3.3.1 試験の概要³⁻⁶⁾

(1) 概要

FEBEX (Full-scale Engineered Barriers EXperiment) は ENRESA (Spain) および NAGRA (Switzerland) のもと 3 カ国 (Spain, France, Germany)、7 機関の協力により実施されているプロジェクトであり、実規模原位置試験および実規模室内試験から構成されている。試験の形態はスペインの結晶質岩における処分形態に乗っ取って実施されている。すなわち、キャニスターは坑道内に水平に定置されており、キャニスターの周囲は高密度に圧縮されたベントナイトブロックで埋め戻されている。実規模室内試験は“Mock-Up test”と呼ばれており、マドリードの CIEMAT において実施されている。一方、実規模原位置試験はスイスのグリムゼルテストサイト (Grimsel Test Site, GTS) において、新規に掘削された試験坑道において実施されている。

これらの試験の目的は以下の通りである。

- ・人工バリアシステムの実現性のデモンストレーション
- ・ニアフィールドにおける熱-水-応力連成現象の研究
- ・ニアフィールドにおける熱-水-地球化学連成現象の研究

また、ベントナイトはスペイン産であり、その主要物性は以下の通りである。

- ・モンモリロナイト含有率：88%～96%
- ・液性限界：98%～106%
- ・真比重：2.67 から 2.75
- ・膨潤圧：4～6MPa (乾燥密度 1.60g/cm³)
- ・飽和透水係数： $4.2 \times 10^{-14} \sim 7.6 \times 10^{-14}$ m/s (乾燥密度 1.60g/cm³)

以下に、各試験の概要および計測項目等について示す。

(2) 実規模室内試験の概要

本試験では、原位置試験と異なり周辺岩盤の不均質性等は考慮できないが、周囲からの浸潤をコントロールすることにより境界条件を原位置試験よりは明確に出来るのが特徴である。本試験結果は解析コードの検証 (verification) に使用される。試験装置の概要を図 3-32 に示す。試験

は原位置試験と同じ構成で実施されている。キャニスターを模擬した電気ヒーターは2個であり、その周囲に厚さ0.64mのベントナイトが定置されている。試験装置内空の直径は1.615m、長さは6.0mであり、装置は厚さ7.0cmの炭素鋼および厚さ0.5cmのステンレスで製作されている。

加熱・浸潤試験は1997年2月から開始されており、約3年間継続されている。試験中はHeater Control System (HCS) により温度は自動制御されており、設置された約500個の計測機器により自動計測がなされている。計測されたデータはData Acquisition System (DAS) により収集・整理されている。温度はヒーター表面で100℃となるように制御されている。製作されたベントナイトブロックは4種類であり、ベントナイトブロックの設計乾燥密度は 1.77g/cm^3 である。この密度は、ベントナイト等の設置時に必要な隙間部分がベントナイト膨潤後に埋まった後に、ベントナイトの乾燥密度が 1.65g/cm^3 となるように設定されている。また、ベントナイトの初期含水比は12.5%から15.5%の間に設定されている。

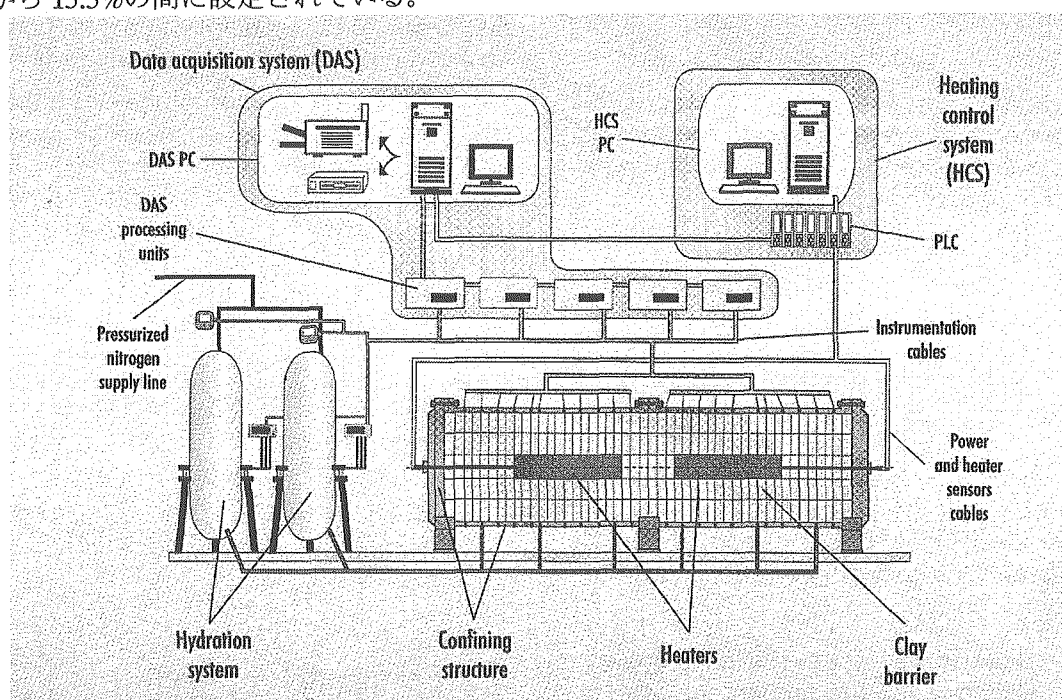


図 3-32 実規模室内試験の詳細図

計測条件が、高圧力下 ($\geq 5\text{MPa}$)、高温下 (100℃近く) であることから、計測機器はこれらを考慮し選択された。設置された計測機器は全部で507個であり、これらのうち大半は自動で計測が実施され、19個(変形に関する計測機器)のみ手動で計測が実施されている。

加熱・浸潤試験終了後、試験装置は解体され、人工バリアの抜取、検査およびサンプリングが実施される。

(3) 実規模原位置試験

実規模原位置はGTSの地下実験場の北部に新規に掘削された坑道において実施されている。試験坑道内の配置は図3-33に示す通りとなっており、坑道長は70.4m、坑道径は2.28mである。ヒーターは2個設置されており、鋼製のライナーで支持されている。ヒーターは実際のキャニスターと同サイズである。ヒーターの仕様は以下の通りである。

- ・材質：炭素鋼
- ・外径：0.90m
- ・長さ：4.54m
- ・重量：11ton

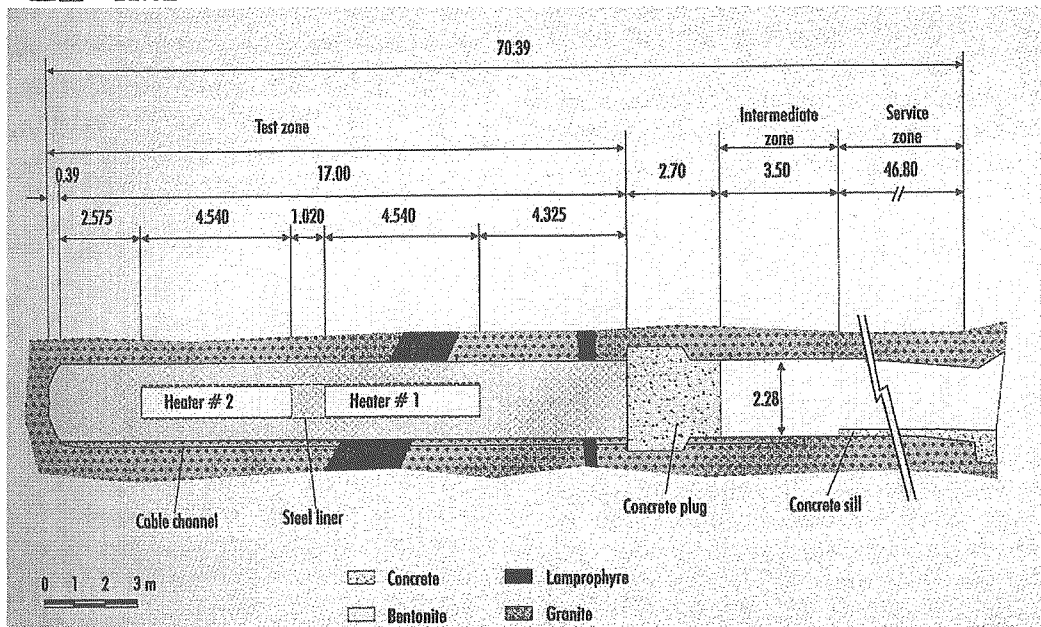


図 3-33 実規模原位置試験の詳細図

緩衝材としては高密度に圧縮されたベントナイトが用いられている。ベントナイトブロックは平均含水比 14.4%、平均乾燥密度 1.70g/cm^3 で製作されている。本仕様のもとでは、隙間充填後の緩衝材の乾燥密度は 1.60g/cm^3 となる。

試験は緩衝材の最高温度が 100°C となるように制御され実施されている。人工バリア内および周辺岩盤内には計 632 個の計測機器が設置されている。

試験ゾーンはコンクリートでプラグされる。プラグは、ベントナイトの膨潤圧に耐えるように設計されている。しかし、水圧やガス圧に対しては特に考慮した設計とはなっていない。コンクリートは無筋であり、2000ton 力に耐えるように設計されている。これはベントナイトの膨潤圧 5MPa に対応している。

試験は下記の通りに実施されている。

- ・最初の 20 日間は 1 体のヒーターあたり 1200W の定出力で加熱を行なう。
- ・その後の 33 日間は 1 体のヒーターあたりの出力を 2000W に上昇して加熱を行なう。そして、スチールライナーの表面温度が 100°C となるように維持する。
- ・53 日以降は温度固定 (100°C) となるようにヒーターを制御し試験を続ける。

3.3.2 検討課題³⁻⁷⁾

(1) Task 1 の課題概要

Task 1 の解析課題は以下の 3 パートに別れている。

- ・ Part A ; 岩盤の水理-力学連成解析

FEBEX Tunnel の掘削に伴う周辺岩盤における水圧変化、トンネル内への湧水量の解析評価を行なう。

- ・ Part B ; ベントナイトの熱-水-応力連成解析

FEBEX Tunnel 内に粘土およびヒーターを設置した後の加熱試験時のベントナイト内における熱-水-応力連成挙動の解析評価を行なう。要求される解析出力値は温度、相対湿度、間隙水圧、応力、変位、ヒーターのトータル出力量である。

- ・ Part C ; 岩盤の熱-水-応力連成解析

FEBEX Tunnel 内に粘土およびヒーターを設置した後の加熱試験時の周辺岩盤内における熱-水-応力連成挙動の解析評価を行なう。要求される解析出力値は温度、間隙水圧、応力、変位である。

本報告書では、Part B の解析結果について示す。

(2) Part B の解析課題

Part B における解析課題は以下の通りである。

- (a) ヒーター出力の経時変化
- (b) 緩衝材内の相対湿度の分布および経時変化
- (c) 緩衝材内の温度の分布および経時変化
- (d) 緩衝材内の全応力の経時変化

1) ヒーター出力の経時変化

3.3.1 節で述べたように、試験は以下のように実施される。

- ・ 最初の 20 日間は 1 体のヒーターあたり 1200W の定出力で加熱を行なう。
- ・ その後の 33 日間は 1 体のヒーターあたりの出力を 2000W に上昇して加熱を行なう。そして、スチールライナーの表面温度が 100℃となるように維持する。
- ・ 53 日以降は温度固定 (100℃) となるようにヒーターを制御し試験を続ける。

解析による要求課題は 53 日以降のヒーター出力値である。解析予測は 1000 日後まで実施する。

2) 緩衝材内の相対湿度の分布および経時変化

(a) 半径方向の分布

緩衝材内における半径方向の相対湿度の分布が解析課題である。解析対象は 3 断面である。解析対象の 3 断面は以下に示す通りであり、図 3-34 における断面図に位置が示してある。

- ・断面 E1 : $x=5.53\text{m}$ (at Heater 1)
- ・断面 H : $x=9.50\text{m}$ (2つのヒーターの間中点)
- ・断面 E2 : $x=13.44\text{m}$ (at Heater 2)

また、出力時間および出力ラインは以下の通りである。

- ・出力時間
 - $t_1: t = 90$ days
 - $t_2: t = 180$ days
 - $t_3: t = 300$ days
 - $t_4: t = 1000$ days:
- ・出力ライン
 - RD1: along positive axis Z (+z)
 - RD2: along negative axis Z (-z)
 - RD3: along positive axis Y (+y)
 - RD4: along negative axis Y (-y)

軸の方向は図 3-35 に示す通りである。

(b) 長軸方向の分布

図 3-34 に示す x 軸に沿った 2 側線における相対湿度の分布が解析課題である。出力ラインは以下の通りである。

Line LG1: $z = 0; y = -1.08$ m

Line RC1: $z = 0; y = -0.81$ m

また、出力時間は以下の通りである。

- ・出力時間
 - $t_1: t = 90$ days
 - $t_4: t = 1000$ days:

(c) 経時変化

相対湿度の経時変化 (0~1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・断面 E1 : $x=5.53\text{m}$ (at Heater 1)
 - Point E1H: coordinates $x = 5.53$ m; $y = -0.52$ m; $z = 0.00$ m
 - Point E1C: coordinates $x = 5.53$ m; $y = -0.81$ m; $z = 0.07$ m
 - Point E1G: coordinates $x = 5.53$ m; $y = -1.10$ m; $z = -0.17$ m

- ・断面 H : $x=9.50\text{m}$ (2つのヒーターの中間点)
Point HH: coordinates $x = 9.50\text{ m}; y = -0.52\text{ m}; z = 0.05\text{ m}$
Point HC: coordinates $x = 9.50\text{ m}; y = -0.81\text{ m}; z = 0.05\text{ m}$
Point HG: coordinates $x = 9.50\text{ m}; y = -1.07\text{ m}; z = -0.16\text{ m}$

3) 緩衝材内の温度の分布および経時変化

(a) 半径方向の分布

緩衝材内における半径方向の温度の分布が解析課題である。解析対象は2断面である。解析対象の2断面は以下に示す通りであり、図 3-34 における断面図に位置が示してある。

- ・断面 D1 : $x=4.42\text{m}$ (Heater 1 のコンクリートプラグ側の端部)
- ・断面 G : $x=8.91\text{m}$ (Heater 1 の Heater 2 側の端部)

また、出力時間および出力ラインは以下の通りである。

- ・出力時間
 $t_1: t = 90\text{ days}$
 $t_4: t = 1000\text{ days}$
- ・出力ライン
RD3: along positive axis Y (+y)
RD4: along negative axis Y (-y)

(b) 長軸方向の分布

図 3-34 に示す x 軸に沿った 2 側線における温度の分布が解析課題である。出力ラインは以下の通りである。

- Line LG1: $z = 0; y = -1.14\text{ m}$
- Line RC1: $z = 0; y = -0.81\text{ m}$

また、出力時間は以下の通りである。

- ・出力時間
 $t_1: t = 90\text{ days}$
 $t_4: t = 1000\text{ days}$

(c) 経時変化

温度の経時変化 (0~1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・断面 D1 : $x=4.42\text{m}$ (Heater 1 のコンクリートプラグ側の端部)
Point D1G: coordinates $x = 4.42\text{ m}; y = -1.14\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$

- ・断面 G : $x=8.91\text{m}$ (Heater 1 の Heater 2 側の端部)
Point GG: coordinates $x = 8.91\text{ m}; y = -1.14\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$

4) 緩衝材内の全応力の経時変化

全応力の経時変化 (0~1000 日後) は以下に示す各点について求める。

- ・断面 E2、 Point E2G1 ($x = 13.45\text{ m}; y = -0.28\text{ m}; z = -1.19\text{ m}$). Radial stress (σ_r)
- ・断面 E2、 Point E2H1 ($x = 13.28\text{ m}; y = 0.00\text{ m}; z = -0.48\text{ m}$). Radial stress (σ_r)
- ・断面 E2、 Point E2G2 ($x = 13.46\text{ m}; y = -1.19\text{ m}; z = 0.00\text{ m}$). Radial stress (σ_r)
- ・断面 B2、 Point B2G ($x = 17.32\text{ m}; y = 0.26\text{ m}; z = 0.76\text{ m}$). Axial stress (σ_x)

図 3-34 には長軸方向の断面図における各出力断面の位置を、図 3-35~図 3-37 には半径方向断面図における相対湿度、温度、応力の出力地点の位置を示す。

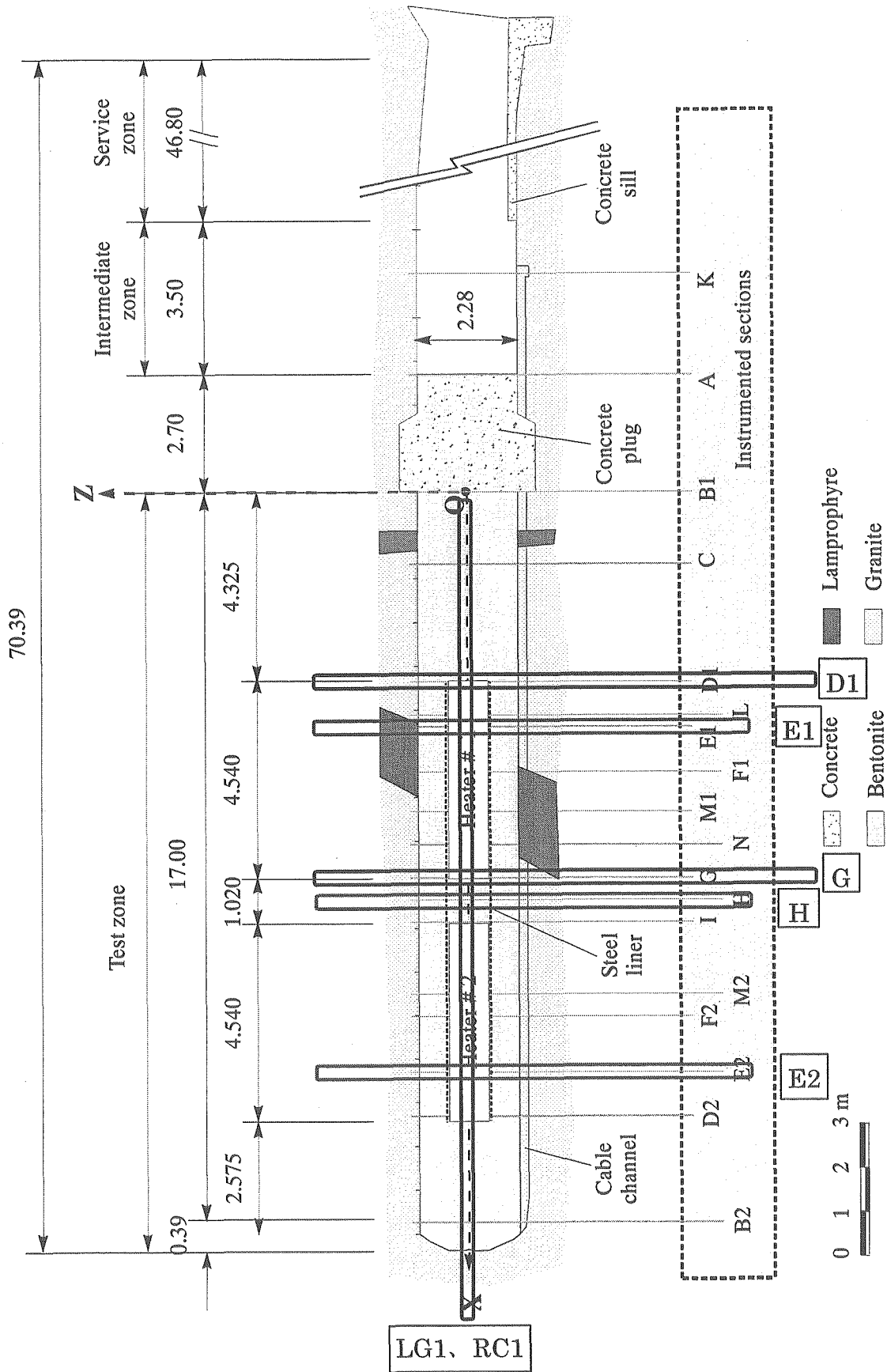


图 3-34 解析出力断面³⁻⁷⁾

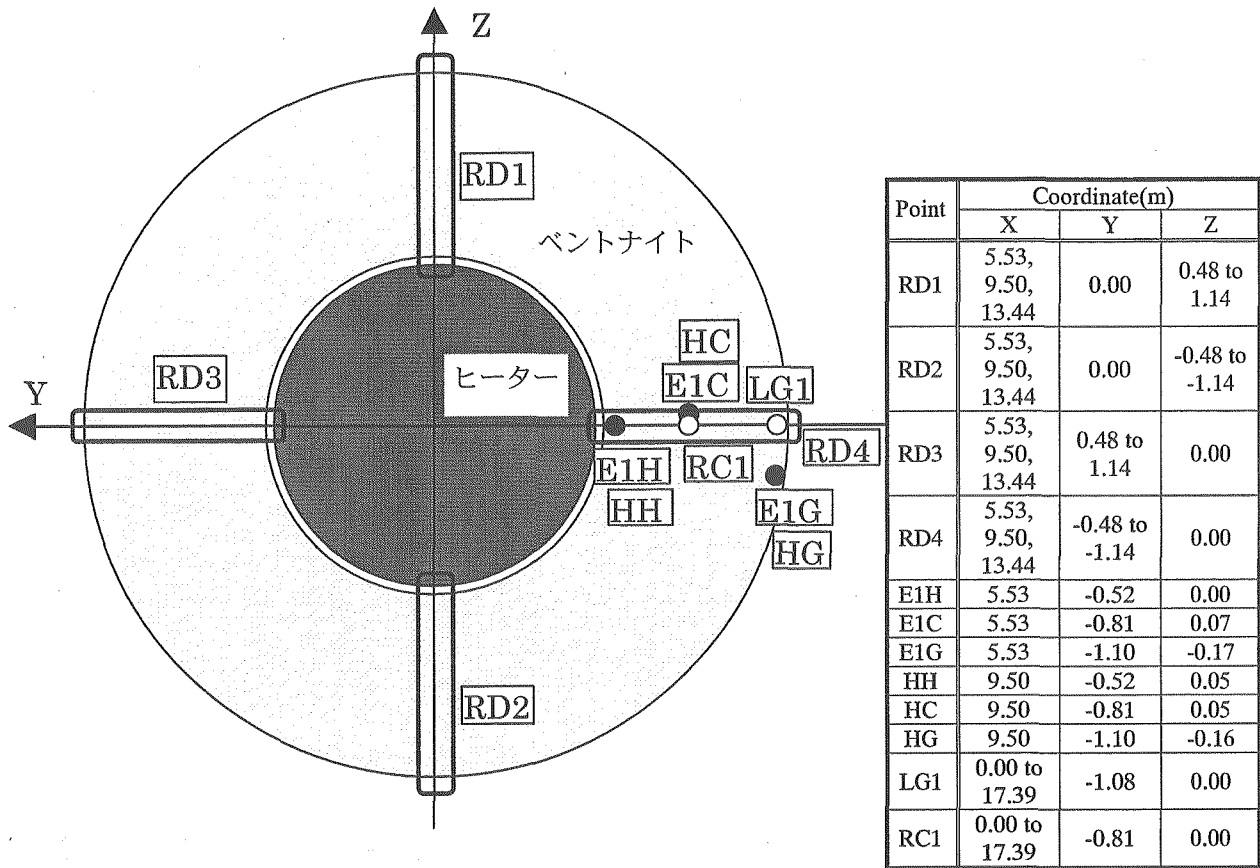


図 3-35 半径方向断面図における相対湿度の出力ポイント³⁻⁷⁾

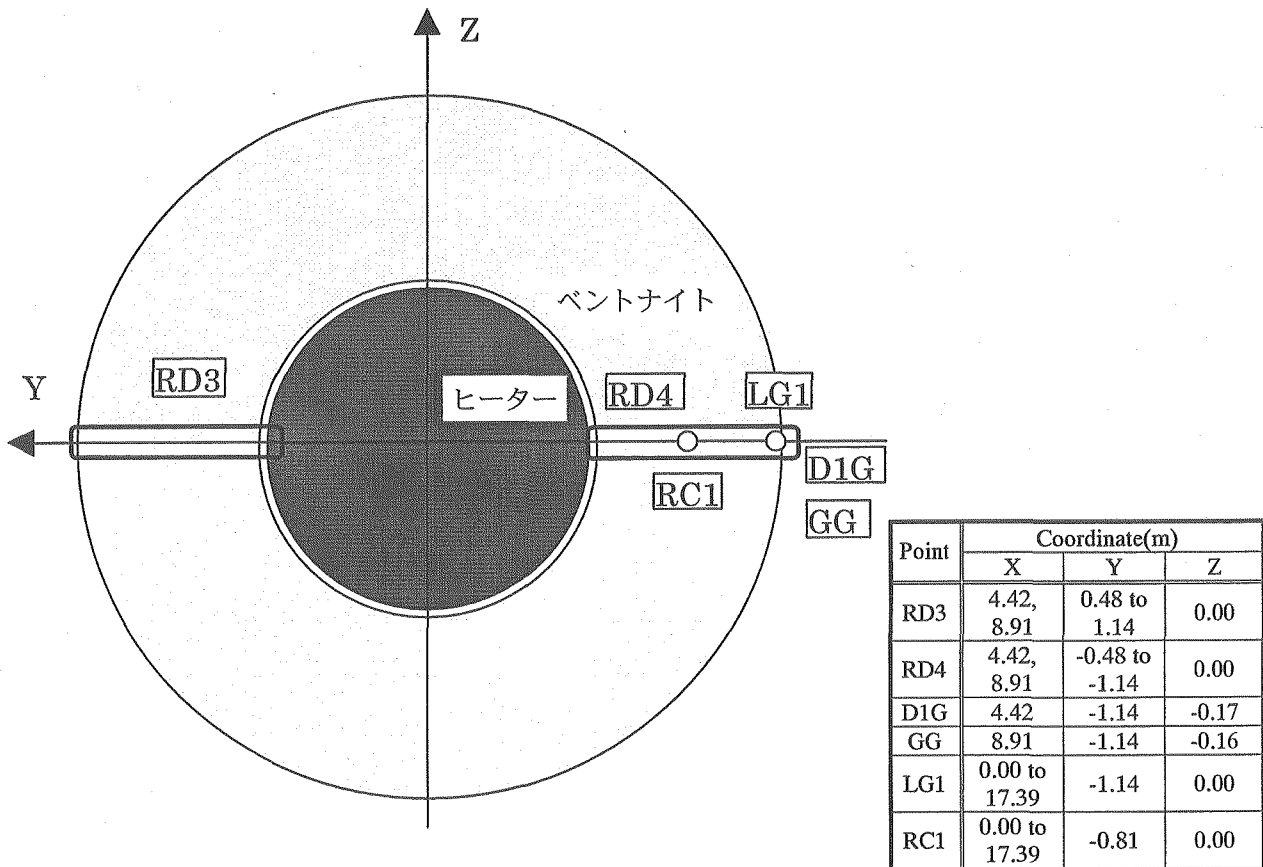


図 3-36 半径方向断面図における温度の出力ポイント³⁻⁷⁾

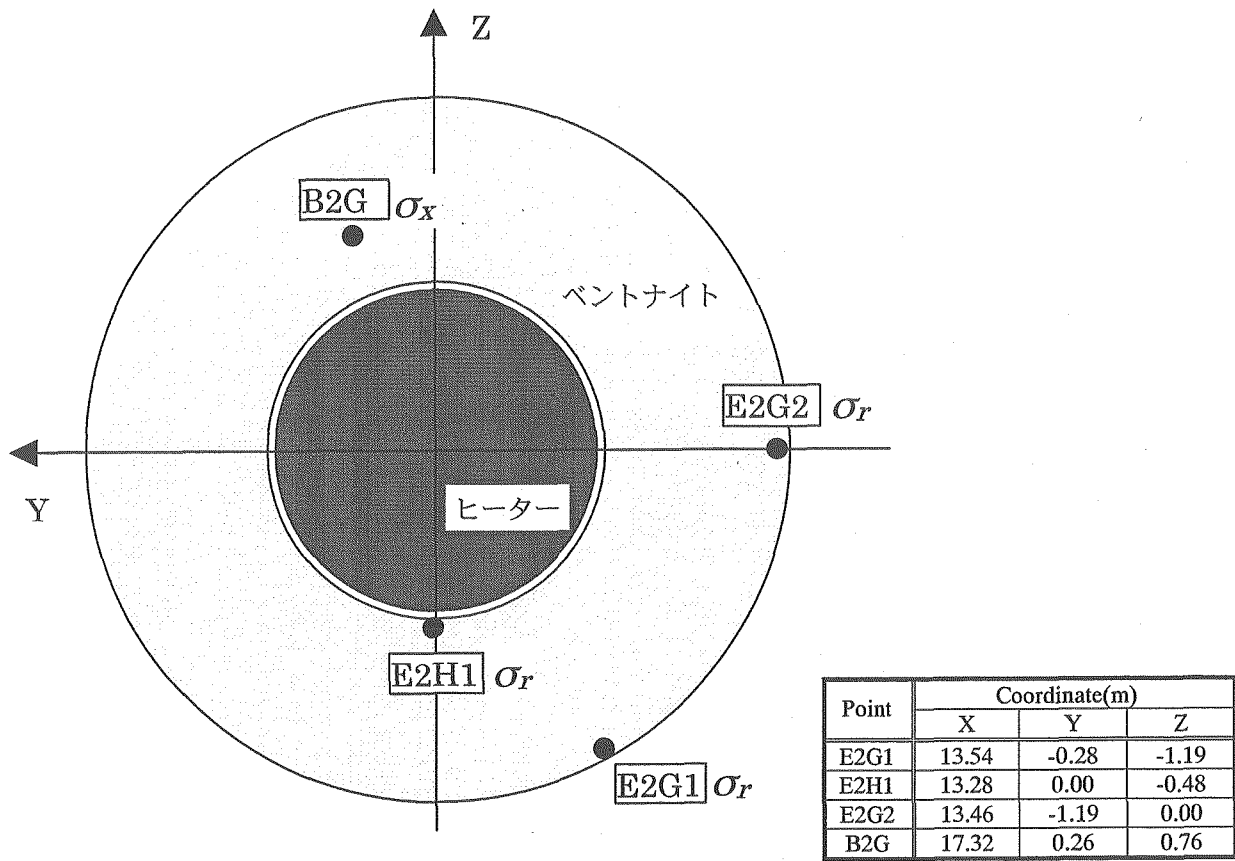


図 3-37 半径方向断面図における応力の出力ポイント³⁻⁷⁾

3.3.3 緩衝材内における熱-水-応力連成現象の解析評価

(1) 解析に用いる緩衝材物性

1) 熱物性

(a) 比熱

比熱に関しては、Bentonite S-2 に関して得られたデータ³⁻⁷⁾を用いる。解析に用いる緩衝材の比熱 $(\rho C)_m$ は以下の通りである。

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + nS_r \rho_w C_w \quad (3-8)$$

ここで、 C_s は固相の比熱 (J/kgK)、 C_w は水の比熱 (J/kgK)、 n は間隙率 (-)、 S_r は飽和度 (-)、 ρ_s は固相の密度 (kg/m³)、 ρ_w は水の密度 (kg/m³) である。

固相の比熱 C_s は以下のように温度 T (°C) の関数として設定する。

$$C_s = 1.38 T + 732.5 \quad (3-9)$$

(b) 熱伝導率

熱伝導率としては、FEBEX bentonite に関して得られた以下の関数³⁻⁷⁾を用いる。

$$\lambda = 1.28 - \frac{0.71}{1 + e^{(S_r - 0.65)/0.10}} \quad (3-10)$$

ここで、 λ は熱伝導率 (W/m·K)、 S_r は飽和度 (-) である。

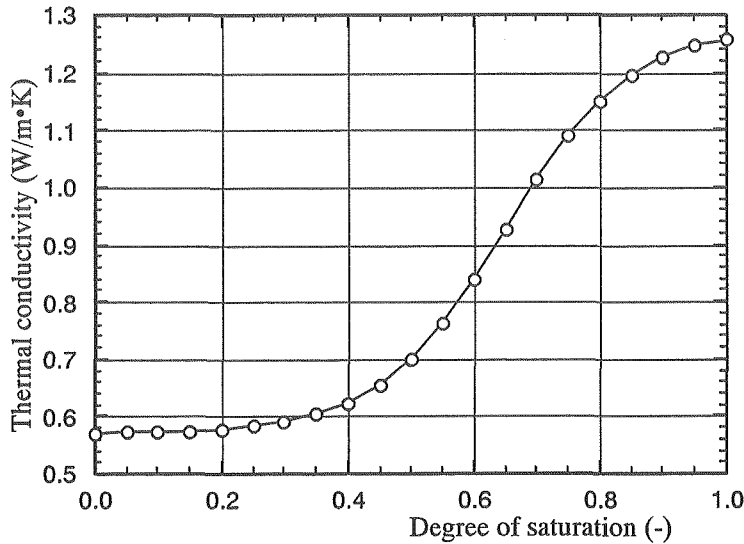


図 3-38 熱伝導率の飽和度依存性

(c) 線膨張係数

線膨張係数としては、試験で得られた値³⁻⁷⁾の平均値 $1.0 \times 10^{-4}/^\circ\text{C}$ を用いる。

2) 水理特性

(a) 飽和透水係数

FEBEX bentonite に関しては次式のように透水係数 k (m/s) と乾燥密度 ρ_d (g/cm^3) の関係が得られている³⁻⁷⁾。

$$\begin{aligned} \log(k) &= -6.00 \rho_d - 4.09 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{g}/\text{cm}^3) \\ \log(k) &= -2.96 \rho_d - 8.57 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{g}/\text{cm}^3) \end{aligned} \quad (3-11)$$

上記式における透水係数が温度 25°Cにおけるデータであると仮定し、次式より固有透過度 K (m^2) に換算する。

$$K = \frac{\mu k}{\rho g} \quad (3-12)$$

ここで、 μ は水の粘性係数 ($\text{Pa}\cdot\text{s}$)、 ρ は水の密度 (kg/m^3)、 g は重力加速度 (m/s^2) である。温

度 25℃における水の粘性係数および密度は以下の通りである。

$$\mu (25^\circ\text{C}) = 0.893 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s} \quad (3-13)$$

$$\rho (25^\circ\text{C}) = 997.04 \text{ kg/m}^3 \quad (3-14)$$

したがって、乾燥密度が $1.30 \sim 1.47 \text{ g/cm}^3$ の範囲での固有透過度は次式のようにになる。

$$\begin{aligned} \log(K) &= \log\left(\frac{\mu}{\rho g}\right) + (-6.00\rho_d - 4.09) \\ &= \log(0.913 \times 10^{-7}) + (-6.00\rho_d - 4.09) \\ &= -6.00\rho_d - 11.13 \end{aligned} \quad (3-15)$$

同様に乾燥密度が $1.47 \sim 1.84 \text{ g/cm}^3$ の範囲での固有透過度を求める。

以上より、解析には以下の関係式を用いる。

$$\begin{aligned} \log(K) &= -6.00\rho_d - 11.13 \quad (\rho_d = 1.30 \sim 1.47 \text{ g/cm}^3) \\ \log(K) &= -2.96\rho_d - 15.61 \quad (\rho_d = 1.47 \sim 1.84 \text{ g/cm}^3) \end{aligned} \quad (3-16)$$

式(3-16)で与えられる固有透過度と乾燥密度の関係は図 3-39 の通りである。

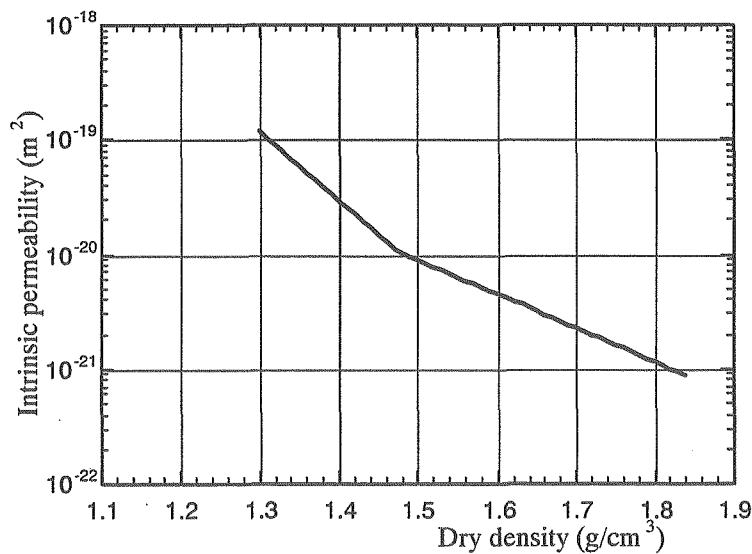


図 3-39 固有透過度と乾燥密度の関係

(b) 比透水係数

不飽和透水係数 (k_{uns}) は飽和度に大きく依存する。また、不飽和透水係数は比透水係数 (k_r) と飽和透水係数 (k_{sat}) の積として表されることが多い。ENRESA では、飽和度依存性を次式のように比透水係数を飽和度の関数とすることにより表現している³⁻⁷⁾。

$$k_r = S_r^m \quad (3-17)$$

FEBEX においては室内試験結果の逆解析により m の値を同定している。室内試験は数ケース実施されており、それぞれ異なる m の値が同定されている³⁻⁷⁾。同定された値を表 3-4 に示す。また、これらの室内試験の解析評価も行われており、解析の際には表 3-4 の値を参考に代表値を決め、同一値を用いて評価がなされている。解析に用いられた値も表 3-4 に示す。

原位置試験の解析には、表 3-4 のうち室内試験の解析に使用された m の値を用いることとする。すなわち、比透水係数としては次式を用いる。

$$k_r = S_r^3 \tag{3-18}$$

表 3-4 異なる試験結果から同定された m の値および解析に用いた m の値³⁻⁷⁾

適用		m の値
試験	浸潤試験 (CIEMAT)	4.64
	浸潤試験 (UPC-DIT)	3.50
	熱-水連成試験 1	3.06
	熱-水連成試験 2	1.10
	熱-水連成試験 3	1.68
解析		3.0

(c) 水分特性曲線

FEBEX においては水分特性曲線 (サクシオン s (MPa) と飽和度 S_r (-) の関係) として次式が用いられている³⁻⁷⁾。

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[1 + (s/P_o)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} \tag{3-19}$$

ここで、 $S_{r\min}$ 、 $S_{r\max}$ は最小および最大飽和度、 P_o 、 λ は材料パラメータである。FEBEX においては、浸潤過程および排水過程において測定されたサクシオンと飽和度の関係から各材料パラメータが表 3-5 に示すように同定されている。

原位置試験の解析には表 3-5 のうち、浸潤過程における乾燥密度 $1.60 \sim 1.65 \text{g/cm}^3$ の時の値を用いる。解析には、次式に示す van Genuchten 式を用いる。

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[\frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^{1-\frac{1}{n}} \tag{3-20}$$

$$\alpha = 0.033 \quad (1/\text{MPa}) \tag{3-21}$$

$$n = 2.125 \quad (-) \tag{3-22}$$

(3-20)～(3-22)式で得られる水分特性曲線を図 3-40 に示す。

表 3-5 浸潤過程および排水過程における測定値から同定されたパラメータの値

過程	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	P_0 (MPa)	λ	S_{rmin}	S_{rmax}
浸潤	1.70-1.75	90.0	0.45	0.00	1.00
	1.60-1.65	30.0	0.32	0.10	1.00
	1.58-1.59	4.5	0.17	0.00	1.00
排水	1.70-1.75	180.0	0.62	0.00	1.00
	1.58-1.59	30.0	0.15	0.00	1.00

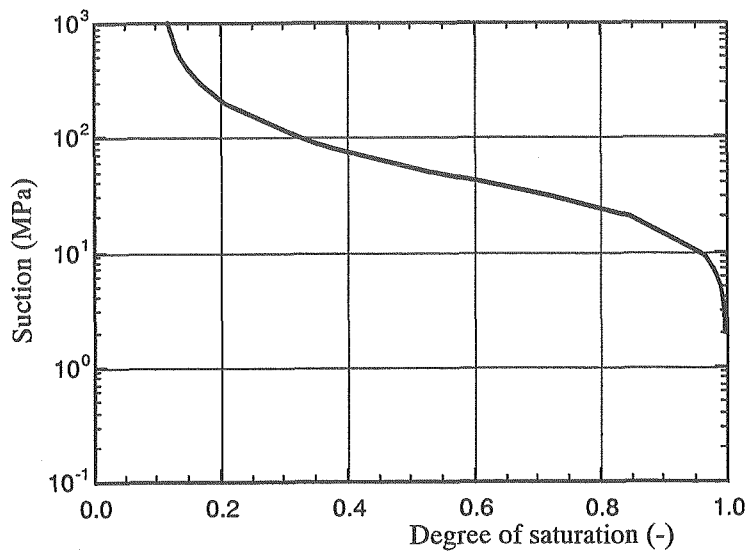


図 3-40 解析に用いる水分特性曲線

(d) 温度勾配水分拡散係数

解析コード THAMES では、温度勾配による水分の移動を、温度勾配水分拡散係数 D_T を用いて表現する。係数 D_T は前節において示した熱-水連成試験の結果³⁻⁷⁾を用いて逆解析的に同定する。解析には、(a)～(c)で示した固有透過度、比透水係数、水分特性曲線を用いる。

解析の条件は以下の通りである。

- 供試体寸法；直径 38mm、高さ 76mm
- 初期乾燥密度；1.68g/cm³
- 温度境界条件；2.6W あるいは温度固定
- 初期含水比；15.3%、16.9%、17.1%

熱-水連成試験の結果の逆解析から同定された温度勾配水分拡散係数の値は以下の通りである。

$$D_T = 1.0 \times 10^{-12} \text{ (m}^2/\text{s}^\circ\text{C)} \tag{3-23}$$

また、(3-23)式の値を用いて実施した解析の結果得られた、試験開始から 100 時間経過後における供試体内の含水比の分布を測定結果と比較したものを図 3-41 に示す。

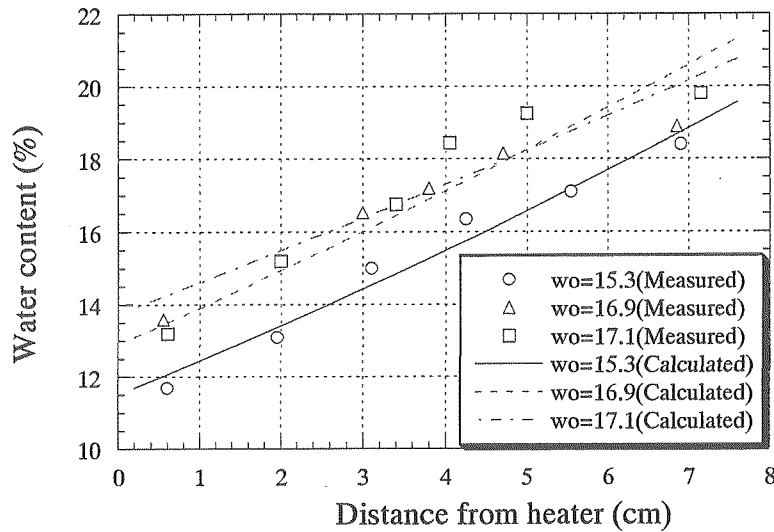


図 3-41 熱-水連成試験の解析結果と測定結果の比較

3) 力学特性

(a) 弾性係数

実験により得られたせん断弾性係数と乾燥密度の関係³⁻⁷⁾を整理すると図 3-42 のようになる。また、せん断弾性係数と飽和度の関係を整理すると図 3-43 のようになる。両図よりせん断弾性係数は乾燥密度の増加と共に増加し、かつ、飽和度の増加に伴っても増加していることが分かる。したがって、次式のようにせん断弾性係数 G (MPa) を乾燥密度 ρ_d (g/cm^3) および飽和度 S_r (%) の線形関数と仮定して回帰分析を行なった。

$$G = c_1 + c_2 \rho_d + c_3 S_r \quad (3-24)$$

$\sigma_3 = 0.01 \text{ MPa}$ の時の試験結果を用いて回帰分析を行なった結果を次式に示す。

$$G = -234.7 + 176.0 \rho_d + 2.1 S_r \quad (3-25)$$

(3-25)式により得られる各乾燥密度におけるせん断弾性係数と飽和度の関係を実測値と比較した結果を図 3-44 に示す。

また、弾性係数 E は次式より算出する。

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3-85)$$

ここで、 ν はポアソン比である。

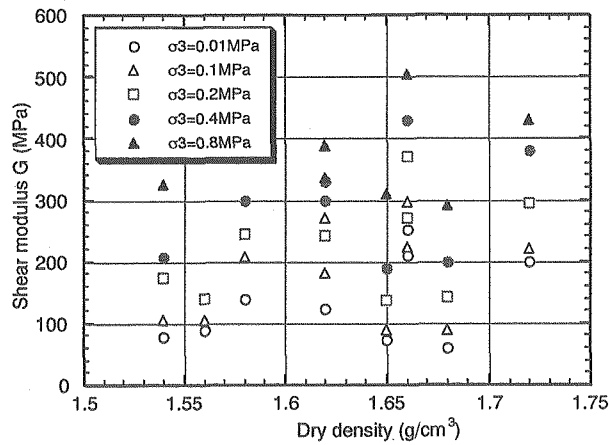


図 3-42 せん断弾性係数と乾燥密度の関係

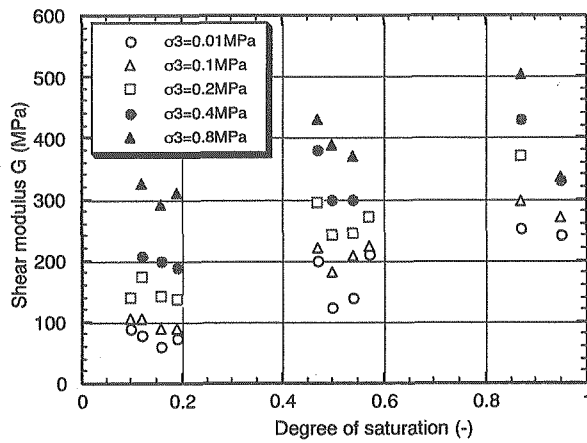


図 3-43 せん断弾性係数と飽和度の関係

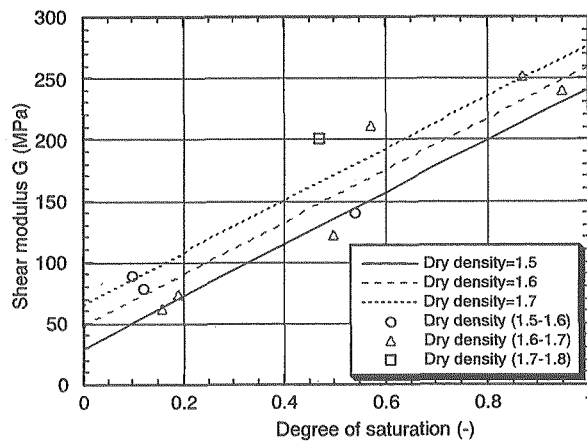


図 3-44 せん断弾性係数に関する関数式と実測値との比較

(2) 緩衝材内の熱-水連成解析

1) 解析条件

解析モデルを図 3-45 に示す。廃棄体を模したヒーターとそれを囲む緩衝材の人工バリアを中

心に、影響範囲を考慮して岩盤部を処分坑道から十分遠くまでモデル化した。要素数は5760、節点数は26401であるが、中間節点は用いていない。原点は坑道中心、緩衝材（ベントナイト）とコンクリートプラグの接点とし、長手方向緩衝材側を x 軸正の向きに取り、鉛直上向きを z 軸正とする。 y 軸は右手系で表した向きとする。岩盤を均質モデルとしたため、坑道を中心に左右対称と見なし、 y 軸正の方向のみモデル化した。

解析の初期条件は人工バリア設置および坑道埋め戻し直後を想定しているが、掘削に伴う岩盤部の水圧変化は考慮せず、岩盤部および緩衝材以外の埋め戻し領域で 100m の全水頭を与える。緩衝材には含水比 14%に相当する圧力水頭-9194.7m を与える。また、全領域で温度を 20℃とする。

現在の解析では、岩盤および緩衝材以外の埋め戻し材の水頭変化および温度変化は考慮せず、一定と仮定し、主に緩衝材の熱-水連成現象に着目して検討する。ヒーターによる発熱開始を時間 $t=0$ 日とし、 $t=20$ 日まで1本辺りのヒーターの熱量を 1200W、 $t=53$ 日まで 2000W とする。 $t=53$ 日以降はヒーター全体を 100℃に固定し、 $t=1000$ 日まで解析を行う。

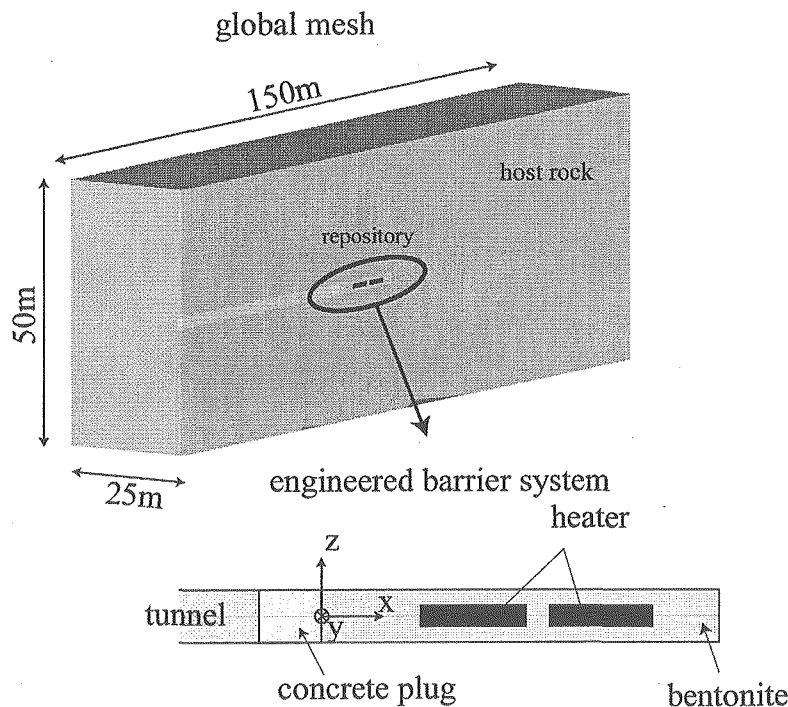


図 3-45 FEBEX 解析モデル

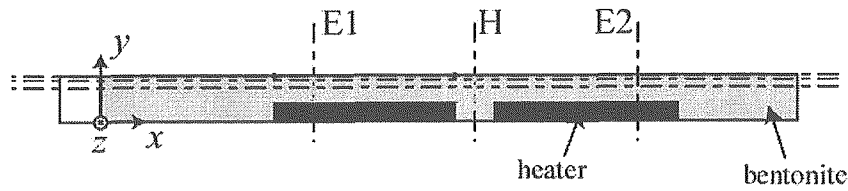
2) 解析結果

(a) 浸潤について

図 3-46 は飽和度の観測点を示したものである。断面 E1、H、E2 において y 軸および z 軸に沿った半径方向の飽和度の分布、長手方向に 2 本の直線に沿った飽和度の分布を $t=90$ 日、180 日、300 日および $t=1000$ 日において観察した。また、緩衝材内の 6 点における飽和度の時刻歴を観察した。

図 3-47 は緩衝材内の点における飽和度の時刻歴である。岩盤に近い E1G、HG では比較的早く浸潤が進んでいるが、最もヒーターに近い E1H、HH では逆に初期において乾燥による飽和度の

減少が若干見られる。E1Hにおける乾燥は150日辺りまで確認され、その後は全ての点で浸潤のみ進行する。図3-48から図3-51は各観測線での飽和度分布である。



Distribution of saturation		Evolution of saturation	
radial direction		E1H	: x=5.325m; y=0.55m; z=0m
E1	: x=5.325m; y=0m	E1C	: x=5.325m; y=0.85m; z=0m
	: x=5.325m; z=0m	E1G	: x=5.325m; y=1.04m; z=0m
H	: x=9.375m; y=0m	HH	: x=9.375m; y=0.55m; z=0m
	: x=9.375m; z=0m	HC	: x=9.375m; y=0.85m; z=0m
E2	: x=13.425m; y=0m	HG	: x=9.375m; y=1.04m; z=0m
	: x=13.425m; z=0m		
longitudinal direction			
LG1	: z=0m; y=1.04m		
RC1	: z=0m; y=0.85m		

図 3-46 飽和度の観測線および観測点の座標

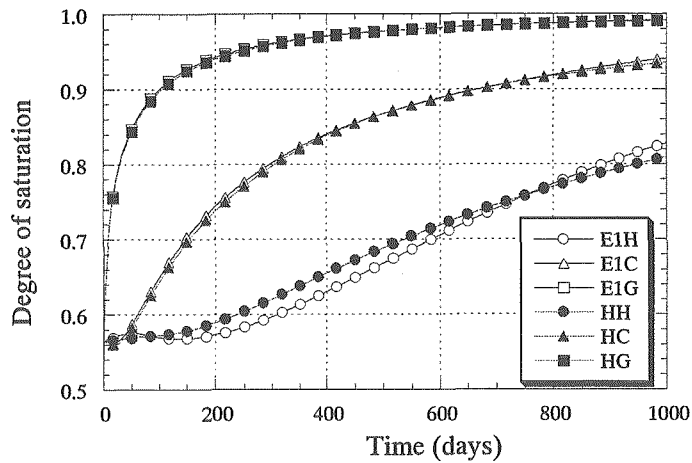


図 3-47 緩衝材内の観測点における飽和度の経時変化

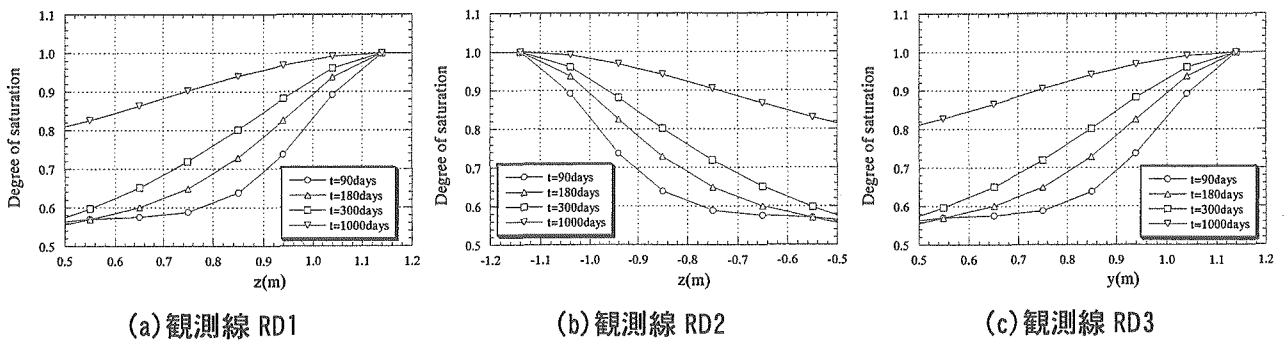


図 3-48 断面 E1 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布

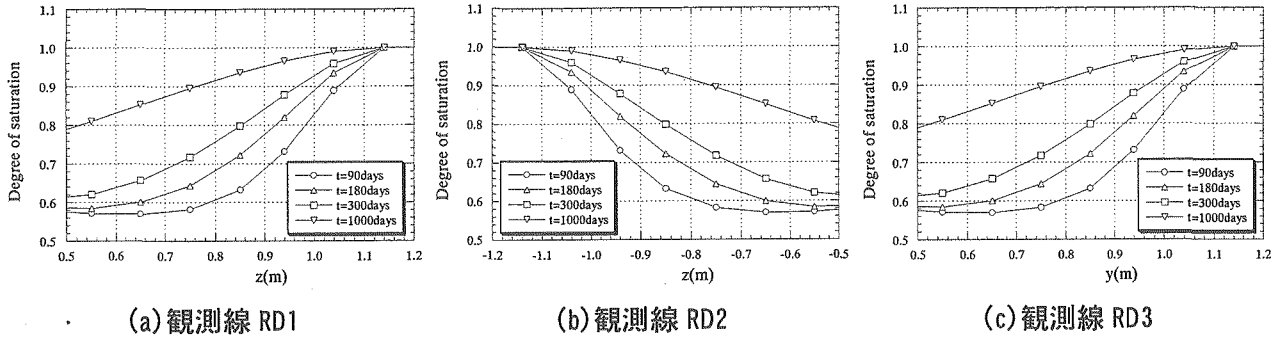


図 3-49 断面 H 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布

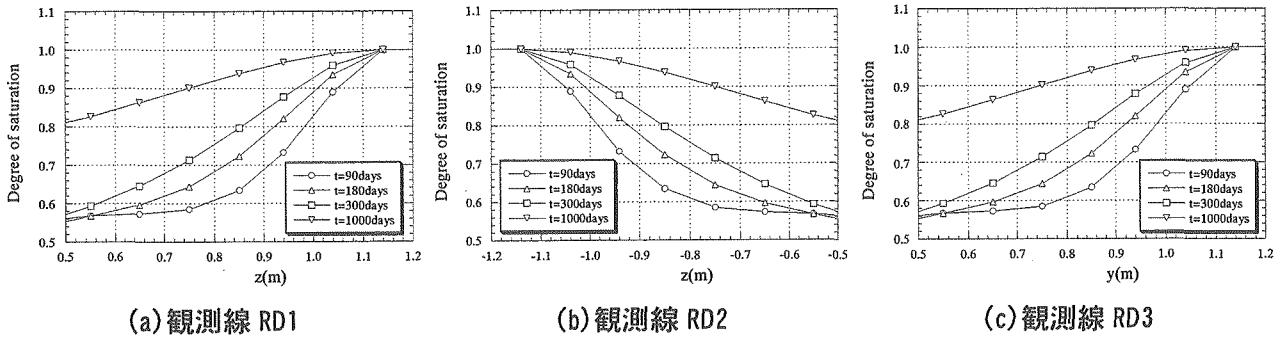


図 3-50 断面 E2 上の各観測線における 90 日、180 日、300 日、1000 日での飽和度の分布

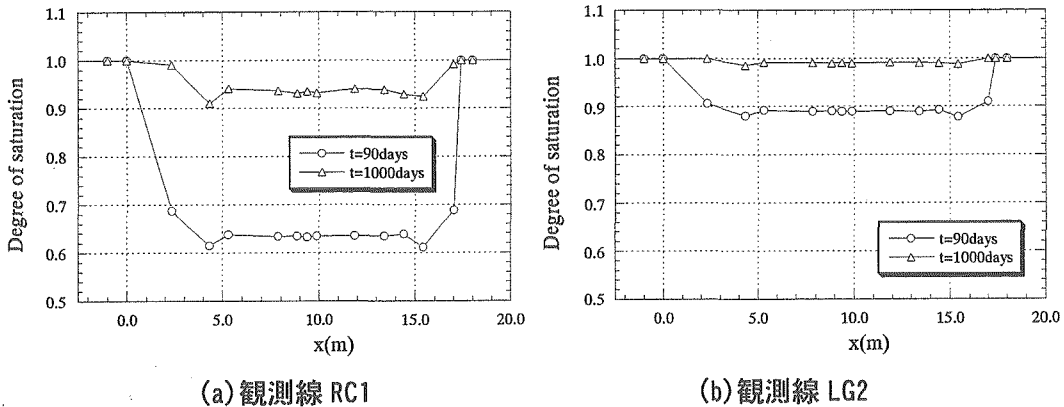
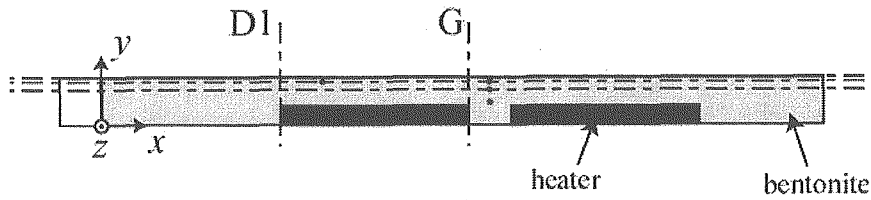


図 3-51 観測線 RC1、LG1 における 90 日、1000 日での飽和度の分布

2) 温度分布について

一方、温度分布についても同様に図 3-52 のように観測点を設けた。温度分布は断面 D1 および G において y 軸方向に時間 $t=90$ 日および $t=1000$ 日で観測した。また緩衝材内の 4 つの観測点において温度の時刻歴を観測した。

図 3-53 は観測点における温度の時刻歴、図 3-54 は観測線における温度分布である。また、図 3-55 はヒーターからの熱流量の時間推移を表している。ヒーターからの熱により温度は 60~70 日辺りまで急激に上昇する。53 日後からヒーターの温度を固定することにより、ヒーターからの熱量が単調に増大し、それに従い、温度も緩やかに上昇し続ける。60~70 日後辺りから温度が一度下がり始める観測点が見られるが、これは浸潤に伴う熱伝導率の上昇が原因と考えられる。



Distribution of temperature
radial direction

D1 : $x=4.325\text{m}; z=0\text{m}$
G : $x=8.865\text{m}; z=0\text{m}$

Evolution of temperature

$x=5.325\text{m}; y=1.04\text{m}; z=0\text{m}$
 $x=9.375\text{m}; y=0.55\text{m}; z=0\text{m}$
 $x=9.375\text{m}; y=0.845\text{m}; z=0\text{m}$
 $x=9.375\text{m}; y=1.04\text{m}; z=0\text{m}$

図 3-52 温度の観測線および観測点の座標

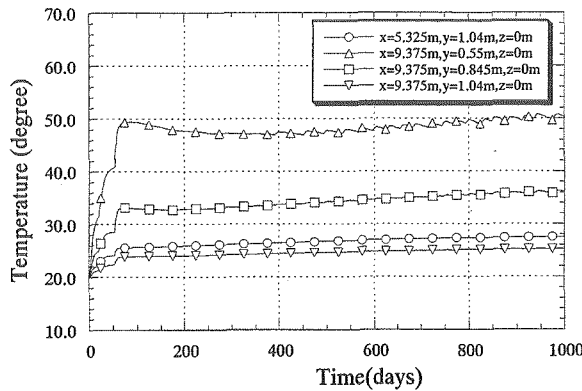
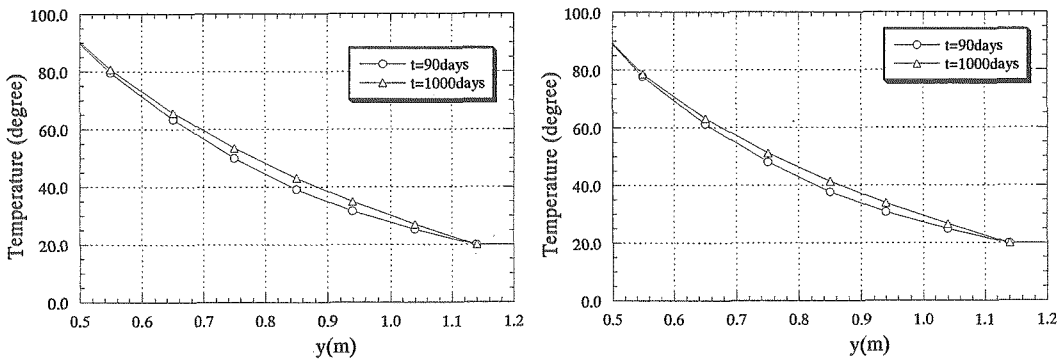


図 3-53 緩衝材内の観測点における温度の経時変化



(a) 観測線 D1

(b) 観測線 G

図 3-54 観測線 D1、G における 90 日、1000 日での温度の分布

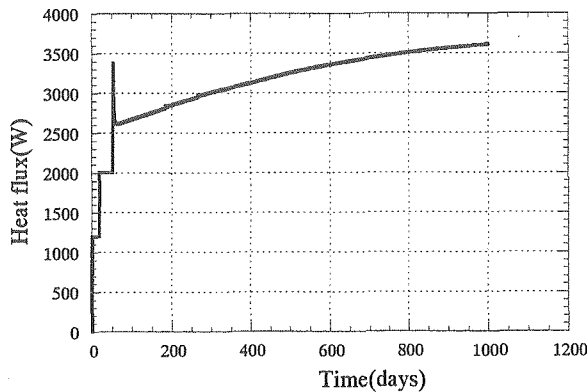


図 3-55 ヒーターの発熱量の計算結果

3) 考察

今回の解析では、岩盤の温度を固定したため、ヒーターの温度を一定にするために与える熱流量も大きく見積もった結果となった。それに伴い、緩衝材内の温度勾配が実際よりも大きくなったと考えられる。一方、ヒーター付近での乾燥は若干見られたものの期待した結果ほど明確に現れなかった。これは、温度勾配による水分拡散よりも浸潤が早く進行したことによるものであり、岩盤の水頭を 100m に固定したことも少なからず影響していると考えられる。実際には、坑道掘削に伴う岩盤内の水位低下が生じるため、これを考慮することが不可欠であろう。

3章 参考文献

- 3-1) 千々松正和、他：“膨潤応力を考慮した熱-水-応力連成解析”、土木学会第 50 回年次学術講演会、講演概要集第 3 部(A)、pp.26-27、(1995)
- 3-2) Y. Ohnishi, et al.：“Development of Finite Element Code for the Analysis of Coupled Thermo-Hydro-Mechanical Behaviors of a Saturated -Unsaturated Medium”、Proc. of Int. Symp. on Coupled Process Affecting the Performance of a Nuclear Waste Repository, Berkeley, pp.263-268、(1985)
- 3-3) J.R. Philip and D.A. de Vries：“Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients”、Am. Geophys. Union Trans, 38 (2) , pp.222-232、(1957)
- 3-4) D.A. de Vries：“Heat Transfer in Soils. In Heat and Mass Transfer in the Biosphere, 1, Transfer Processes in Plant Environment” (D.A. De Vries and N.H.Afghan, Eds.) New York; John Wiley & Sons Inc, (1974)
- 3-5) DECOVALEX III -Task 3- Bench Mark Test 1, Implications of T-H-M coupling on the near-field safety of a nuclear waste repository.
- 3-6) enresa：“FEBEX Full-Scale Engineered Barriers Experiment in Crystalline Host Rock, Pre-Operational Stage, Summary Report”、(1998.)
- 3-7) DECOVALEX III, Task 1: Modelling of FEBEX in-situ test, Part B: Thermo- Hydro- Mechanical Analysis of the Bentonite Behaviour.

4. 膨潤圧のモデル化手法の検討

4.1 概要

ベントナイトを含有する緩衝材は、高レベル放射性廃棄物の処分技術において、自己シール性という重要な役割を期待されている。この観点からの緩衝材の設計や施工管理が予想されるとともに処分施設の力学的安定性を検討する上で、膨潤挙動に関する実験データを蓄積することが必要とされている。様々な材料条件や環境条件を設定し膨潤挙動を数値計算により定量的に評価することができれば、自己シール性や処分施設の力学的安定性の観点から、緩衝材の概略設計が可能となることから、その定量的な評価方法の確立が強く求められている。ここでは、既存の熱-水-応力連成コードにおいて膨潤挙動がどのようにモデル化されているのか整理すると共に、小峯らが幾つかの論文を通じて提案している新しい膨潤評価式の概要⁴⁻¹⁾を示し、既存連成コードへの適用性について検討する。

4.2 熱-水-応力連成モデルにおける力学に関する支配方程式の概要

4.2.1 一般的な支配方程式

熱力学的物性（例えば、質量、運動量、エネルギー密度等）の巨視的な釣り合い方程式は一般的に以下の通りとなる⁴⁻²⁾。

$$\frac{\partial}{\partial t} M_{\psi}^{\kappa} + \nabla \cdot \mathbf{q}_{\psi}^{\kappa} - Q_{\psi}^{\kappa} = 0 \quad (4-1)$$

M_{ψ}^{κ} は質量あるいは単位体積あたりのエネルギーを表し、 κ は質量構成成分（空気、水あるいは固相）あるいは熱成分を表す。 ψ は相（気相、液相あるいは固相）を表す。記号 $\mathbf{q}_{\psi}^{\kappa}$ はフラックスの密度（ベクトル）を表し、 Q は単位体積あたりの成分 κ の増加量を表す。

力学挙動における釣り合い方程式は運動量保存則であり、慣性の項を無視すると静的な応力平衡より以下のようなになる⁴⁻²⁾。

$$\nabla \sigma + \rho_m \mathbf{g} = 0 \quad (4-2)$$

ここで、 σ は全応力、 \mathbf{g} は重力加速度である。 ρ_m は媒体の平均密度であり、以下のようなになる。

$$\rho_m = (1 - \phi) \rho_s + \phi S_l \rho_l + \phi S_g \rho_g \quad (4-3)$$

ここで、 S_ψ ($\psi = g, l$) は各相の飽和度、 ρ_ψ ($\psi = g, l, s$) は各相の密度である。

釣り合い方程式(4-2)は多数の未知数を含んでいる。多孔質連続体の一般的な THM 状態の定義を完全なものにし、未知数の数を減ずるためには、一般的な構成式や制約の導入が必要となる。微小ひずみの仮定に基づくと、全ひずみテンソル $\boldsymbol{\varepsilon}$ と体積ひずみ ε_v は通常以下のように定義される。

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^{\text{tr}}) \quad , \quad \varepsilon_v = \nabla \cdot \mathbf{u} \quad (4-4)$$

ここで、 \mathbf{u} は変位ベクトルで、 tr はテンソルの転置を表す。

飽和媒体中の有効応力の原理は基本的に以下のようなになる。(慣例的に引張応力を正)

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{I}P_l \quad (4-5)$$

不飽和媒体中においては、液状水の圧力は平均間隙水圧 \bar{P} に置き換えられ、これは、ガス圧、液圧等に依存する。そして、2つの流体内の圧力の体積平均を用いると、平均間隙水圧 \bar{P} は以下のようなになる^{4-2), 4-3)}。

$$\bar{P} = S_l P_l + (1 - S_l) P_g \quad (4-6)$$

ここで、Bishop のパラメータ⁴⁻⁴⁾を用いると有効応力の式は以下のように修正される。

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}' - \mathbf{I}[\chi(S)P_l + (1 - \chi(S))P_g] \quad (4-7)$$

膨潤性の材料においては、通常、浸潤に伴う変形(膨潤)は流体圧の変化に伴う弾性膨張(Biotの効果)より大きい。したがって、一般的な有効応力の式に新たに膨潤を表現する項を加えて定式化されることが多い。さらに、塑性挙動を加えることにより、有効応力の式は以下のように表される。

$$ds' = \mathbf{D}:(de - de_T - de_p - de_{sw}) \quad (4-8)$$

ここで、 \mathbf{D} は接線剛性マトリックス、 $\boldsymbol{\varepsilon}$ は構造骨格の全ひずみ、 $\boldsymbol{\varepsilon}_T$ は温度の上昇による熱膨張ひずみ、 $\boldsymbol{\varepsilon}_p$ は内部の水圧による粒子の圧縮に起因するひずみ、 $\boldsymbol{\varepsilon}_{sw}$ は膨潤によるひずみである。

次節では、THAMES、ROCMAS（アメリカ LBNL により開発）、FRACON（カナダ CNSC により開発）、ABAQUS-CLAY（スウェーデン CLAY Technology により開発）、COMPASS（イギリス Prof. Thomas らにより開発）等、各国において開発された連成解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要を示す。これらの連成解析コードは THAMES 同様、高レベル放射性廃棄物の地層処分におけるニアフィールドの熱-水-応力連成現象を解析評価することを目的に開発された数値解析コードである。

4.2.2 各解析コードにおける力学に関する支配方程式の概要

(1) THAMES

THAMES の場合、媒体は線形弾性体あるいは異方性をもつ非線形弾性体としてモデル化されている。修正された有効応力の式は以下のようにになっている。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}\chi\rho_l g\varphi \quad (4-9)$$

ここで、 χ は有効応力に関するパラメータで、不飽和領域で $\chi=0$ 、飽和領域で $\chi=1$ となっている。したがって、力学に関する構成式は以下ようになる。

$$d\mathbf{s} = \mathbf{D}:(d\mathbf{e} - d\mathbf{e}_T) + \mathbf{I}d\pi = \mathbf{D}:(d\mathbf{e} - \mathbf{I}\beta_{TD}dT) - \mathbf{I}\beta_{sw}dh \quad (4-10)$$

ここで、 π は膨潤応力であり中野ら⁴⁻⁵⁾により水分ポテンシャルの関数と仮定されている。

(2) ROCKMAS

ROCMAS においては、Zienkiewicz et al.⁴⁻⁶⁾ および Selvadurai and Nguyen⁴⁻⁷⁾ を参考に、Biot の一般的な有効応力の原理を修正したものが用いられている。一般的な構成式(4-8)を有効応力の式(4-5)に代入し、 P_l を \bar{P} に置き換えると次式のようなになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{D}:(\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_P - \mathbf{e}_{sw}) - \mathbf{I}\bar{P} \quad (4-11)$$

一様な静水圧が作用することによる体積ひずみは Zienkiewicz et al.⁴⁻⁶⁾ によって以下のように示されている。

$$\mathbf{e}_P = -\mathbf{I}\frac{\bar{P}}{3K_g} \quad (4-12)$$

ここで、 K_g は固相粒子の体積弾性率である。

式(4-12)を式(4-11)に代入し、線形弾性材料であると仮定すると式(11)は以下のようなになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{D} : (\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_{sw}) - \left(1 - \frac{\mathbf{D}}{3K_g}\right) \mathbf{I}\bar{P} = \mathbf{D} : (\mathbf{e} - \mathbf{e}_T - \mathbf{e}_{sw}) - \left(1 - \frac{K_D}{3K_g}\right) \mathbf{I}\bar{P} \quad (4-13)$$

ここで、 K_D は排水された材料の体積弾性率である。この場合、Biot の有効応力のパラメータは以下のように定義される。

$$\alpha = 1 - \frac{K_D}{K_g} \quad (4-14)$$

以上より、修正された有効応力の式は以下のようなになる。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \alpha \mathbf{I}S_I P \quad (4-15)$$

ここで、平均の圧力は、ガス圧は無視するという仮定のもと、式(4-5)に従い計算される。

最終的に応力-ひずみに関する構成式は次式のようなになる。

$$d\mathbf{s}' = \mathbf{D} : (d\mathbf{e} - d\mathbf{e}_T - d\mathbf{e}_{sw}) = \mathbf{D} : (d\mathbf{e} - \mathbf{I}\beta_{TD}dT - \mathbf{I}\beta_{sw}dS_I) \quad (4-16)$$

ここで、 β_{sw} は膨潤ひずみに関する係数である。また、粒子の圧縮によるひずみは Biot の係数 α にこの影響が考慮されていないため含まれていない。

(3) FRACON

FRACON においては有効応力に関する式は以下のようになっている。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}\chi(S_I)P \quad (4-17)$$

ここで、 χ は Bishop の有効応力パラメータ⁴⁴⁾ で、経験的に飽和度の関数としている。また、力学に関する構成関係は以下のようになっている。

$$ds' = \mathbf{D} : (de - de_T) = \mathbf{D} : (de - \mathbf{I}\beta_{TD}dT) \quad (4-18)$$

ここでは膨潤応力に関して特別な項は追加していない。膨潤挙動は式(4-17)における Bishop のパラメータで対応している。

(4) ABAQUS-CLAY

ABAQUS-CLAY では有効応力は以下のように仮定している。

$$\mathbf{s} = \mathbf{s}' - \mathbf{I}S_l P \quad (4-19)$$

ここで、標準的な ABAQUS コードにおいては Bishop の係数は飽和度に等しいとしている。間隙水圧による粒子の圧縮の影響は考慮されており、ひずみの増分は式(4-12)から以下ようになる。

$$de = -\frac{1}{3K_g} \mathbf{I}d(S_l P) \quad (4-20)$$

また、膨潤によるひずみ増分は以下のようにしている。

$$de_{sw} = \mathbf{I}\beta_{sw} dS_l \quad (4-21)$$

したがって、最終的な応力-ひずみ関係は以下のようにになっている。

$$ds' = \mathbf{D} : \left(de - \mathbf{I}\beta_T dT + \left(\frac{S_l}{3K_g} + \frac{P_l}{3K_g} \frac{dS_l}{dP_l} \right) \mathbf{I}dP_l + \mathbf{I}\beta_{sw} \frac{dS_l}{dP_l} dP_l \right) \quad (4-22)$$

ここで、 de は全ひずみ（弾性および塑性部分を含む）である。

また、ベントナイトの力学挙動のモデル化として CLAY Technology（スウェーデン）では経験的な非線形弾性モデルおよび Drucker-Prager による塑性モデルを用いている。非線形弾性モデルでは、間隙比 e の増分と有効応力の増分を以下のような関係としている。

$$de = \eta d(\ln(\sigma'_M)) \quad (4-23)$$

ここで、 η は材料パラメータで、 σ'_M は等価有効応力である。粒子は非圧縮性であると仮定すると、間隙比の変化は体積弾性ひずみの関数とすることができる。

$$d\varepsilon_v = \frac{de}{1+e_0} \quad (4-24)$$

式(4-23)における非線形関係および Drucker-Prager の塑性モデルを用いることにより、接線剛性マトリックス \mathbf{D} は弾性領域および塑性領域の全てにおいて応力に依存することになる^{4,7)}。

(5) COMPASS

COMPASS における構成方程式はベクトル形で次のようになっている。

$$ds = \mathbf{D}:(de - de_T^e - de_f^p - de_s^p) \quad (4-25)$$

ここで、 $d\sigma$ は応力増分ベクトル、 \mathbf{D} は弾性係数マトリックス、 de はひずみベクトル、 de_T^e は温度ひずみベクトル、 de_f^p は応力の変化によって生ずる塑性ひずみ増分ベクトル、 de_s^p はサクシヨンの変化によって生ずる塑性ひずみ増分ベクトルである。

塑性ひずみ増分は、流れ則により以下のようになる。

$$d\varepsilon_{ij}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial \sigma_{ij}} + x_2 \frac{\partial Q_2}{\partial s} \quad (4-26)$$

ここで、 x_1 、 x_2 はスカラー量の未定係数である。第1項は応力成分の変化によって生ずる塑性ひずみを、第2項はサクシヨンの変化による塑性ひずみの増分を表している。未定係数は塑性仕事増分が0であるとおいて決定する。

式(4-26)の第1項は、体積成分 $d\varepsilon_{fp}^p$ と偏差成分 $d\varepsilon_{fq}^p$ に分離でき、それぞれ次のように表すことができる。

$$d\varepsilon_{fp}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial p} = x_1 M^2 (2p + p_s - p_o) \quad (4-27)$$

$$d\varepsilon_{fq}^p = x_1 \frac{\partial Q_1}{\partial q} = x_1 2\alpha q \quad (4-28)$$

一方、サクシオン変化による塑性ひずみの増分は次式で表される。

$$d\varepsilon_s^p = x_2 \frac{\partial Q_2}{\partial s} = x_2 \quad (4-29)$$

熱によるひずみの増分は、単に次式のようになる。

$$d\varepsilon_T^e = \alpha_T \Delta T m \quad (4-30)$$

ここで、 α_T は土の熱膨張係数、 ΔT は温度変化である。これらを(4-25)式に代入することにより、構成方程式を完成させることができる。

4.2.3 膨潤応力のモデル化

力学の支配方程式における膨潤挙動のモデル化は大きく分けると、一般的な支配方程式(4-8)における膨潤によるひずみを飽和度等の関数として設定するモデルと、サクシオン（あるいは水分ポテンシャル）の変化量を直接応力値に換算して構成式に導入するモデルとがある。どちらもモデル化に必要なパラメータを理論的あるいは実験から直接求める段階まではいっておらず、実験結果等を用いた逆解析により同定されている。ここでは、その例を示す。

(1) 膨潤応力に関する係数の同定（THAMESの例）

ここでは、供試体内部において膨潤圧が発生したときに拘束境界面に作用する応力を膨潤応力と定義する。膨潤応力の値はベントナイトの微視的構造による影響等により膨潤圧とは必ずしも等しくならない⁴⁻⁵⁾。したがって、膨潤応力に寄与する膨潤圧 π は、膨潤圧 π にある係数を乗じた次式で表わされると考えている。

$$\sigma = F\pi \quad (4-31)$$

係数 F を理論的に求めることは困難であるため実測の膨潤応力データの逆解析により F を求めている⁴⁻⁸⁾。

図4-1～図4-3には解析結果を示す。対象とした材料はベントナイト単体（クニゲルV1）である。ここで、ベントナイトの弾性係数は含水比の関数としている。図4-1には供試体の各高さにおける水分ポテンシャルの経時変化を示す。凡例は供試体下部、すなわち浸潤面からの距離である。同図より浸潤開始より約150時間で供試体全体の水分ポテンシャルの値が0になっていることが分かる。図4-2には供試体の各高さにおける応力の経時変化を示す。供試体内部の応力が拘束境界面に作用する膨潤応力に等しいと考え、この応力値が膨潤応力の値に一致するように F の値を求めた。図4-2は F が0.160の時の結果である。図4-1と図4-2を比べると膨潤応力の発生状況は水分ポテンシャルの変化状況と一致していることがわかる。これは、水分ポテンシャル

の変化量が膨潤圧になるというモデルを用いたためである。図 4-3 に、膨潤応力の実測値と計算結果との比較を示す。実験では膨潤応力は試験開始後早期から発生しているが、解析結果ではこれに比べ膨潤応力の発生は遅れた結果となった。同定された F の値は 0.160 である。 F の値は、最終的な膨潤応力の値が実験値と解析値で一致するように同定されている。ここで用いられている解析モデルは水分ポテンシャルの変化量が膨潤圧の発生に寄与していると考えているモデルであるため、膨潤圧の発生状況は供試体内の浸潤状況に大きく依存している。すなわち、浸潤が早いほど、膨潤圧の発生は速く定常に達するまでの時間は短いという結果になる。

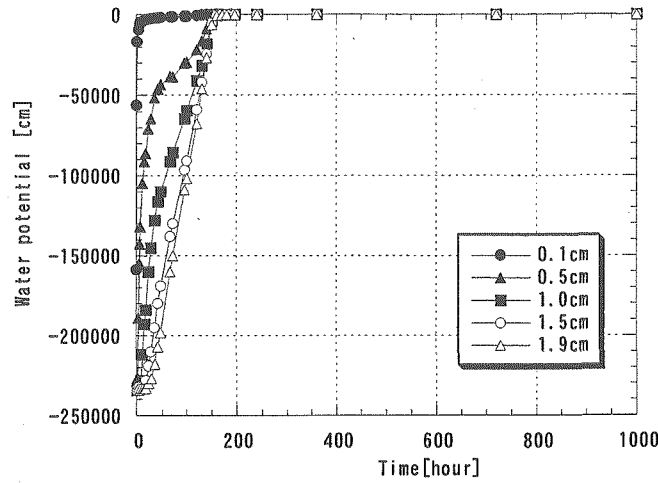


図 4-1 水分ポテンシャルの経時変化 (ベントナイト単体)

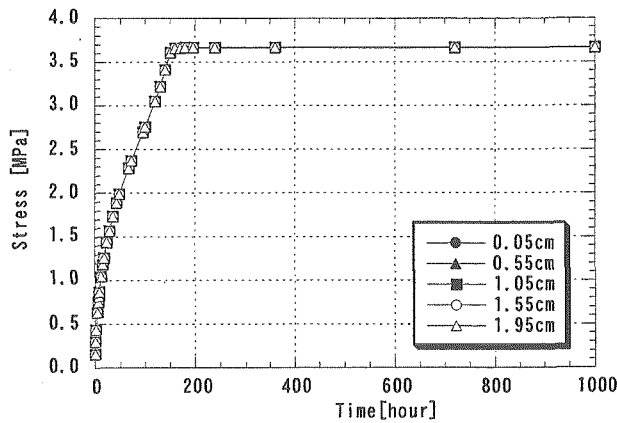


図 4-2 緩衝材内の応力の経時変化 (ベントナイト単体)

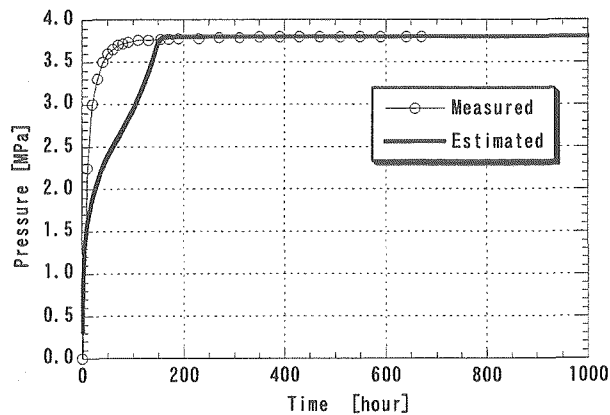


図 4-3 膨潤応力の実験結果と解析結果の比較 (ベントナイト単体)

(2) 膨潤応力に関するパラメータの同定 (ABAQUS-CALY の場合)

ABAQUS-CLAY における膨潤圧に関するパラメータは実験結果の逆解析より飽和度と体積ひずみの変化率の関係として同定されている。この関係は膨大であるため、表 4-1 にはその抜粋を示す。

表 4-1 飽和度 S_r と体積ひずみの変化率 $\Delta\varepsilon_v$ の関係 (抜粋)

S_r	$\Delta\varepsilon_v$
0	-0.2
0.1	-0.01
0.2	0.02
0.3	0.03
0.4	0.02
0.5	0.01
0.6	0
0.7	-0.02
0.8	-0.03
0.88	-0.04
0.94	-0.06
0.97	-0.11
0.99	-0.24
1.0	-0.81

4.3 小峯らの提案する膨潤評価式の適用

4.3.1 緩衝材の膨潤評価式の概要

小峯らは、化学的な環境条件に大きく影響を受ける膨潤特性の評価を可能とするため、Gouy-Chapman theory と呼ばれる粘土鉱物結晶レベルの膨潤現象を評価できる拡散二重層理論⁴⁻¹⁰⁾を利用して、締固めたベントナイトのみに適用できる膨潤評価式を提案している^{4-11)、4-12)}。この評価式は、ベントナイトの交換性陽イオンを単一と仮定し定式化したものであり、砂・ベントナイト混合材料の膨潤挙動の評価やベントナイトに含有される交換性陽イオンの種類や組成による膨潤挙動の違いについて評価することは困難であった。実際の緩衝材や埋戻し材では、経済性の観点から、比較的安価な砂や現地発生土をベントナイトに混合して利用することや、海外産のベントナイトを利用することも考えられている^{4-13)、4-14)}。そこで、砂・ベントナイト混合材料や海外産ベントナイトへ適用可能とするため、砂とベントナイトの配合割合および含有される交換性陽イオンの種類や組成を考慮できる新しい膨潤評価式を構築する必要がある。

小峯らが提案した「締固めたベントナイトの膨潤評価式」^{4-11)、4-12)}では、モンモリロナイトの結晶の層間に水を吸水することにより生じる膨潤がベントナイトの膨潤挙動を支配すると考え、モンモリロナイトの結晶層間への水の浸入による反発力を拡散二重層理論に基づき定式化している(後述の式(4-32a)~(4-32d))。一方、結晶間には引力であるファンデルワールス力も作用すると考えられ、これについても考慮している(後述の式(4-32e))。

また、実際の緩衝材・埋戻し材中には間隙やモンモリロナイト以外の膨潤性をあまり示さない鉱物粒子も含まれているので、これらの影響を考慮できるようにするための新しい理論式が必要となる。小峯らは、図 4-4 に示すように、ベントナイトが膨潤し緩衝材中の間隙が充填されるこ

とを確認した。また、室内の膨潤実験の結果も踏まえ、緩衝材・埋戻し材の膨潤圧および膨潤変形の発生プロセスを考察し、図 4-5 に示すモデルを提案した⁴⁻¹⁵⁾。このモデルに基づき、緩衝材・埋戻し材中のモンモリロナイトの膨潤挙動を評価できるパラメータ「モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* (%)」を定義し、その算出式を誘導した(後述の式(4-32f)~(4-32h))。この式によれば、緩衝材・埋戻し材の膨潤率(=膨潤変形量/緩衝材・埋戻し材の初期体積×100)の最大値、すなわち最大膨潤率とモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* が関係づけられる。また、砂とベントナイトの質量比率に関するパラメータであるベントナイト配合率 α (%)を導入しており、砂とベントナイトの配合割合を考慮できるようにしている。

一方、小峯らは図 4-6 に示すようなモンモリロナイトの結晶レベルの膨潤挙動を考え、モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* (%)と平行二粒子間距離の 1/2 に相当するパラメータ d の関係において定義した(後述の式(4-32i))⁴⁻¹²⁾。

また、既往の研究から、ベントナイトの膨潤挙動は周辺の水の性質など周辺環境条件に大きく影響を受けることが知られている^{4-16)、4-17)、4-18)}。したがって、モンモリロナイトの膨潤変形に伴う環境条件の変化も考慮する必要がある。後述の式(4-32j)はモンモリロナイト結晶層の膨潤変形に伴う間隙水のイオン濃度の変化を評価する式である。後述の式(4-32k)はベントナイトの比表面積を算出するための式であり、ベントナイト中のモンモリロナイト含有率の影響を考慮できるようにしている。

上記の理論を基本に、さらにベントナイトの主要な交換性陽イオンである Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} の 4 種類に対して、それぞれの交換性陽イオンに起因する粘土結晶層間に作用する反発力と引力を算出し、各イオンの交換容量を用いて加重平均し評価する方法を新たに考案した(後述の式(4-32))。

考案されたベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式は次の通りである。

【ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式】

$$p = \frac{1}{CEC} \sum_{\substack{i=Na^+, Ca^{2+} \\ K^+, Mg^{2+}}} [EXC_i \{(f_r)_i - (f_a)_i\}] \text{ (kPa)} \quad (\text{なお、} p \text{ は反発を正とする。}) \quad (4-32)$$

$$(f_r)_i = 2nkT(\cosh u_i - 1) \times 10^{-3} \text{ (kPa)} \quad (4-32a)$$

$$u_i = 8 \tanh^{-1} \left[\exp(-\kappa_i d_i) \tanh\left(\frac{z_i}{4}\right) \right] \quad (4-32b)$$

$$\kappa_i = \sqrt{\frac{2nv_i^2 e'^2}{\epsilon kT}} \quad (4-32c)$$

$$z_i = 2 \sinh^{-1} \left(96.5 \times \frac{EXC_i}{S} \sqrt{\frac{1}{8\epsilon nkT}} \right) \quad (4-32d)$$

$$(f_a)_i = \frac{A_h}{24\pi} \left[\frac{1}{d_i^3} + \frac{1}{(d_i + t)^3} - \frac{2}{(d_i + t/2)^3} \right] \times 10^{-3} \text{ (kPa)} \quad (4-32e)$$

$$\varepsilon_{sv}^* = \left\{ e_0 + \frac{\varepsilon_{smax}}{100} (e_0 + 1) \right\} \times \left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\} \times 100 \quad (\%) \quad (4-32f)$$

$$e_0 = \frac{\rho_{solid}}{\rho_{d0}} - 1 \quad (4-32g)$$

$$\rho_{solid} = \frac{\frac{100}{C_m} \frac{100}{\alpha} \rho_m}{\left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\}} \quad (4-32h)$$

$$d_i = \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100} \left\{ t + (R_{ion})_i \right\} + (R_{ion})_i \quad (\text{m}) \quad (4-32i)$$

$$n = \frac{n_0 (\text{mol/m}^3) \times N_A}{1 + \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100}} \quad (\text{個数/m}^3) \quad (4-32j)$$

$$S = \frac{C_m}{100} S_m + \left(1 - \frac{C_m}{100} \right) S_{nm} \quad (\text{m}^2/\text{g}) \quad (4-32k)$$

ここに、

p : ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の発生する圧力(kPa) (なお、 p は反発を正とする)

$(f_r)_i$: 交換性陽イオン i に起因する反発力(kPa) (i は Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} のいずれかの交換性陽イオンを示す。以下に記述される i はこれと同様の意味である)

$(f_a)_i$: 交換性陽イオン i に起因する引力(kPa)

EXC_i : 交換性陽イオン i の交換容量(mequiv./g)

CEC : 陽イオン交換容量(mequiv./g)

d_i : 交換性陽イオン i の時の結晶層間距離の 1/2 (m)

v_i : 交換性陽イオン i の価数

e' : 電子電荷($=1.602 \times 10^{-19} \text{C}$)

k : Boltzmann 定数($=1.38 \times 10^{-23} \text{J/K}$)

T : 絶対温度(K)

n : 緩衝材・埋戻し材中の間隙水の補正イオン濃度(個数/ m^3)

n_0 : 緩衝材・埋戻し材中の間隙水のイオン濃度(mol/m^3)

ε : 間隙水の誘電率($\text{C}^2 \text{J}^{-1} \text{m}^{-1}$)

A_h : Hamaker 定数(モンモリロナイトの場合、 $=2.2 \times 10^{-20} \text{J}$)

t : モンモリロナイトの結晶層厚($=9.60 \times 10^{-10} \text{m}$)

ε_{smax} : 緩衝材・埋戻し材の最大膨潤率(%)

e_0 : 緩衝材・埋戻し材の初期間隙比

C_m : ベントナイトのモンモリロナイト含有率(%)

ρ_{d0} : 緩衝材・埋戻し材の初期乾燥密度(Mg/m^3)

α : 緩衝材・埋戻し材のベントナイト配合率(%) (全土質材料の乾燥質量に対するベントナイトの乾燥質量の百分率)

ρ_m : モンモリロナイトの土粒子密度(Mg/m³)

ρ_{nm} : モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度(Mg/m³)

ρ_{sand} : 砂粒子密度(Mg/m³)

$(R_{ion})_i$: モンモリロナイト結晶層間中の交換性陽イオン i の非水和半径(m)

N_A : アボガドロ数(=6.023×10²³)

S : ベントナイトの比表面積(m²/g)

S_m : モンモリロナイトの比表面積(m²/g)

S_{nm} : モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積(m²/g)

「ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式」は ε_{sv}^* とパラメータ d を介して、様々な材料条件 (ベントナイトの種類、乾燥密度やベントナイトの配合率等) や環境条件 (温度や地下水の水質等) に応じて、緩衝材・埋戻し材の発生する圧力 p とその最大膨潤率 ε_{smax} の関係を計算することができる。

4.3.2 緩衝材の膨潤特性と膨潤評価式による予測結果

本節では、緩衝材・埋戻し材の膨潤変形や膨潤圧に関する室内実験結果と前節で紹介した膨潤評価式による予測結果を比較し、その妥当性について述べる。

使用した試料は、山形県月布産のベントナイト (クニミネ工業製、クニゲル V1) と三河珪砂 6号である。これらの試料を締固めて作製した供試体を用い、膨潤変形しないよう拘束した状態で鉛直方向の膨潤圧を測定する膨潤圧実験と、一定の鉛直圧下における一次元膨潤変形量を測定する膨潤変形実験の 2 種類を行った。図 4-7 に各実験で使用した装置の概要を示す。供試体の寸法は直径 60mm、高さ 5mm、初期乾燥密度は 1.19~2.27 Mg/m³ の範囲に、ベントナイトの配合率は 5~100% の範囲にあった。

図 4-8 に上記の供試体の膨潤圧に関する、図 4-9 に膨潤変形に関する実験結果を例示する。ここで、最大膨潤圧とは膨潤圧の時間変化において計測された最大値であり、最大膨潤率は膨潤率 (=一次元膨潤変形量/供試体の初期高さ×100) の時間変化曲線に対して双曲線近似を行い、その漸近線の値として求めた^{4-1), 4-11)}。

図 4-8、4-9 の結果から分かるように、緩衝材・埋戻し材の膨潤特性は初期乾燥密度、ベントナイト配合率および鉛直圧に大きく影響を受けることが分かる。この実験結果に対し、先に述べた膨潤評価式による計算結果を図 4-8、4-9 に曲線で併記した。表 4-2~4-4 に膨潤評価式で必要となるパラメータの設定値を示す。各パラメータは、使用したベントナイトおよび砂の物性に基づき設定されている⁴⁻¹⁾。

これらの図から分かるように、4.3.1 に述べた膨潤評価式による予測結果と室内実験で得られた結果は良好に一致しており、提案した評価式が十分妥当であると考えられる。

4.3.3 緩衝材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針

前述のように、小峯らの提案する新しい膨潤評価式は、完全に飽和した状態を想定して、その時点での拘束条件、環境条件、材料条件を設定することにより、膨潤圧や膨潤変形を定量的に計算することができる。したがって、緩衝材や埋戻し材が完全に飽和した状態の自己シール性能を定量的に評価することが可能である。しかし、再冠水時の緩衝材や埋戻し材の挙動を評価するためには、この膨潤評価式に対し、さらに飽和度の変化が考慮できるように拡張する必要がある。本章では、飽和度を考慮するための膨潤評価式の高度化方針について現段階で考えられる点を示す。実際の緩衝材や埋戻し材は、再冠水時においてその含水状態が時間経過とともに変化し不飽和状態から飽和状態へ移行していく。この含水状態の変化を表す特性値として飽和度をパラメータとして、どのように先の膨潤評価式に導入するかが、高度化のキーポイントとなる。飽和度の変化を膨潤評価式に導入する方法として、現段階で次の2通りあると考えられる。

- ① 不飽和状態から飽和状態に移行する過程で、図 4-5 に図示される「緩衝材・埋戻し材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ」に基づき求められるモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* の評価式(4-32f)および図 4-6 に図示されている「結晶レベルから見たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* 」の評価式(1-i)において飽和度パラメータを導入する方法がある。すなわち、評価式(4-32f)と式(4-32i)に $S_r/100$ (S_r : 飽和度(%)) を乗じた式を新たに用いることにより、100%飽和した状態を想定したときのモンモリロナイトの膨潤体積ひずみを基準に飽和度に依存してパラメータ d_i を変化させるという方法である。
- ② 不飽和状態から飽和状態に移行する過程で、図 4-6 に図示されるような膨潤変形したモンモリロナイト結晶の個数の変化を飽和度の関数として与える方法がある。すなわち、個々のモンモリロナイト結晶の膨潤挙動の総和を行う式(4-32)に $S_r/100$ (S_r : 飽和度(%)) を乗じた式を用いることにより、100%飽和した状態を想定したモンモリロナイトの個数を飽和度により変化させるという方法である。

今後は、上記の2通りの考え方で定式化を試みるが、これらの試みの妥当性・適用性を調査するための実験データも必要不可欠となる。これについては、飽和度を変化させたときの膨潤挙動を測定できる実験方法を考案するとともに、既往の文献データなども調査する必要がある。

4.4 まとめ

本章において得られた主な結論を列挙すると以下の通りである。

- (1) 緩衝材・埋戻し材の膨潤圧および膨潤変形のプロセスに関する小峯モデルおよび、粘土鉱物結晶レベルの膨潤現象を評価できる拡散二重層理論と上記モデルに基づく理論評価式を組み合わせることにより誘導される「ベントナイトを含有する緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式」の概要について述べた。
- (2) 提案されている膨潤評価式による予測結果と室内実験で得られた結果とを比較した結果、提案した評価式が十分妥当であることを確認した。
- (3) 緩衝材・埋戻し材の飽和度の変化に伴う膨潤特性評価への拡張方針について述べた。特に提案されている膨潤評価式のどの式に飽和度を導入するべきかについて、現段階の考え・方針について述べた。

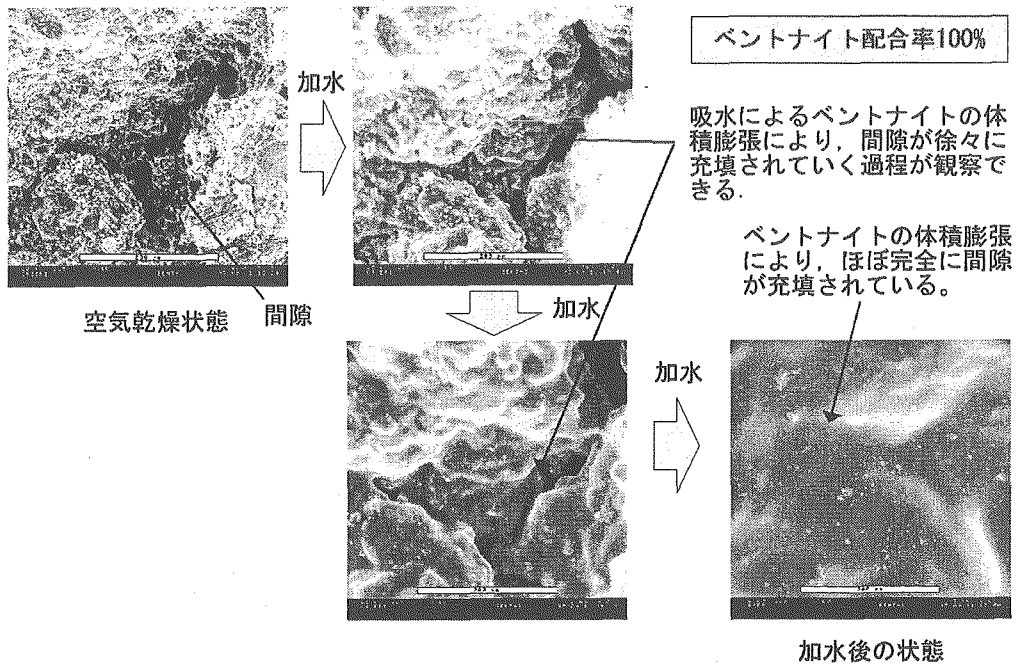


図 4-4 緩衝材中のベントナイト膨潤挙動の電子顕微鏡観察⁴⁻¹⁵⁾

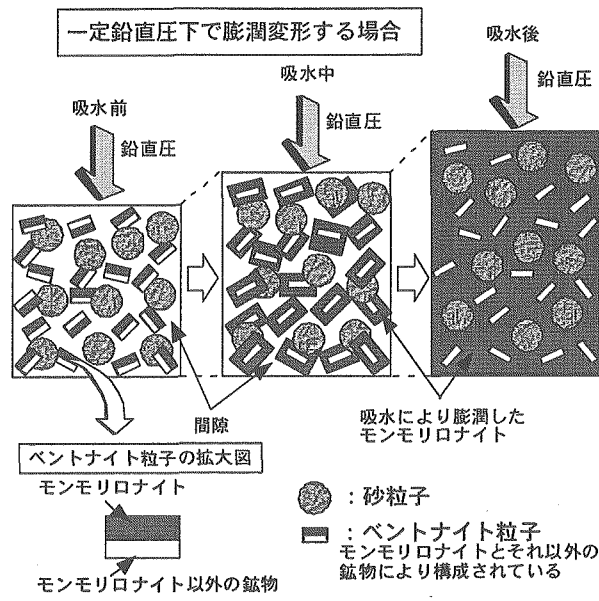


図 4-5 緩衝材中のベントナイトの膨潤挙動イメージ⁴⁻¹⁾

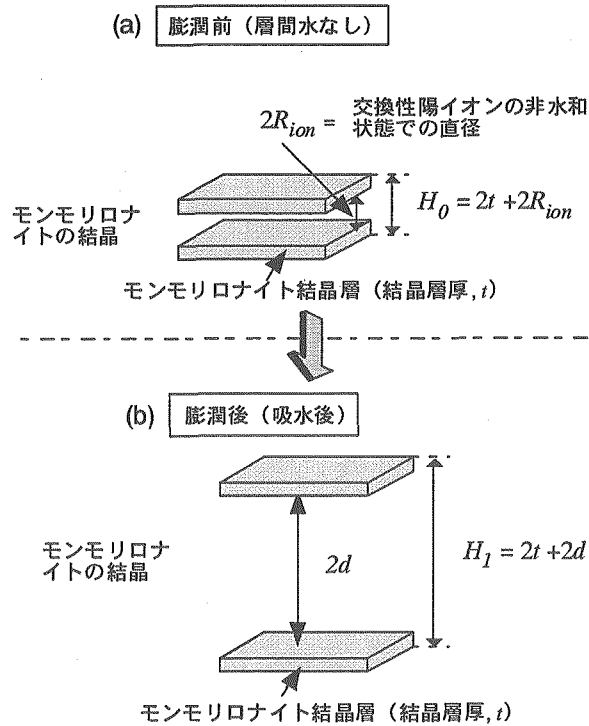
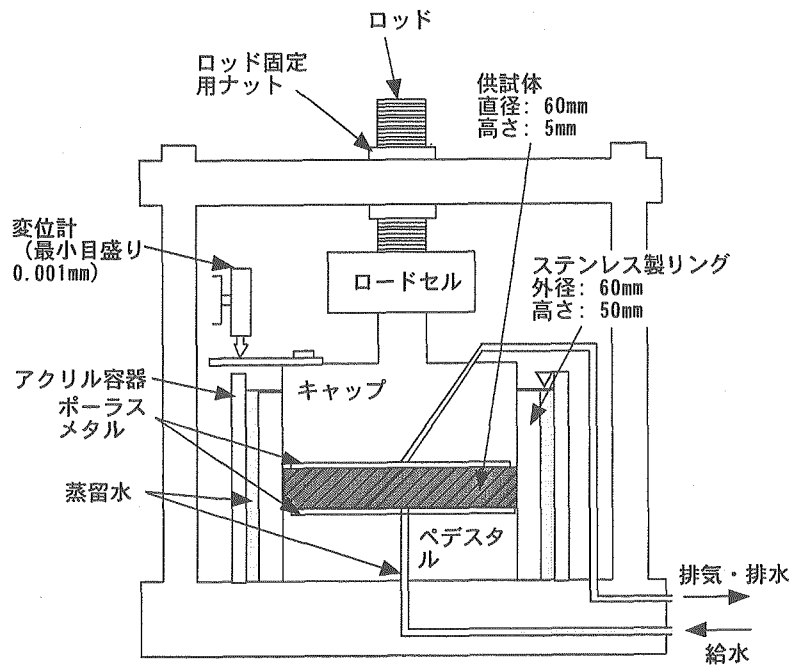
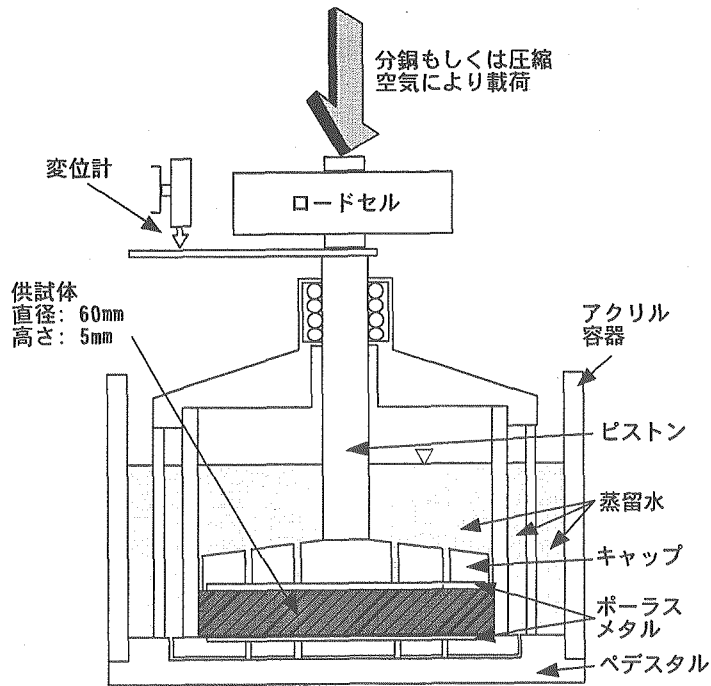


図 4-6 結晶レベルから見たモンモリロナイトの膨潤体積ひずみ⁴⁻¹⁾



(a) 膨潤圧実験装置



(b) 膨潤変形実験装置

図 4-7 使用した実験装置の概要

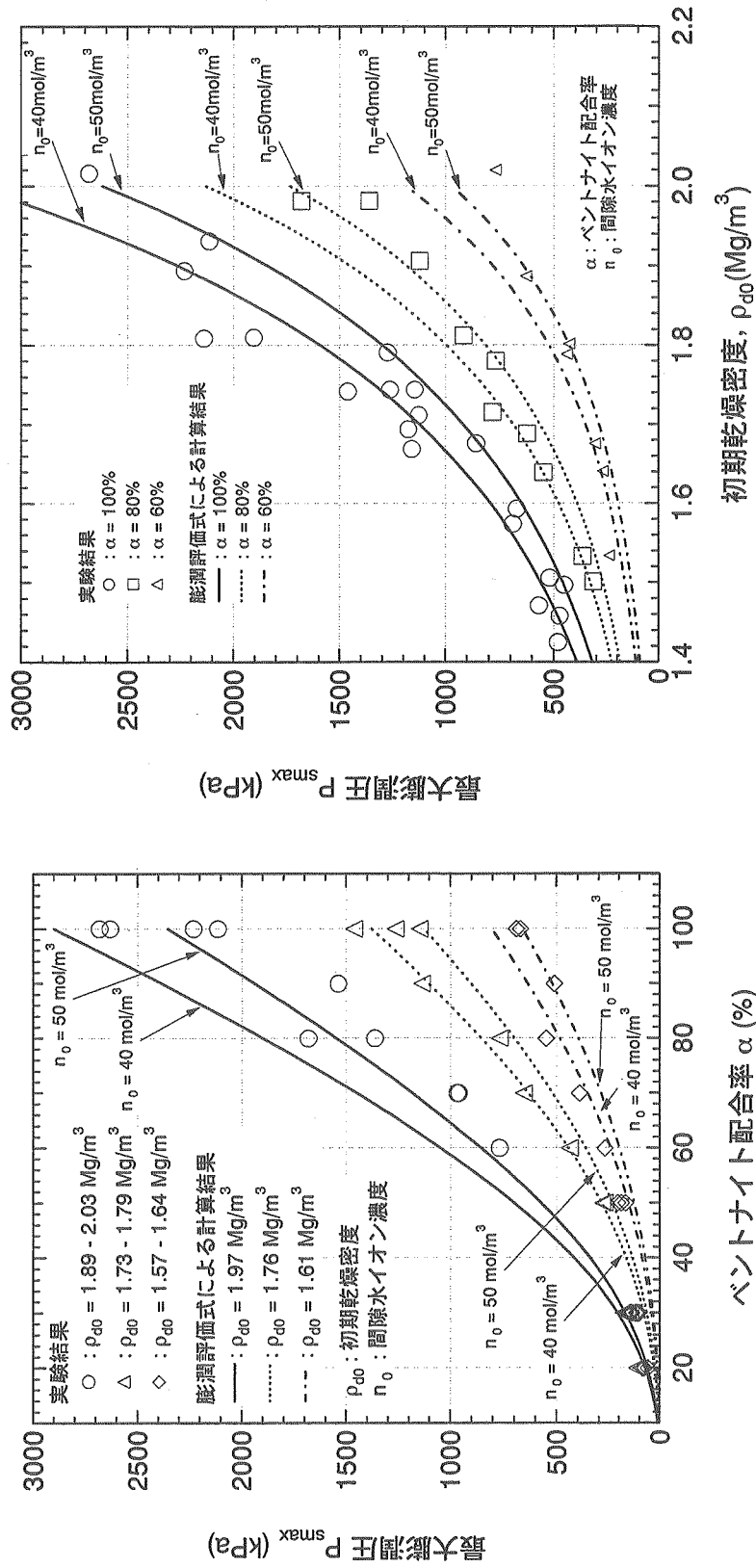


図 4-8 緩衝材の膨潤圧特性と膨潤評価式による予測結果の比較

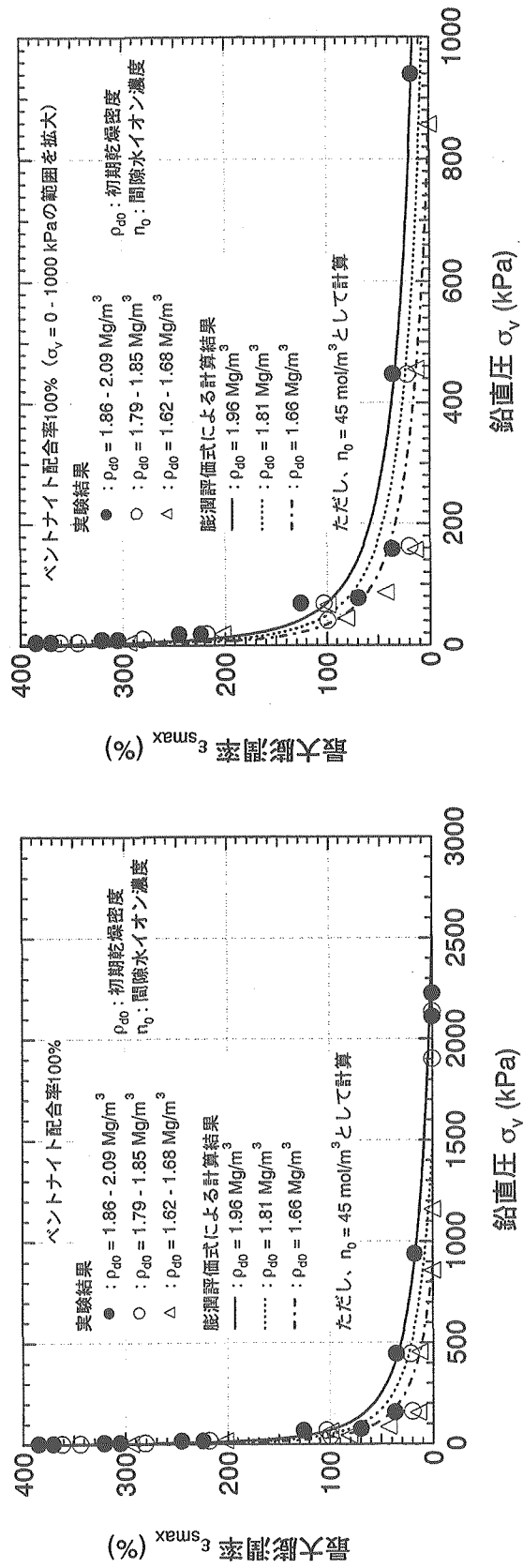


図 4-9 緩衝材の膨潤変形特性と膨潤評価式による予測結果の比較

表 4-2 膨潤評価式における材料パラメータの設定 (クニゲル V1 相当) ⁴⁻¹⁾

モンモリロナイトの土粒子密度 ρ_m	2.77 Mg/m ³
モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度 ρ_{nm}	2.81 Mg/m ³
砂の土粒子密度 ρ_{sand}	2.66 Mg/m ³
モンモリロナイトの比表面積 S_m	810 m ² /g
モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積 S_{nm}	0 m ² /g
ベントナイトのモンモリロナイト含有率 C_m	48 %
陽イオン交換容量 CEC	0.732 mequiv./g
交換性 Na イオン量 EXC_{Na^+}	0.405 mequiv./g
交換性 Ca イオン量 $EXC_{Ca^{2+}}$	0.287 mequiv./g
交換性 K イオン量 EXC_{K^+}	0.009 mequiv./g
交換性 Mg イオン量 $EXC_{Mg^{2+}}$	0.030 mequiv./g
交換性 Na イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Na}$	0.098 nm
交換性 Ca イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Ca}$	0.1115 nm
交換性 K イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_K$	0.133 nm
交換性 Mg イオンの非水和イオン半径 $(Rion)_{Mg}$	0.0835 nm
交換性 Na イオンの価数 v_{Na}	1
交換性 Ca イオンの価数 v_{Ca}	2
交換性 K イオンの価数 v_K	1
交換性 Mg イオンの価数 v_{Mg}	2
モンモリロナイト結晶層厚 t	9.60×10^{-10} m

表 4-3 膨潤評価式における物理定数 ⁴⁻¹⁾

電子電荷 e'	1.602×10^{-19} C
Boltzmann 定数 k	1.38×10^{-23} J/K
Hamaker 定数 A_h	2.2×10^{-20} J
Avogadro's 数 N_A	6.023×10^{23}

表 4-4 膨潤評価式における環境条件パラメータ ⁴⁻¹⁾

間隙水の誘電率 ϵ	$80 \times 8.8542 \times 10^{-12}$ C ² /(J·m)
温度 T	295 K
緩衝材・埋戻し材中の間隙水のイオン濃度 n_0	膨潤変形実験に対して 20 mol/m ³ 膨潤圧実験に対して 40~50 mol/m ³

4 章 参考文献

- 4-1) 小峯秀雄、緒方信英：“高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案-砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響-”、電力中央研究所研究報告 U99013、(1999)
- 4-2) J. Bear and Y. Bachmat：“Introduction to Modeling of Transport Phenomena in Porous Media”，Kluwer Academic Publisher, Netherlands, p. 553, (1991)
- 4-3) O.C. Zienkiewicz, et al.：“Static and dynamic behaviour of soils: a rational approach to quantitative solutions, I, Fully saturated problems”，*Proc. R. Soc. Lond., A* 429, pp.285-309, (1990)
- 4-4) A.W. Bishop and G. E. Blight：“Some aspects of effective stress in saturation and partly saturated soil”，*Geotéchnique*, 13, pp.177-197, (1963)
- 4-5) 中野政詩、他：“拘束された不飽和粘土の浸潤と膨潤圧”、農業土木学会論文集第 112 号、pp.55-66、(1984)
- 4-6) O.C. Zienkiewicz, et al.：“A unified approach to soil mechanics problems (including plasticity and visco-plasticity)”，In Gudehus G, editor, *Finite Elements in Geomechanics*, John Wiley & Sons, pp.151-177, (1977)
- 4-7) A.P.S. Selvadurai and T.S. Nguyen：“Computational modeling of isothermal consolidation of fractured porous media”，*Computers and Geotechnics*, 17, pp.39-73, (1995)
- 4-8) ABAQUS Manuals-Version 5.5. Hibbit, Karlson and Sorensen Inc., Pawtucket, Rhode Island.
- 4-9) 千々松正和、谷口航：“熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価”、核燃料サイクル開発機構技術資料 JNC TN8400 99-014、(1999)
- 4-10) J.K. Mitchell：“Fundamentals of soil behavior (Second Edition)”，John Wiley & Sons Inc., pp.111-130, (1993)
- 4-11) H. Komine and N. Ogata：“Experimental study on swelling characteristics of compacted bentonite”，*Canadian Geotechnical Journal*, 31-4, pp.478-490, (1994)
- 4-12) H. Komine and N. Ogata：“Prediction for swelling characteristics of compacted bentonite”，*Canadian Geotechnical Journal*, 33-1, pp.11-22, (1996)
- 4-13) 核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次取りまとめ—総論レポート”、JNC TN1400 99-020、(1999)
- 4-14) (財)電力中央研究所、電気事業連合会：“高レベル放射性廃棄物地層処分の事業化技術、(1999)
- 4-15) H. Komine and N. Ogata：“Experimental study on swelling characteristics of sand-bentonite mixture for nuclear waste disposal”，*Soils and Foundations*, 39-2, 83-97, (1999)
- 4-16) S. Iwata and T. Tabuchi：“Soil - water interactions”，Marcel Dekker Inc., pp.131-193, (1988)
- 4-17) H. Van Olphen：“An introduction to clay colloid chemistry (Second Edition)”，Krieger Publishing Company Malabar, pp. 92-110, (1991)
- 4-18) T. Kanno and H. Wakamatsu：“Water uptake and swelling properties of unsaturated bentonite buffer materials”，*Canadian Geotechnical Journal*, Vol.29, pp.1102-1107, (1992)

5. おわりに

本研究では、高レベル放射性廃棄物の地層処分において、人工バリア定置後にニアフィールドにおいて生じると考えられる熱・水・応力連成現象を精度よく評価することを目的に検討を行った。開発された熱・水・応力連成コードの確証のため、国際共同研究（DECOVALEX）に参加し、共同研究において設定された課題に対して取り組んだ。本国際共同研究は人工バリア周辺における熱・水・応力連成現象の理解および評価モデルの検証の場として世界各国の機関が参画しているものであり、その場において解析コードの妥当性を評価するとともに、高度化を行なっていくことは有意義なことであると考えられる。ここでは、Task1、Task3BMT1、Task3BMT2の課題に対して検討を行った。Task1はスイスのGMTにおいて実施されている坑道横置き方式の実規模原位試験の解析評価を目的としており、本年度は緩衝材の熱・水・応力連成挙動に関して解析評価を実施した。Task3BMT1は緩衝材の再冠水挙動に対する Scoping calculation であり、本年度は、二次元軸対称モデルを用い、熱移動と浸透に関して非連成と連成との比較検討を行った。Task3BMT2は岩盤亀裂のスケール効果に関する検討であり、本年度は Pixel 法および三次元クラックテンソルによるスケール効果の影響に関して検討を進めた。本国際共同研究は2003年まで続けられることになっており、本共同研究の中で、解析コードの高度化を図ることとなる。

また、現在までの緩衝材を対象とした熱・水・応力連成解析においては、その膨潤挙動を評価する手法として水分ポテンシャルの変化にともない膨潤圧が変化するモデルをこれまで検討してきた。このモデルによるこれまでの膨潤挙動の解析評価では実験結果を精度良く表現できているとは言い難かった。そこで、本研究では、膨潤挙動に関する新たなモデルの導入を試みた。まず、各国における連成解析コードにおいて膨潤挙動がどのようにモデル化されているのか調査した。そして、小峯らにより提案された膨潤モデルを解析コードに組み込むことを前提に検討を進め、その適用性に関して検討を行った。今後は、実際に解析コードへの組み込みを行い、実験値との比較検討を通してその妥当性に関して検討を進めていく必要がある。