

塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する弾塑性構成モデルの適用性に関する研究

高山裕介*¹ 菊池広人*²

本研究では、処分施設設計等において緩衝材の力学挙動を解析する際に重要となる構成モデルについて、様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する既存の弾塑性構成モデルの適用性を検討した。まず、試験データが比較的少ない塩水条件での圧密非排水三軸圧縮試験を実施し、得られた試験結果と既往の標準圧密試験と圧密非排水三軸圧縮試験の結果から蒸留水条件と塩水条件での緩衝材の力学挙動の違いを分析した。特に、試験溶液条件の違いによって標準圧密試験での除荷時の変形量に大きな差異が生じることを確認した。続いて、これらの試験の再現解析により、蒸留水および塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する修正カムクレイモデルの適用性を検討した。その結果、蒸留水条件でのパラメータの内、膨潤指数を変化させることで、塩水条件での緩衝材の力学挙動を概ね再現できることを確認した。

Keywords: 弾塑性構成モデル, ベントナイト, 圧密非排水三軸圧縮試験, 当量イオン濃度

In this study, an applicability of the modified Cam clay model to the buffer material under salt water conditions was examined. Consolidated-undrained triaxial test was conducted using NaCl solution and artificial seawater. Based on the consolidated-undrained triaxial compression test results and the existing consolidation test results, the difference in the mechanical behavior of the buffer material under distilled water and saltwater condition was clarified. In particular, there was a difference in the unloading behavior in the consolidation test. Through reproducibility analysis of these experimental data, it was confirmed that the mechanical behavior of the buffer material can be roughly reproduced by setting the swelling index according to the salt concentration.

Keywords: elasto-plastic constitutive model, bentonite, consolidation undrained triaxial compression test, equivalent ionic concentration

1 はじめに

放射性廃棄物の地層処分施設の人工バリア構成材料の一つである緩衝材に使用されるベントナイトは、塩水条件では蒸留水条件と比較して透水性の増加や膨潤性の低下が生じることが知られている（例えば、[1]）。今後の処分事業の進展に伴い、サイト条件等の情報が具体化されていくと、それらに基づく処分施設設計等が実施されていくと考えられる。その際に、処分施設設計等における緩衝材の力学挙動の解析を遅滞なく行うためには、あらかじめ様々な地下水条件における緩衝材の力学特性に関する試験データを取得し、地下水条件に応じた適切な構成モデルの選定と、そのパラメータを整備しておくことが重要と考える。

緩衝材の力学挙動の解析には、修正カムクレイモデル[2]等の弾塑性構成モデルが用いられることが多い（例えば、[3]）。これらの弾塑性構成モデルが表現する主な力学挙動は、圧密とダイレイタンスである。これらの特性の把握には標準圧密試験と圧密非排水三軸圧縮試験（以下、CU試験）等が必要となる。標準圧密試験は、塩濃度が異なる様々な塩水条件に対して試験データがある（例えば、[1]）。それに比べて、塩水条件でのCU試験のデータは少ない。つまり、様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する既存の弾塑性構成モデルの適用性の検討に必要なCU試験のデータは十分にそろっていない。

本研究は、既存の弾塑性構成モデルが様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に適用できることを示すことを目的とする。弾塑性構成モデルには、緩衝材の力学挙動の解析に適用実績（例えば、[3]）があり、様々な解析コードに適用

され広く使用されている修正カムクレイモデルを用いた。まず、①塩水条件でのCU試験を実施した。得られた試験結果と既往の標準圧密試験とCU試験結果から、蒸留水条件と塩水条件での緩衝材の力学特性の違いを分析した。つぎに、②修正カムクレイモデルを用いたこれらの試験の再現解析により、蒸留水条件も含めた様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する適用性を検討した。その際、様々な塩水条件での力学挙動解析に適用するために、修正カムクレイモデルのパラメータ値を塩水の当量イオン濃度の関数で整理することを試みた。

2 塩水条件での緩衝材の力学特性

ここでは、標準圧密試験とCU試験結果に基づき、蒸留水条件と塩水条件での緩衝材の力学特性の違いを分析する。

2.1 塩水条件での緩衝材の標準圧密試験

Fig.1に緩衝材仕様のベントナイト（材料はベントナイト70%とケイ砂30%の混合材料、ベントナイトにはクニゲルVI®を使用、初期乾燥密度は1.6 Mg/m³）に対して、蒸留水、NaCl溶液（当量イオン濃度 $c=0.2$ eq/L および $c=0.8$ eq/L）、日本原子力研究開発機構の幌延深地層研究センターで採水された地下水（以下、幌延地下水、 $c=0.21$ eq/L）、ASTM（American Society for Testing and Material）D1141に準拠した人工海水（ $c=0.64$ eq/L）を用いた標準圧密試験の結果[1]を示す。載荷過程の間隙比と鉛直応力の関係は試験溶液条件によらずほぼ同様の傾向を示しているが、除荷時の膨潤変形量は蒸留水よりも塩水を用いた場合のほうが小さい。Fig.2にFig.1の結果を除荷時の体積ひずみ（膨張を正）と鉛直応力で整理したものを示す。当量イオン濃度が大きくなれば、除荷時の変形量は小さくなる傾向がある。

A study on applicability of elasto-plastic constitutive model to mechanical behavior of buffer material in salt water conditions by Yusuke TAKAYAMA (takayama.yusuke@jaea.go.jp) and Hirohito KIKUCHI

*1 日本原子力研究開発機構

Japan Atomic Energy Agency

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松 4-33

*2 検査開発

Inspection Development Company

〒319-1112 茨城県那珂郡東海村村松平原 3129-37

(Received 23 January 2020; accepted 7 April 2020)

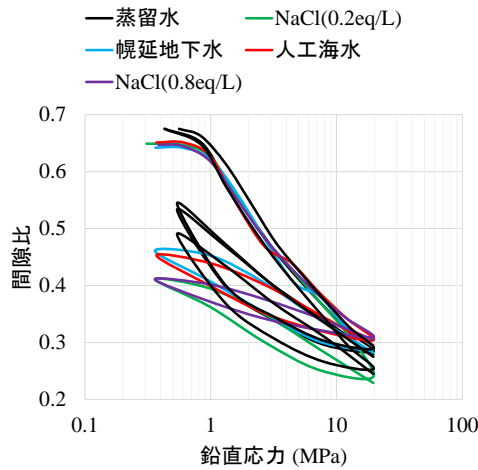


Fig.1 Consolidation test results [1]

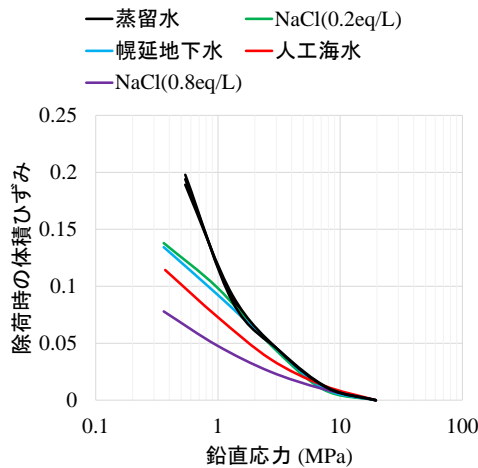


Fig.2 Volumetric strain during unloading

2.2 塩水条件での緩衝材の \overline{CU} 試験

緩衝材の \overline{CU} 試験については、蒸留水および幌延地下水を用いた試験[4,5]や、NaCl 溶液 ($c=0.2, 0.4, 0.8 \text{ eq/L}$) や人工海水を用いた試験が実施されている[1]。しかしながら、菊池・棚井[1]が実施した NaCl 溶液 ($c=0.2, 0.4, 0.8 \text{ eq/L}$) や人工海水を用いた \overline{CU} 試験は、有効拘束圧が小さい過圧密領域での試験であり、正規圧密領域での試験データは取得されていない。そこで、菊池・棚井[1]が実施した標準圧密試験と同様の試験溶液条件 (NaCl 溶液 ($c=0.2$ および 0.8 eq/L), 人工海水) に対して、より有効拘束圧の大きい条件での \overline{CU} 試験を実施した。

\overline{CU} 試験装置の概略図を Fig.3 に示す。供試体は、クニゲル V1®, 3 号ケイ砂, 5 号ケイ砂を質量比 7 : 1.5 : 1.5 で混合した材料とし、初期乾燥密度は 1.6 Mg/m^3 とした。Table 1 に試験条件を示す。試験溶液は ASTM D1141 に準拠した人工海水および NaCl 溶液 ($c=0.2, 0.8 \text{ eq/L}$) を用いた。Table 2 に人工海水の組成を示す。

試験手順は、既往の研究で実施されている緩衝材の \overline{CU} 試験の手順[1]と同様のものである。通常の \overline{CU} 試験では、 \overline{CU} 試験装置に供試体を設置した後に \overline{CU} 試験装置内で供試体

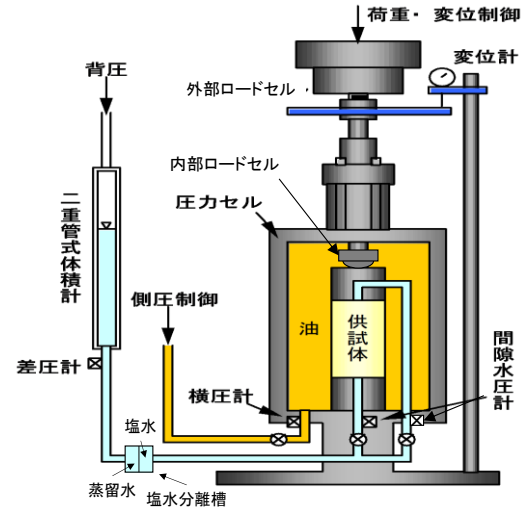


Fig.3 Schematics of triaxial test apparatus

Table 1 \overline{CU} test condition

試験溶液	有効拘束圧 [MPa]	試験数 [回]	供試体 No.
人工海水	1	1	No.1
人工海水	2	2	No.2, 3
人工海水	3	2	No.4, 5
NaCl (0.2 eq/L)	3	2	No.6, 7
NaCl (0.8 eq/L)	3	2	No.8, 9

Table 2 Composition of artificial seawater

イオン種	イオン濃度 (mol dm^{-3})
Na^+	0.501
K^+	0.01
Ca^{2+}	0.042
Mg^{2+}	0.221
Sr^{2+}	0.003
Cl^-	0.558
SO_4^{2-}	0.117
F^-	0.00024

を飽和させるが、この方法ではベントナイトの膨潤により供試体の形状変化等の初期条件の乱れが生じることが懸念される。そのため、一旦、飽和容器内で体積を拘束した状態で供試体を飽和させた後に、飽和容器から供試体を取り出し、すみやかに \overline{CU} 試験装置に飽和した供試体を設置する方法を用いている。菊池・棚井[1]が実施した \overline{CU} 試験では、この方法で1ヶ月程度かけて供試体を飽和容器内で飽和させ、供試体の重量および寸法等の測定から供試体が飽和状態であることを確認しているものの、間隙圧係数 B 値が 0.95 以下であった。 B 値は、間隙水圧増分と全応力増分の比で表され、飽和状態の目安として用いられるものであり、理論上、飽和土では B 値は 1.0 となり、不飽和土では 1.0 以下となる。飽和土としての目安は、ASTM では 0.95 以上、Norwegian Geotechnical Institute では静的試験で 0.95 以上、

軟らかい粘性土なら 0.9 程度でもよいとしている[6, 7]. \bar{C}_U 試験で得られる有効応力経路は, 全応力から間隙水压を引くことで求められるため, 信頼性の高い有効応力経路を得るためには, B 値が 0.95 以上を満たすことが重要と考える. そのため, 本試験では, 既往の研究[1]よりも供試体を飽和させる過程をより長期間行うこととし, 数ヶ月~1 年程度かけて供試体を飽和させた. また, 既往の研究[1, 4, 5]では, 供試体の下端の水压を計測することで B 値を求めているが, 本研究では上端でも水压を計測し, 2 ヵ所に対して B 値を調べた. 以下に試験の手順を示す.

1. 所定の圧縮成型治具で圧縮成型後に目標の乾燥密度になる量に試験材料を秤量する.
2. 秤量した試験材料を所定の圧縮成型治具内に投入する.
3. 圧縮成型治具内に投入した試験材料を圧縮成型して供試体を作製する.
4. 作製した供試体を飽和容器内に設置した後, 飽和容器を組み立てる.
5. 加圧タンクと飽和容器を配管チューブで接続する.
6. コンプレッサーから加圧給水タンクへ圧縮空気を送り, 加圧タンク内の試験溶液を飽和容器内の供試体へ供給する.
7. 試験溶液を供給して数ヶ月~1 年程度かけて供試体を飽和させる.
8. 飽和期間が経過した後, 飽和容器から供試体を取り出す.
9. 飽和した供試体を三軸圧縮試験装置の所定の場所に設置した後, 試験装置を組み立て, 排水経路を水で満たす.
10. 膨潤圧相当の側圧を載荷し, 試験装置セット時に供試体が吸収した余分な水を排水させる.
11. 段階的に背圧 (間隙水压) を負荷する. これに合わせて側圧も背圧相当分に増圧する.
12. 排水経路を閉じて非排水状態にする. 拘束圧を 0.1 MPa 上昇させ間隙圧係数 B 値を測定し, B 値が 0.95 以上であることを確認する.
13. 拘束圧を 0.1 MPa 降下させた後, 排水経路を開けて排水状態とし, 任意の有効拘束圧になるように三軸圧縮試験装置の圧力を制御して, 供試体の圧密を開始する.
14. 圧密の終了を 3t 法により確認した後, 排水経路を閉じて非排水状態とする. なお, 圧密に要した時間は約 10 日~20 日程度である.
15. 拘束圧を 0.1 MPa 上昇させ, B 値測定により B 値が 0.95 以上であることを確認する.
16. 拘束圧を 0.1 MPa 降下させ, 軸方向に $0.01 \% \text{ min}^{-1}$ のひずみ速度でせん断を開始する.
17. 軸ひずみが 15 %を超えた時点を目安に, 供試体は破壊したとみなし, 試験を終了する.

圧密前および圧密後の供試体上部と下部の B 値測定結果を Table 3, Table 4 に示す. いずれのケースにおいても, B

Table 3 B value before consolidation

供試体 No.	B 値 (上部)	B 値 (下部)
No.1	1.00	1.01
No.2	1.00	1.00
No.3	0.97	0.97
No.4	1.01	0.95
No.5	1.07	1.04
No.6	1.01	1.04
No.7	1.06	1.00
No.8	0.99	0.99
No.9	1.01	1.00

Table 4 B value after consolidation

供試体 No.	B 値 (上部)	B 値 (下部)
No.1	1.00	0.99
No.2	0.97	0.96
No.3	0.99	1.00
No.4	0.98	0.97
No.5	0.98	0.99
No.6	0.95	0.98
No.7	0.98	0.96
No.8	0.95	0.98
No.9	1.00	0.98

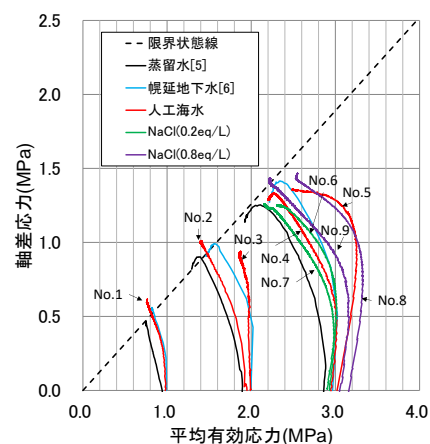


Fig.4 Effective stress path

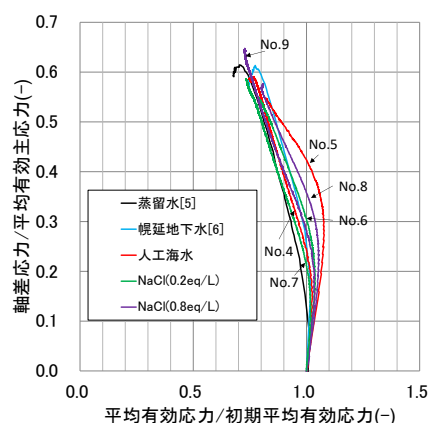


Fig.5 Normalized effective stress path

値が 0.95 以上であった。1.0 以上のケースも見られるが、これは測定期間における載荷圧や計測値の微量な変動の影響による誤差と考えられる。

Fig.4 にせん断中の有効応力経路を示す。図中には、既往の研究で得られている蒸留水条件の結果[4]と幌延地下水条件の結果[5]も併せて示している。また、蒸留水条件では、限界応力比は 0.63 となることが示されており[4]、図中にはその場合の限界状態線も示している。軸ひずみが 15 %での平均有効応力と軸差応力の比を限界応力比として幌延地下水、人工海水、NaCl 溶液 ($c=0.2, 0.8 \text{ eq/L}$) 条件での限界応力比の平均値を算出するとそれぞれ 0.61, 0.63, 0.55, 0.60 であり、試験溶液依存性は小さいことから、限界応力比は塩水条件の場合も蒸留水と同様、0.63 を用いて評価しても問題ないと考えられる。**Fig.5** に有効拘束圧が 3.0 MPa の場合の正規化した有効応力経路を示す。せん断中の正規化した有効応力経路は、試験溶液条件の違いによらず概ね一致しており、その形状に大きな違いはみられない。**Fig.6** に軸差応力と軸ひずみの関係を示す。軸差応力と軸ひずみ関係も、試験溶液条件の違いによる差異はほとんどない。

以上から、 $\bar{C}U$ 試験の結果には試験溶液条件による明確な違いはないことが確認された。従って、乾燥密度が 1.6 Mg/m^3 以上の試験データを対象とした場合、塩水条件における緩衝材の飽和時の力学特性の主な違いは **Fig.2** に示したように、標準圧密試験における除荷時の変形挙動の違いにあると考えられる。

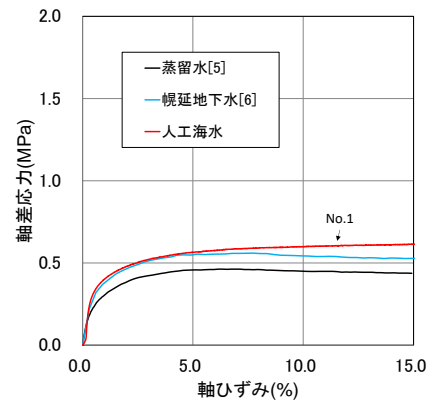
3 修正カムクレイモデルの適用性検討

ここでは、まず修正カムクレイモデルの蒸留水および塩水条件におけるパラメータの設定方法を示す。その設定方法に基づき、各試験溶液条件での標準圧密試験と $\bar{C}U$ 試験の再現解析等を用いたパラメータ値を設定した。最後に、パラメータ設定の過程で得られた再現解析結果を基に、修正カムクレイモデルの適用性を検討した。

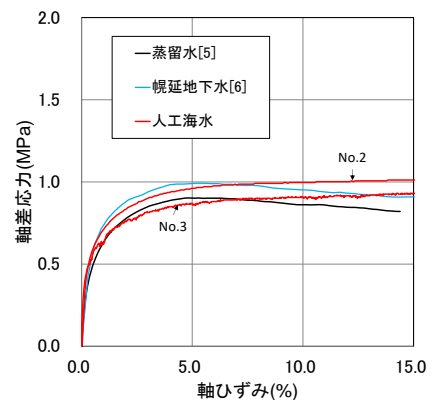
3.1 パラメータ値の設定

3.1.1 パラメータ値の設定方法の概要

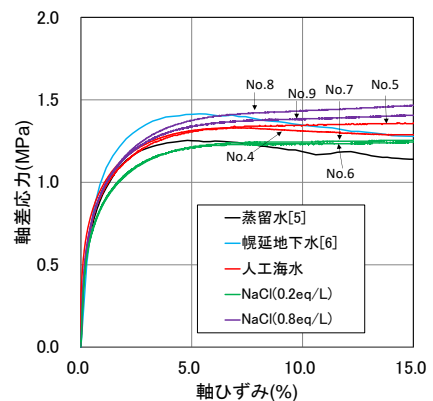
修正カムクレイモデルのパラメータは圧縮指数、膨潤指数、限界応力比、ポアソン比である。圧縮指数は、三軸試験機を用いた等方圧密により取得し、膨潤指数は等方除荷もしくは等方再載荷により取得するパラメータである。緩衝材のような難透水性材料に対して上記の試験を実施するのは試験期間が長期に及ぶ等の理由により容易ではなく、パラメータを設定するために必要な試験データの報告例はない。圧縮指数は標準圧密試験の結果を代用できるとされており[8]、本研究では圧縮指数は既往の標準圧密試験結果から決定した。また、既往の検討では、膨潤指数は標準圧密試験の除荷線や再載荷線の傾きから求めている場合が多い(例えば、[9])。しかしながら、構成モデルのパラメータである膨潤指数は、前述のように三軸試験機を用いた等方除荷もしくは等方再載荷により得られる平均有効主応力と間隙比関係での除荷線もしくは再載荷線の傾きを表すものであり、標準圧密試験での鉛直応力と間隙比関係での除荷



(a) Effective confining pressure: 1MPa



(b) Effective confining pressure: 2MPa



(c) Effective confining pressure: 3MPa

Fig.6 Stress-strain relationship

線や再載荷線の傾きとは物理的な意味が異なる。そのため本研究では、 $\bar{C}U$ 試験の正規圧密状態での有効応力経路の再現解析により膨潤指数を推定することとした。また、限界応力比は $\bar{C}U$ 試験結果から決定し、ポアソン比は $\bar{C}U$ 試験の軸差応力と軸ひずみの再現解析により推定することとした。これらにより設定したパラメータ値を用いて標準圧密試験の再現解析を行い、実験と解析の比較によるパラメータ値の妥当性の確認を行い、必要に応じてパラメータ値を微調整した。**Fig.7** にパラメータの設定フローを示す。蒸留水条件におけるパラメータを決定した後、塩水条件のパラメータを決定した。以下にその詳細を示す。

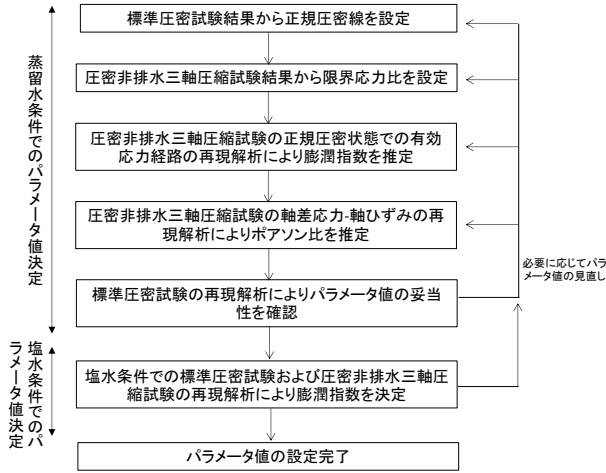


Fig.7 Parameter values setting flow chart

3.1.2 蒸留水条件でのパラメータ値の設定

蒸留水条件におけるパラメータ設定では、まず標準圧密試験の結果から圧縮指数、 \overline{CU} 試験の結果から限界応力比を設定した。続いて、 \overline{CU} 試験の正規圧密状態での有効応力経路の再現解析により膨潤指数を推定した。ここで、正規圧密状態における任意の初期状態（間隙比： $e=e_i$ 、平均有効応力： $p'=p'_i$ 、軸差応力： $q=0$ ）からの修正カムクレイモデルによる体積変化は、圧密による体積変化とダイレイタンスによる体積変化の足し合わせにより、以下のように表される。

$$\varepsilon_v = \lambda / (1 + e_i) \ln(p' / p'_i) + MD \ln\{M^2 + (q / p')^2\} / M^2 \quad (1)$$

ε_v : 体積ひずみ

λ : 圧縮指数

e_i : 初期間隙比

p' : 平均有効応力

p'_i : 初期平均有効応力

q : 軸差応力

M : 限界応力比

D : ダイレイタンス係数

ここで、ダイレイタンス係数は以下のように表される。

$$MD = (\lambda - \kappa) / (1 + e_i) \quad (2)$$

κ : 膨潤指数

\overline{CU} 試験におけるせん断過程は非排水状態であるため、式(1)に体積一定条件を代入すると、 \overline{CU} 試験の有効応力経路は圧縮指数と膨潤指数と限界応力比を用いて以下のように表わされる。

$$\lambda \ln(p' / p'_i) + (\lambda - \kappa) \ln\{M^2 + (q / p')^2\} / M^2 = 0 \quad (3)$$

圧縮指数と限界応力比はすでに設定しているため、式(3)は膨潤指数の関数となり、 \overline{CU} 試験の正規圧密状態での有効応力経路へのフィッティングから膨潤指数を求めることができる。

続いて、 \overline{CU} 試験の再現解析を実施し、軸差応力と軸ひずみ関係へのフィッティングによりポアソン比を設定した。最後に標準圧密試験の再現解析を行うことにより、蒸留水

条件でのパラメータ値の設定の妥当性確認および各パラメータ値の微調整を実施した。なお、妥当性確認では、溶液条件の違いによる影響が最も大きい除荷時の変形挙動の再現性を特に重要視した。ここでの \overline{CU} 試験および標準圧密試験の再現解析では、構成モデルの応力ひずみ関係式に、以下に示すそれぞれの試験条件を代入し、得られた応力ひずみ関係式を用いて解析解を取得した。

\overline{CU} 試験は、非排水条件および軸対称条件にて実施される。すなわち、

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_a + 2d\varepsilon_r = 0 \quad (4)$$

ε_a : 軸ひずみ

ε_r : 側方ひずみ

である。一方、標準圧密試験は、側方変形拘束条件および軸対称条件で実施される。すなわち、

$$d\varepsilon_r = 0 \quad (5)$$

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_a \quad (6)$$

である。標準圧密試験の初期状態は、膨潤圧が等方的に作用していると仮定し、等方応力状態とした。また、これらの解析における初期降伏応力の設定方法について述べる。まず、正規圧密線、膨潤線は以下の式で表わされる。

$$e = e_{ref} - \lambda \ln(p' / p'_{ref}) \quad (7)$$

$$e = e_i - \kappa \ln(p' / p'_i) \quad (8)$$

e_{ref} , p'_{ref} : 正規圧密線の位置を決定するパラメータ

初期降伏応力はこれらの交点で表わされるため、

$$p'_c = \exp[(e_{ref} - e_i + \lambda \ln p'_{ref} - \kappa \ln p'_i) / (\lambda - \kappa)] \quad (9)$$

である。ここで、 e_{ref} , p'_{ref} は、標準圧密試験から設定する。本研究では、 $e_{ref}=0.62$, $p'_{ref}=1.0$ MPaとし、それぞれの試験条件に対応する初期間隙比 e_i および初期平均有効応力 p'_i を入力し、初期降伏応力を求めた。

3.1.3 塩水条件でのパラメータ値の設定

上述のようにして蒸留水条件でのパラメータ値の設定が完了した後、塩水条件でのパラメータ値を設定した。塩水条件でのパラメータ値の設定では、前述の試験結果より、圧縮指数と限界応力比は塩水条件ではほとんど変化しないため、また、Fig.5に示した軸差応力-軸ひずみ関係にも塩水による影響はほとんどみられなかったため、ポアソン比も変化しないと仮定し、膨潤指数のみを変化させることとした。塩水条件での膨潤指数は、標準圧密試験と \overline{CU} 試験の再現解析により推定するが、特に除荷時の変形挙動の再現性を重要視した。これらの再現解析結果については、次項で述べる。

設定されたパラメータ値をTable 5にまとめる。また、各ケースで用いた膨潤指数を当量イオン濃度で整理した結果をFig.8に示す。当量イオン濃度が大きくなれば、膨潤指数は小さくなるのがわかる。さらに、様々な当量イオン濃度条件における緩衝材のパラメータ値の設定を可能とするために、膨潤指数 κ と当量イオン濃度 c の関係式を設定した。関係式の設定においては、 $c=0$ において $\kappa=0.09$ と

Table 5 Parameter values of modified Cam-clay model

	蒸留水	NaCl 溶液	幌延地 下水	人工海 水	NaCl 溶 液
当量イオン濃度 c (eq/L)	0	0.2	0.21	0.64	0.8
膨潤指数 κ	0.09	0.07	0.07	0.065	0.05
圧縮指数 λ	0.125				
限界応力比 M	0.63				
ポアソン比 ν	0.1				
圧密降伏応力 p_0 (MPa)	$p_0 = \exp((0.62 - e_1 - \kappa \ln p'_i) / (\lambda - \kappa))$ p'_i : 初期平均有効応力 (≒膨潤圧)				

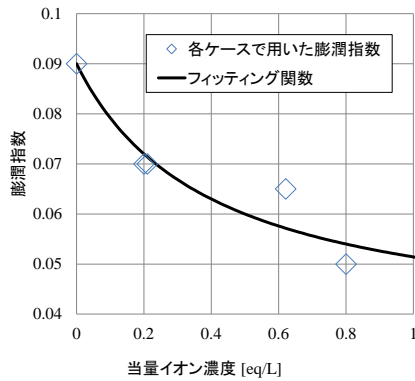


Fig.8 Swelling index and equivalent ion concentration relationship

なること、常に $\kappa > 0$ となることを考慮して以下のように設定した。

$$\kappa = 0.09 \zeta_{\kappa} \quad (10)$$

$$\zeta_{\kappa} = a_{\kappa} + (1 - a_{\kappa}) / (1 + b_{\kappa} c) \quad (11)$$

ζ_{κ} : 塩水条件での膨潤指数の低下を表現する関数

a_{κ} , b_{κ} : フィッティングパラメータ

a_{κ} は濃度が上昇した時の κ の下限値を決定するパラメータであり、 b_{κ} は曲線の形状を決めるパラメータとなる。本研究では、最小二乗法により、

$$a_{\kappa} = 0.4759 \quad (12)$$

$$b_{\kappa} = 3.3315 \quad (13)$$

とした。Fig.8 に設定した関数も示す。

また、Table 5 に示す圧密降伏応力は、式 (9) で示したように、初期間隙比と初期有効応力の関数としている。飽和時の初期有効応力を膨潤圧とみなせば、初期間隙比と膨潤圧を入力することで、圧密降伏応力を算出できる。膨潤圧を当量イオン濃度等の関数として整理している経験式（例えば、[10]）も提案されているため、これらを組み合わせれば、より高密度な条件や様々な当量イオン濃度におけるパラメータ値を設定することが可能である。

3.2 標準圧密試験の再現解析結果

Table 5 に示したパラメータ値を使用した場合の標準圧密試験の再現解析結果を Fig.9～14 に示す。蒸留水条件に

対しては、比較として Table 6 に示す既往の研究[3]で用いられているパラメータ値を使用した場合の結果も示す。解析 1 が Table 5 に示したパラメータ値を用いた場合、解析 2 が Table 6 に示すパラメータ値を使用した場合である。

Table 6 に示したパラメータ値は、膨潤指数とポアソン比の決定方法が本研究とは異なる。膨潤指数は標準圧密試験の再載荷時の傾きから求め、ポアソン比は材料を弾性体としたときの静止土圧係数の式と、Jaky の式[11]から求められた値である。ここで、静止土圧係数の式と Jaky の式はそれぞれ以下の式で表される。

$$K_0 = \nu / (1 - \nu) \quad (14)$$

$$K_0 = 1 - \sin \phi \quad (15)$$

K_0 : 静止土圧係数

ν : ポアソン比

ϕ : 内部摩擦角 (=16.6°)

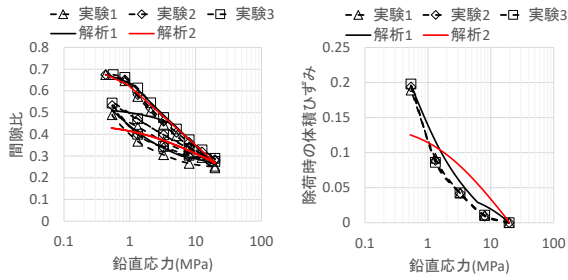
まず、Fig.9 に示す蒸留水条件の解析 1 と解析 2 を比較すると、除荷時および再載荷時の挙動に大きな違いが見られる。解析 1 では、実験で確認されている除荷時の膨潤挙動が下に凸となる傾向や、除荷・再載荷時のヒステリシス挙動を表現できているのが確認できる。ここで、除荷・再載荷において常に弾性状態であれば、除荷・再載荷で同じ有効応力経路をたどるためヒステリシス挙動は現れないが、Fig.14 に示す有効応力経路図を見ると、除荷過程で降伏して弾塑性状態となることによって、除荷・再載荷において違う有効応力経路をたどるため、間隙比-鉛直有効応力関係においてヒステリシス挙動が現れている。

一方、解析 2 では、除荷・再載荷において常に弾性状態となっているため、ヒステリシス挙動は現れていない。これらの違いは、特にポアソン比の違いによる影響が大きいと考えられる。解析 2 で用いたポアソン比は 0.42 であり、解析 1 で用いた値と比較すると大きく、除荷時にせん断応力の発生量が小さくなる。そのため、除荷時に降伏するような現象は起こりにくい。修正カムクレイモデルのような古典的な弾塑性構成モデルでは、降伏応力点は弾性応力経路に依存するため、弾性定数であるポアソン比が圧密試験における塑性挙動に大きな影響を与える重要なパラメータであることがわかる。

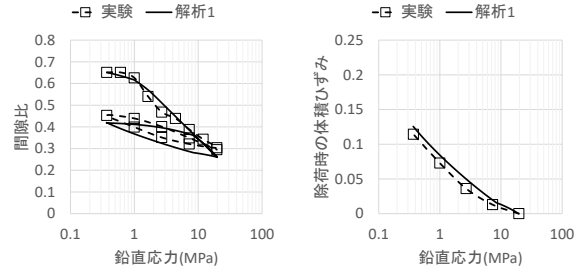
Fig.15 にクニゲル V1® の K_0 圧密試験[12]の除荷時の有効応力経路およびクニゲル V1® の限界状態線[13]を示す。ベントナイトの除荷時の有効応力経路の特徴として、平均有効主応力の減少に伴い、軸差応力が減少していき、限界状態線を越えたあたりから軸差応力が増加に転じる特徴がある。これは、Fig.14 に示した解析結果と傾向が一致してい

Table 6 Parameters used in previous study [3]

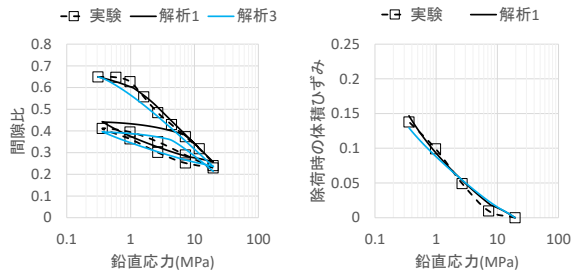
	値	備考
膨潤指数 κ	0.07	西村ら[7]
圧縮指数 λ	0.117	西村ら[7]
限界応力比 M	0.63	高治ら[4]
ポアソン比 ν	0.42	Jaky の式[11]より設定
圧密降伏応力 p_0 (MPa)	0.90	高治ら[4]を参考に設定



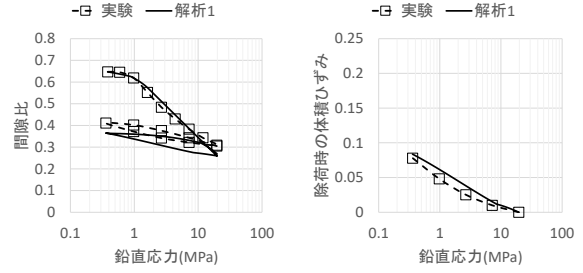
(a) $e-\ln\sigma_v$ relationship (b) $\varepsilon_v-\ln\sigma_v$ relationship
Fig.9 Consolidation test simulation result (distilled water)



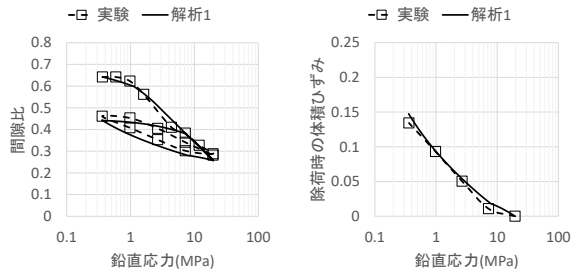
(a) $e-\ln\sigma_v$ relationship (b) $\varepsilon_v-\ln\sigma_v$ relationship
Fig.12 Consolidation test simulation result (artificial seawater)



(a) $e-\ln\sigma_v$ relationship (b) $\varepsilon_v-\ln\sigma_v$ relationship
Fig.10 Consolidation test simulation result (NaCl: $c=0.2$ eq/L)



(a) $e-\ln\sigma_v$ relationship (b) $\varepsilon_v-\ln\sigma_v$ relationship
Fig.13 Consolidation test simulation result (NaCl: $c=0.8$ eq/L)



(a) $e-\ln\sigma_v$ relationship (b) $\varepsilon_v-\ln\sigma_v$ relationship
Fig.11 Consolidation test simulation result (Horonobe groundwater)

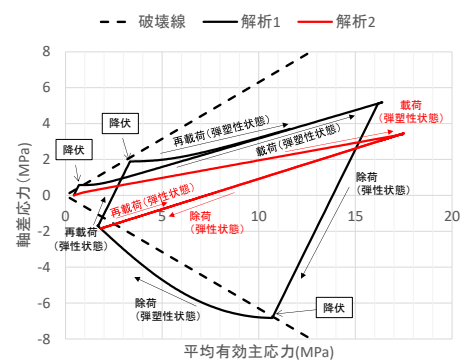


Fig.14 Stress path (distilled water)

ることから、解析 1 は、ベントナイトの除荷時の挙動の特徴を再現できていると考えられる。

次に、Fig.9～Fig.13 に示す各試験溶液条件での解析結果を比較すると、当量イオン濃度の増加に応じて膨潤指数を低下させることで、当量イオン濃度が増加した場合に除荷時の変形量が小さくなる傾向を表現できていることがわかる。さらに、いずれのケースにおいても除荷時の膨潤挙動が下に凸となる傾向や、除荷・再載荷時のヒステリシス挙動を表現できているのが確認できる。しかしながら、蒸留水条件や NaCl 溶液($c=0.2$ eq/L) 条件における再載荷時の変形量は実験よりも小さく、除荷・再載荷でのヒステリシスが大きくなっている。

一般的に、過圧密状態から次第に正規圧密状態に戻るときには、塑性変形も同時に進行していると考えられるが、修正カムクレイモデルでは、降伏曲面内に応力状態が存在する場合には塑性変形は発生しない。そのため、再載荷時の変形量を解析 1 は実験よりも小さく評価してしまったも

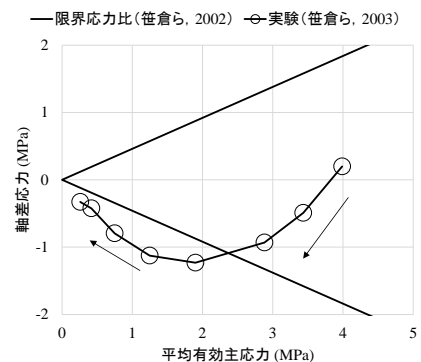
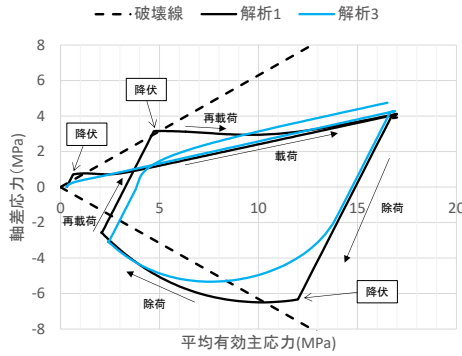


Fig.15 Stress path during unloading

のと考えられる。常に現応力点を通り、降伏曲面に相似な下負荷面が導入された下負荷面モデル[14]を適用すれば、過圧密状態での塑性ひずみの発生を考慮することができる。

Fig.16 Stress path (NaCl: $c=0.2$ eq/L)

そこで、NaCl 溶液($c=0.2$ eq/L)に対して、下負荷面モデルを適用した場合の結果を Fig.10 に解析 3 として示す。本検討では、下負荷面と降伏曲面との相似比 R の発展則には以下の式を用いた。

$$dR = -\frac{m}{D} \ln R \|d\varepsilon_{ij}^p\| \quad (16)$$

R : 下負荷面と降伏曲面との相似比

m : フィッティングパラメータ

ε_{ij}^p : 塑性ひずみ

m は、後述のCU試験の有効拘束圧が 1 MPa の試験ケースに対するフィッティングにより求め、0.2 とした。下負荷面モデルを適用することにより、除荷・再載荷でのヒステリシスを小さくすることができている。また、Fig.16 に有効応力経路の比較図を示す。下負荷面を適用した場合の解析 3 の有効応力経路は、解析 1 の有効応力経路と比較して大きな差異はないが、降伏点付近における応力経路がなめらかに変化している。

3.3 CU試験の再現解析結果

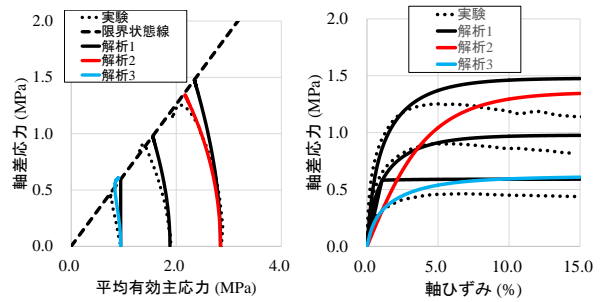
CU試験の再現解析結果を Fig.17～Fig.21 に示す。蒸留水条件の有効拘束圧 3.0 MPa のケースに対しては、比較として Table 6 に示した既往の研究[3]で用いられているパラメータ値を使用した場合の結果も示している。また、有効拘束圧が 1 MPa のケースに対しては、下負荷面モデルを適用した場合の結果も示している。図中の解析 1 が Table 5 に示したパラメータ値を用いた場合、解析 2 が Table 6 に示したパラメータ値を使用した場合、解析 3 が下負荷面モデルを適用した場合である。今回の検討では標準圧密試験の除荷時の変形挙動の再現性を重要視してパラメータ値を決定したため、解析 1 の有効応力経路は、せん断途中で弾性状態から弾塑性状態に移行する時に挙動が大きく変化している特徴があり、他の有効拘束圧条件と比較して、実験結果からの乖離が大きい。

また、ダイレイタンス係数は式 (2) で表されるため、塩水条件で膨潤指数が小さくなれば、式 (1) の右辺第 2 項

で表されるダイレイタンスによる変形量が大きくなり、軸差応力の増加に伴う平均有効主応力の減少量は大きくなる。これは、Fig.5 で示したように、有効応力経路は試験溶液条件の違いによらず概ね一致し、その形状に大きな違いはみられないという実験事実と矛盾するものである。しかしながら、本研究で用いた膨潤指数の変化が有効応力経路に与える影響は小さく、いずれの試験条件でも実験と大きく乖離するものではなく比較的良好に再現できていると考えられる。

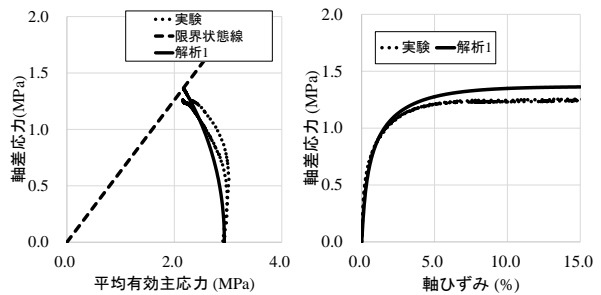
一方、ポアソン比は試験溶液条件によって変化しないと仮定したが、いずれのケースでも応力ひずみ関係を良好に再現できていることから、ポアソン比は試験溶液条件にはほとんど依存しないものと考えられる。

有効拘束圧が 1 MPa の解析は、弾性状態からの計算となっているため、せん断途中で弾性状態から弾塑性状態に移行する時に挙動が大きく変化している特徴があり、他の有効拘束圧条件と比較して、実験結果からの乖離が大きい。

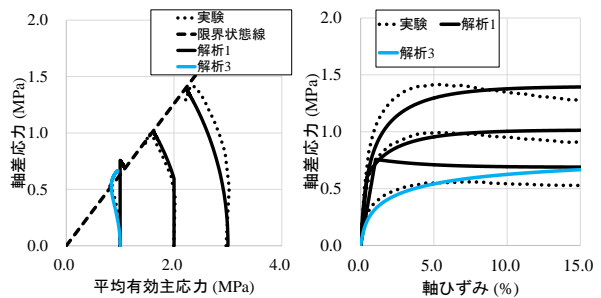


(a) Effective stress path (b) Stress-strain relationship

Fig.17 CU test simulation result (distilled water)

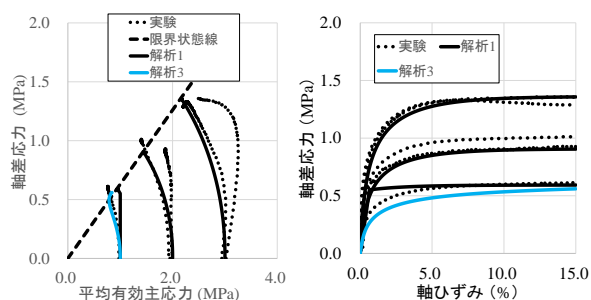


(a) Effective stress path (b) Stress-strain relationship

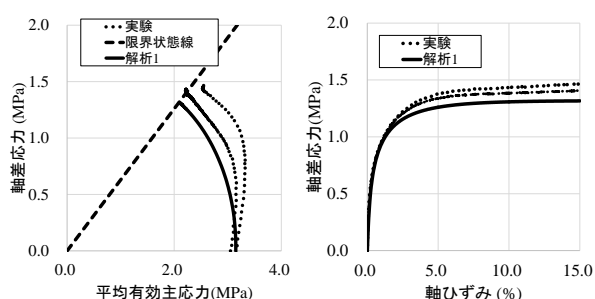
Fig.18 CU test simulation result (NaCl: $c=0.2$ eq/L)

(a) Effective stress path (b) Stress-strain relationship

Fig.19 CU test simulation result (Horonobe groundwater)



(a) Effective stress path (b) Stress-strain relationship

 Fig.20 $\bar{C}U$ test simulation result (artificial seawater)


(a) Effective stress path (b) Stress-strain relationship

 Fig.21 $\bar{C}U$ test simulation result (NaCl: $c=0.8$ eq/L)

これは、前述のように、修正カムクレイモデルでは、降伏曲面内に応力状態が存在する場合には塑性変形は発生せず、過圧密状態から次第に正規圧密状態に戻るときの塑性変形の発生を考慮できないためである。そこで、有効拘束圧が 1 MPa のケースに対して、過圧密状態から正規圧密状態に移行する際の挙動を滑らかに表現することができる下負荷面モデルを適用した場合の結果を解析 3 として図中に示している。下負荷面モデルを適用することによって、有効応力経路および応力ひずみ関係を滑らかに表現することができ、実験との差異を小さくすることができている。

3.4 再現解析結果のまとめ

標準圧密試験と $\bar{C}U$ 試験の再現解析結果から、修正カムクレイモデルのような、様々な解析コードに適用され、広く使用されているモデルで、塩水および蒸留水の両方の条件で概ね良好に緩衝材の力学挙動を再現可能という結果が示された。特に、ポアソン比を $\bar{C}U$ 試験の応力ひずみ関係の再現解析から推定する方が、Jaky の式を用いる場合よりも力学挙動をより良く再現できることがわかった。また、標準圧密試験における除荷・再載荷でのヒステリシスが実験結果に比べて大きくなることや、 $\bar{C}U$ 試験における有効拘束圧が低い条件での挙動の再現性が低い等の修正カムクレイモデルを適用した場合の課題を明らかにした。これらは、下負荷面モデルを用いることで、より精緻に再現することが可能であることを示した。

4 まとめ

本研究では、処分施設設計等において緩衝材の力学挙動

を解析する際に重要となる構成モデルの研究として、既存の弾塑性構成モデルが様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に適用できることを示すことを目的に、1) 塩水条件での $\bar{C}U$ 試験を実施し、得られた試験結果と既往の標準圧密試験と $\bar{C}U$ 試験結果から、蒸留水条件と塩水条件での緩衝材の力学特性の違いを分析し、2) 修正カムクレイモデルを用いたこれらの試験の再現解析により、蒸留水条件も含めた様々な塩水条件での緩衝材の力学挙動に対する適用性の検討を行った。得られた主な成果を以下に示す。

- 1) $\bar{C}U$ 試験の結果には試験溶液条件による明確な違いはなく、蒸留水と塩水条件での緩衝材の力学特性の主な違いは標準圧密試験での除荷時の変形量の違いにあることが明らかとなった。
- 2) 蒸留水および塩水条件での緩衝材に対する修正カムクレイモデルのパラメータ値の設定方法を示した。また、様々な塩水条件での力学挙動解析を可能とするために、膨潤指数を当量イオン濃度の関数で整理した。この設定方法により決定したパラメータ値を用いた標準圧密試験と $\bar{C}U$ 試験の再現解析により、蒸留水および塩水の両方の条件での正規圧密状態での挙動は概ね良好に再現可能であることを示した。しかしながら、標準圧密試験における除荷・再載荷でのヒステリシスが実験結果に比べて大きくなることや、 $\bar{C}U$ 試験における有効拘束圧が低い条件での挙動等の一部の再現性には課題が見られた。

今後、データが得られていないより塩濃度の高い条件や低乾燥密度条件での試験データや、パラメータ値のイオン種依存性を検討するための試験データ等を拡充していくことで、実際のサイトの地質環境条件等が具体化された時に、適切に対応可能な力学解析手法としての準備に資すると思われる。

謝辞

本研究は、経済産業省から日本原子力研究開発機構が受託した「高レベル放射性廃棄物等の地層処分に関する技術開発事業 沿岸部処分システム高度化開発」(平成 30 年度)の成果の一部を含むものである。

参考文献

- [1] 菊池広人, 棚井憲治: 幌延地下水を用いた緩衝材・埋め戻し材の基本特性試験. JNC TN8430 2004-005, 核燃料サイクル開発機構 (2005).
- [2] Roscoe, K. H., Burland, J. B.: On the generalized stress-strain behavior of 'wet' clay. *Engineering Plasticity*, ed. Heyman, J., Leckie, F. A., Cambridge University Press, Cambridge, pp.535-609 (1968).
- [3] 日本原子力研究開発機構: わが国における使用済燃料の地層処分システムに関する概略的評価-直接処分第一次取りまとめ-. JAEA-Research 2015-016, 日本原子力研究開発機構 (2015).
- [4] 高治一彦, 鈴木英明: 緩衝材の静的力学特性. JNC-TN8400 99-041, 核燃料サイクル開発機構 (1999).
- [5] 高治一彦, 重野喜政, 下河内隆文: 幌延の地下水環境

下におけるベントナイト混合材料の力学特性に関する研究(Ⅱ). JNC-TJ 5400 2004-002, 核燃料サイクル開発機構 (2004).

- [6] 地盤工学会: 土質試験の方法と解説 - 第一回改訂版 -, 地盤工学会 (2000).
- [7] Berre, T.: Triaxial testing at the norwegian geotechnical institute. *Geotechnical Testing Journal* **5** (1-2), ASTM, pp.3-17 (1982).
- [8] Iizuka, A., Ohta, H.: A determination procedure of input parameters in elasto-viscoplastic finite element analysis. *Soils and Foundations* **27** (3), pp.71-87 (1987).
- [9] 西村繭果, 棚井憲治, 高治一彦, 平井卓, 白武寿和: 緩衝材長期力学挙動評価モデルのパラメータ設定に関する検討. JAEA-Research 2006-036, 日本原子力研究開発機構 (2006).
- [10] 奥津一夫, 森川誠司, 広中良和, 前田宗宏, 新保弘, 畔柳幹雄, 田部井和人, 佐原史浩, 村上武志, 青山裕司: ニアフィールド水理場の長期的変遷評価システム構築に関する研究Ⅳ. JNC TJ8400 2005-013, 核燃料サイクル開発機構 (2005).
- [11] Jaky, J.: The coefficient of earth pressure at rest. *Journal for Society of Hungarian Architects and Engineers*, October, pp.355-358 (1944).
- [12] 笹倉剛, 畔柳幹雄, 小林一三, 岡本道孝: ベントナイト変遷挙動のモデル化のためのデータ取得Ⅱ. JNC TJ8400 2003-048, 核燃料サイクル開発機構 (2003).
- [13] 笹倉剛, 畔柳幹雄, 岡本道孝: ベントナイト変遷挙動のモデル化のデータ取得及び調査. JNC TJ8400 2002-025, 核燃料サイクル開発機構 (2002).
- [14] Hashiguchi, K.: Subloading surface model in unconventional plasticity. *Int. J. Solid Structures* **25** (8), pp.917-945 (1989).