

令和 6-7 年度

一般社団法人日本トンネル技術協会研究助成報告書

助成番号：JTA-R6-助 1

膨潤性岩盤モデルの開発と
膨潤性地山トンネルの設計・施工の合理化

令和 8 年 6 月 25 日

星啓太郎

東北大学大学院

研究概要

目的

膨潤性粘土鉱物を含む岩盤の力学挙動を定量的に評価するための数値シミュレータを開発し、トンネル破壊現象の基本的メカニズムを解明することを目的とする。最終的には、現在採用されている対策や膨潤指標の妥当性を検証し、岩盤の膨潤現象によるトンネル破壊の効果的な対策手法および変形を定量的に予測する膨潤指標の確立を目指す。

研究方法

理論界面化学に立脚した膨潤性岩盤の弾塑性構成則を提案する。Stern 理論に基づく電気二重層斥力を新たに導入することで既往モデルでは表現し得ない交換性陽イオン種に応じた膨潤挙動の差異が表現可能となる。また、飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤実験を行い、イオン交換反応と膨潤性の関係について調査するとともに、イオン交換反応を考慮可能な水理-力学-化学連成解析を構築する。加えて、数値シミュレータの応用例題として盃山トンネルを対象としてトンネル掘削・膨潤解析を行う。

調査、実験等の結果

飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤実験により、粘土鉱物の結晶層間に存在する交換性陽イオンが K^+ に置換されることによって浸透膨潤特性が著しく低下することが確認された。また、提案モデルを搭載した連成解析結果は実験結果を良好に再現しており、構築した数理モデルや連成理論の妥当性が示された。さらに、盃山トンネルを対象とした数値解析結果を分析することでトンネル路盤破壊現象の基本的なメカニズムが明らかになった。

結論

本研究では、Stern 理論を導入した膨潤性岩盤のマルチフィジックスシミュレータを開発し、イオン交換に伴う地盤の浸透圧密・膨潤挙動の定量予測を可能とした。また、間隙水の低濃度化に伴うミクロな層間膨張が岩盤骨格の降伏を誘発し、降伏に伴う有効応力の低下およびセメンテーションの劣化が、さらなる結晶層の膨張を許容する、という骨格間で生じる負のスパイラルが突発的なトンネル路盤隆起の支配要因であることを解明した。

今後の課題

今後は、岩石試料を用いた実験の拡充による膨潤挙動の全容解明や、トンネル問題への適用に向けた初期・境界条件の設定と将来予測が必要である。さらに、現行対策の妥当性検証を通じ、岩盤の膨潤に伴うトンネル変状への効果的な対策手法や新たな評価指標を確立することが課題である。

東北大学大学院 星啓太郎

東北大学大学院 山田正太郎

目次

第 I 章	はじめに.....	5
1.	研究の背景・目的.....	5
2.	報告書の構成.....	5
第 II 章	交換性陽イオン種を区別可能な膨潤性地盤構成則の概要（令和 6 年度実施）...6	
1.	二重間隙構造に基づく膨潤変形のモデル化.....	6
2.	Stern 理論に基づく電気二重層斥力の改良.....	8
第 III 章	水理-力学-化学連成解析（令和 7 年度実施）.....	13
1.	連成解析の支配方程式.....	13
第 IV 章	飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤実験（令和 7 年度実施）.....	14
1.	極薄供試体を用いた飽和供試体の作製.....	14
2.	浸透圧密・膨潤実験.....	16
第 V 章	数値解析例.....	17
1.	イオン交換反応を伴う膨潤性土の浸透圧密・膨潤挙動の数値解析.....	17
2.	異なる交換性陽イオン種を想定したトンネル掘削・膨潤解析.....	21
第 VI 章	結論.....	33
参考文献		34

表目次

表 1	先行研究の対応関係.....	6
表 2	水和半径と吸着可能数.....	10
表 3	パラメータ.....	12
表 4	クニゲル V1 の基本的性質.....	15
表 5	材料定数と初期値（浸透圧密・膨潤シミュレーション）.....	18
表 6	粘土鉱物に関する物性.....	19
表 7	輸送パラメータ.....	19
表 8	材料定数と初期値（トンネル掘削・膨潤解析）.....	22
表 9	化学パラメータ（トンネル掘削・膨潤解析）.....	22
表 10	覆工要素の材料定数.....	27

図目次

図 1 二重間隙構造.....	6
図 2 鉱物結晶層間での力のつり合い	7
図 3 降伏曲面の平行移動.....	8
図 4 Stern 理論.....	8
図 5 吸着可能数と水和半径	9
図 6 K^+ の特異吸着性	10
図 7 自由膨潤試験結果 (Ye et al. (2017))	11
図 8 Ye et al. (2017)との比較計算結果	12
図 9 連成解析における支配方程式の概要	13
図 10 実験装置.....	15
図 11 極薄供試体	16
図 12 飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤挙動	17
図 13 解析モデルと境界条件.....	18
図 14 飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤挙動：(a)実験；(b)解析	20
図 15 有限要素モデルおよび境界条件	21
図 16 掘削解析後のセメンテーション分布	23
図 17 膨潤解析後のセメンテーション分布(Stern 理論)	23
図 18 膨潤解析後のセメンテーション分布(Gouy 理論)	24
図 19 盃山トンネルで観測された地中変位 (奥井ら, 2009(一部改変)).....	24
図 20 トンネル底盤直下における鉛直変位と膨張量分布	25
図 21 底盤直下要素の挙動.....	25
図 22 底盤直下要素の間隙流体イオン濃度と体積変化の関係	25
図 23 覆工コンクリート挿入後のトンネル	27
図 24 覆工要素を挿入した場合の解析結果	28
図 25 底盤直下における岩盤要素の応力経路.....	28
図 26 底盤直下における岩盤要素の体積ひずみ.....	29
図 27 岩盤骨格体積変化と粘土鉱物の体積変化.....	29
図 28 インバートの軸力分布.....	30
図 29 濃度変化とインバートに作用する応力の関係.....	31
図 30 底盤直下要素の応力経路	32

第I章 はじめに

1. 研究の背景・目的

膨潤性粘土鉱物を含む岩盤の膨潤現象によって既設トンネルの路盤が破壊する、掘削中の新設トンネルで施工の中断を余儀なくされるという問題が随所に起きている。これらの問題は、高速道路の更新事業における既設トンネルの維持管理やリニア中央新幹線、北海道新幹線をはじめとする現在進行中の鉄道事業でのトンネル工事に多大な影響を及ぼす。特に鉄道トンネルでは底盤の僅かな変状が車両の脱線や事故に繋がるため、深刻な問題となる。

これらの問題を解決するためには、数理モデルによる定量的な評価およびメカニズムの解明が必要不可欠である。Hoshi et al. (2022)では結晶層間の電気-化学-力学作用を考慮した弾塑性モデル(Kyokawa et al., 2020)とセメンテーションとその劣化を考慮した Cam-clay model(Yamada et al., 2022)を融合することで、膨潤性岩盤の力学モデルを提案した。また、提案モデルを有限要素法に適用することでトンネル掘削および膨潤解析を行い、解析結果を考察することにより結晶層間と岩盤骨格が織りなす相互作用の観点からトンネル変状の基本的なメカニズムを明らかにした。

一方で Hoshi et al. (2022)を含む多くの既往モデルでは、結晶層間に存在する交換性陽イオン種による挙動の違いを表現することができない。例えば、結晶層間には Na^+ , Ca^{2+} , K^+ , Mg^{2+} などの陽イオンが存在するが、 Na^+ が多く存在する場合に高い膨潤性を示す一方で、 Ca^{2+} の場合には高い膨潤性を示さないなどといった特徴が見られる。そこで本研究では、膨潤性岩盤力学モデルを交換性陽イオン種による挙動の違いまで表現可能なモデルに深化し、これまで考慮していなかったイオン種による違いを包括して、トンネル破壊現象のメカニズムの全容を明らかにすることを目的とする。

また、粘土鉱物に含まれる陽イオンは間隙流体の化学組成に応じて容易に交換し得る性質を持つため、膨潤性地盤の変形挙動においてはイオン交換反応の影響が無視できない。そこで本研究では、飽和した膨潤性地盤材料の基本的なイオン交換と膨潤特性の関係を把握するため、飽和スメクタイトの浸透圧密・膨潤実験を行う。加えて、膨潤性地盤の陽イオン種に応じた膨潤特性の差異や陽イオン交換反応、膨潤変形などを厳密に追跡可能な連成解析手法を構築し、実験結果と比較することでその妥当性について検証する。

2. 報告書の構成

本報告書は全 6 章で構成される。第I章では本研究の研究背景と目的について述べたのち、報告書の構成を簡潔に述べる。第II章では、開発した膨潤性岩盤の弾塑性構成則の概要について述べる。第III章で、開発した構成則の利点を最大限に生かす連成解析手法の構築について概説する。第IV章では、ベントナイトを用いた浸透圧密・浸透膨潤実験結果を示し、第V章では、開発した数値シミュレータを用いた計算例を示す。第VI章では本研究で得られた知見をまとめる。

第II章 交換性陽イオン種を区別可能な膨潤性地盤構成則の概要（令和6年度実施）

1. 二重間隙構造に基づく膨潤変形のモデル化

本研究では，Hoshi et al. (2026)が提案した結晶層間におけるミクロな電気—化学現象と岩盤骨格におけるマクロな内部構造劣化に伴う剛性低下を同時に考慮可能な膨潤性岩盤モデルを用いる．なお，このモデルは微小変形理論に基づいて Hoshi et al., (2022)が提案した岩盤モデルを拡張したものであり，先行研究の対応関係は以下の表に示す通りである．本報告書では，まず膨潤性岩盤構成則の基本的な数理構造について概説した後，本研究の主眼である陽イオン種に応じた膨潤挙動の差異を表現可能な Stern 理論を考慮した電気二重層斥力について説明する．

表 1 先行研究の対応関係

先行研究	内容
[1] Kyokawa et al., (2020)	結晶層間の電気—化学作用を考慮した粘性土モデル
[2] Yamada et al., (2022)	セメンテーションとその劣化を考慮した Cam-clay model
[3] Hoshi et al., (2022)	[1]と[2]を融合したマルチフィジックス膨潤性岩盤モデル
[4] Hoshi et al., (2024)	[3]を有限変形モデルに拡張
[5] Hoshi et al., (2025)	Stern 理論の導入（イオン種による膨潤挙動の差異を表現可能）
[6] Hoshi et al., (2026)	[4], [5]を融合し，トンネル掘削・膨潤解析に応用

これらのモデルは膨潤性岩盤の間隙構造がマクロな岩盤骨格間隙とミクロな結晶層間隙の2つで構成される二重間隙構造（図1）に基づいて定式化される．

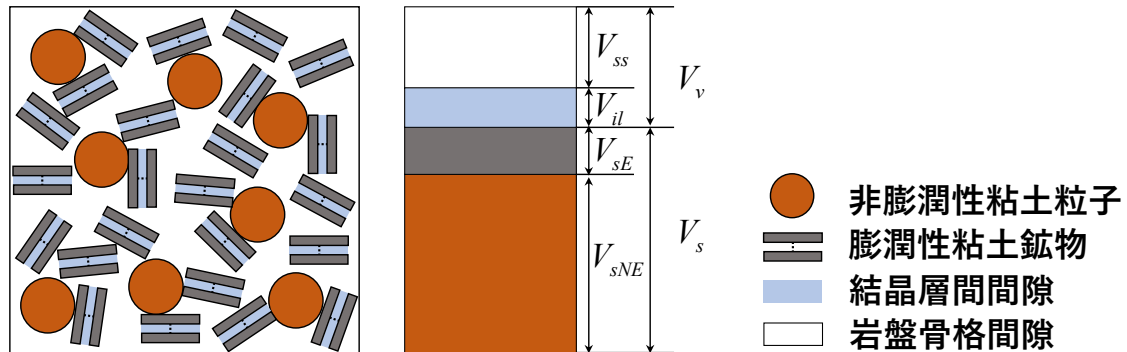


図 1 二重間隙構造

この仮定に基づいて，各骨格における間隙比（全体間隙比 e ，層間間隙比 e^{il} ，岩盤骨格間隙比 e^{ss} ）を以下のように定義する．ただし，添え字 il は層間に関する変数，添え字 ss は岩盤骨格に関する変数であることを意味する．

$$e = \frac{V_v}{V_s}, e^{il} = \frac{V_{il}}{V_s}, e^{ss} = \frac{V_{ss}}{V_s} \quad (1)$$

ここで，結晶層間の電気—化学的現象に起因する体積変化を表現するため，提案手法では結晶層間間隙に生じる体積変化を結晶層間距離 d の変化によってモデル化する．なお，結晶層間距離の変化は図 2 に示す Kyokawa et al. (2020) が提案した鉱物結晶層間における一次的な力のつり合い式(2)を満足するように決定する．

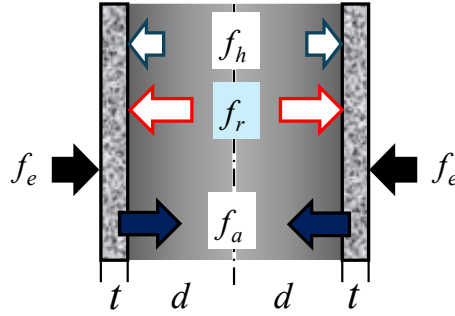


図 2 鉱物結晶層間での力のつり合い

$$f_a(d) - f_r(c, d) - f_h(d) + f_e(\sigma) = 0 \quad (2)$$

層間に作用する力として van der Waals 力 f_a ，岩盤骨格から拘束力である有効応力 f_e ，電気二重層斥力 f_r ，水和斥力 f_h を考慮する．このうち，電気二重層斥力は間隙水のイオン濃度 c の関数でもあり，イオン濃度が低下すると結晶層間が広がる方向に増大し，膨潤挙動が表現される．また，有効応力 f_e は Cauchy 応力 σ の関数であり，この項がミクロな電気—化学作用とマクロな岩盤骨格の弾塑性現象が相互に作用し合う連成モデルの基盤となっている．なお，従来の化学連成モデルでは Gouy–Chapman の拡散二重層理論に基づく電気二重層斥力が広く用いられている．それに対し本研究では，Gouy 理論を改良した Stern 理論を考慮した斥力を導入する．これにより既往モデルでは困難であった結晶層間に存在する交換性陽イオン種に応じた膨潤挙動の差異が表現可能となる．なお，Stern 理論に基づく作用力の導入については第 2 節で詳述する．

マクロな岩盤骨格の弾塑性挙動については Yamada et al. (2022) が提案したセメンテーションとその劣化を考慮した Cam-clay model を用いる．このモデルは粘性土の弾塑性構成則である Cam-clay model の降伏曲面を引張側に平行移動することで，セメント改良土や岩盤などの骨格のセメンテーション効果に起因する引張強度を表現する（図 3 (a)）．なお， $p(= \text{tr}\sigma/3)$ は平均有効応力であり， p_a は降伏曲面の平行移動量である．また，図 3(b) に示すように降伏曲面の平行移動を有効応力の修正 ($\bar{p} = p + p_a$) として取り扱うことによって，見かけの拘束圧が高くなる．したがって，提案モデルでは弾性の剛性が拘束圧に依存するため，見かけの拘束圧が上昇することによって初期剛性の高さも同時に考慮可能となる．加えて，塑性変形の進行に伴って降伏曲面の平行移動を解消し，原点に漸近するように定式化することで，骨格のセメンテーションが喪失して内部構造が劣化する現象をモデ

ル化している．これに伴い，見かけの拘束圧が減少することにより，マクロな剛性低下が表現される．なお，図中の q, M はそれぞれ，せん断応力，限界状態定数である．

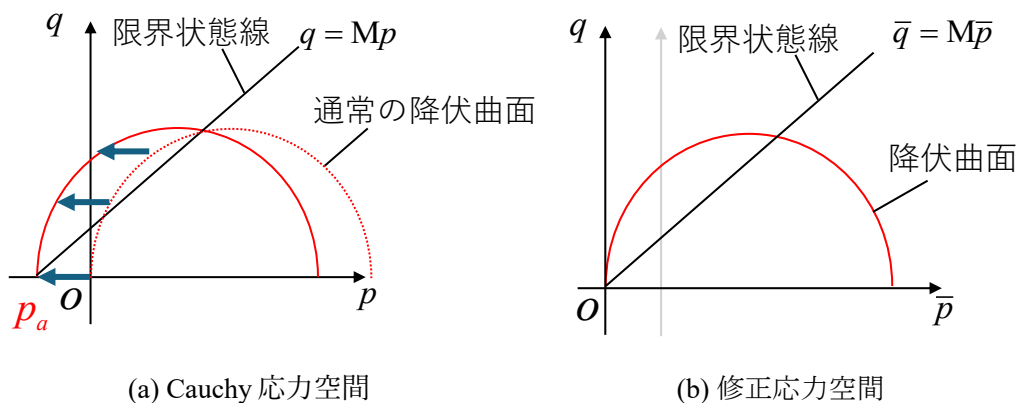


図 3 降伏曲面の平行移動

2. Stern 理論に基づく電気二重層斥力の改良

従来の膨潤性土の膨潤特性評価には Gouy-Chapman の拡散二重層理論が広く用いられてきた．この理論は鉱物結晶表面付近に形成される電気二重層が有する特徴の多くが表現可能である一方で，交換性陽イオン種の違いを価数のみでしか区別できず，イオンサイズの有限性やイオン種固有の効果を表現できないことが知られている(Sposito, The chemistry of soils, 1989)．そこで Hoshi et al. (2025)では，その改良理論である Stern 理論(Stern, 1924)を考慮する電気二重層斥力を提案した．Stern 理論では，拡散層の内側表面に強く引き付けられた対イオンが構成する Stern 層を考慮する(図 4 (a))．対イオンの中心を通る面は Stern 面と呼ばれる．Stern 理論では，電気ポテンシャル分布は Stern 面まで即ち， $0 \leq x \leq \delta$ の領域ではイオン種に応じた線形的な電気ポテンシャルの低下を考慮し， $\delta < x$ の領域では，拡散二重層理論に従う(図 4 (b))．なお，図中の δ は粘土鉱物表面から Stern 面までの距離， ψ_δ は Stern 面での電気ポテンシャルであり，以下，ゼータポテンシャルと称する．

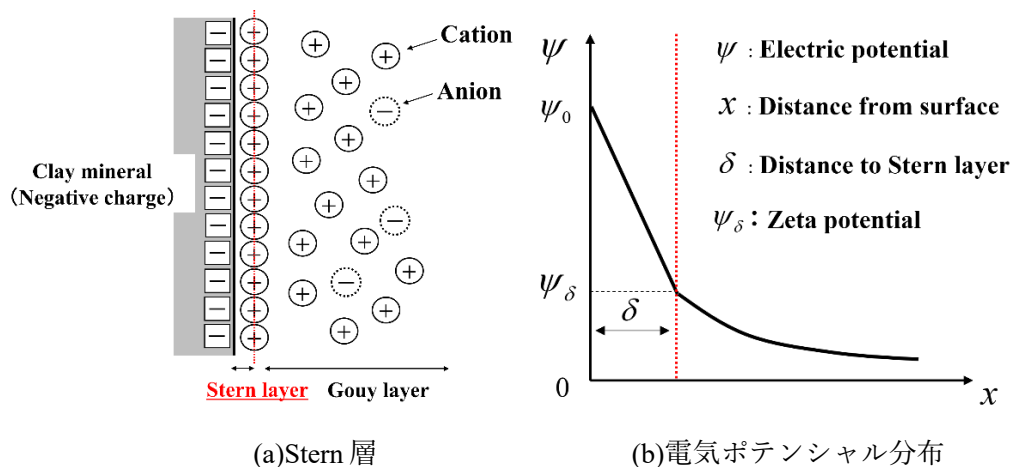


図 4 Stern 理論

本研究では，結晶層間の一次元的つり合い式に Hoshi et al. (2024b)で提案した Stern 理論に基づく電気二重層斥力（式(3)，(4)）を適用する．

$$f_r = 2ckT(\cosh u_d - 1) \times 10^{-3} \quad [\text{kPa}] \quad (3)$$

$$\begin{cases} u_d = 8 \tanh^{-1} \left[\exp(-\omega(d - \delta)) \tanh \frac{ze\psi_\delta}{4kT} \right] \\ \omega = \sqrt{\frac{2cN_A z^2 e^2}{\epsilon kT}} \end{cases} \quad (4)$$

ここで， k はボルツマン定数， T は絶対温度， z はイオン価数， e は電気素量， ϵ は水の静的誘電率， N_A はアボガドロ定数である．

ゼータポテンシャル ψ_δ は Stern 層と Gouy 層の二層を考慮した電気的中立条件を満足するように求める．Stern 層の電荷 Ω_1 として Verwey and Overbeek (1948)が提案した，イオン種およびイオンの有限サイズを考慮した次式を用いる．

$$\Omega_1 = \frac{N_1 ze}{1 + \frac{\rho_w}{cM_c} \exp \left[- \left(\frac{ze\psi_\delta + \phi}{kT} \right) \right]} \quad (5)$$

ここで， ρ_w は溶媒密度， M_c は溶媒のモル濃度である．式(5)を用いることによって，提案モデルではイオン種に固有の 2 つの物性 N_1, ϕ を考慮することが可能となる． N_1 は単位面積あたりの対イオンの吸着可能数であり，イオン種の水和半径に応じて異なる値をとる．図 5 に示すように水和半径が小さいほど吸着可能数は大きくなる ($N_1(r_2) > N_1(r_1)$)．表 2 に各交換性陽イオンの水和半径と吸着可能数を示す．

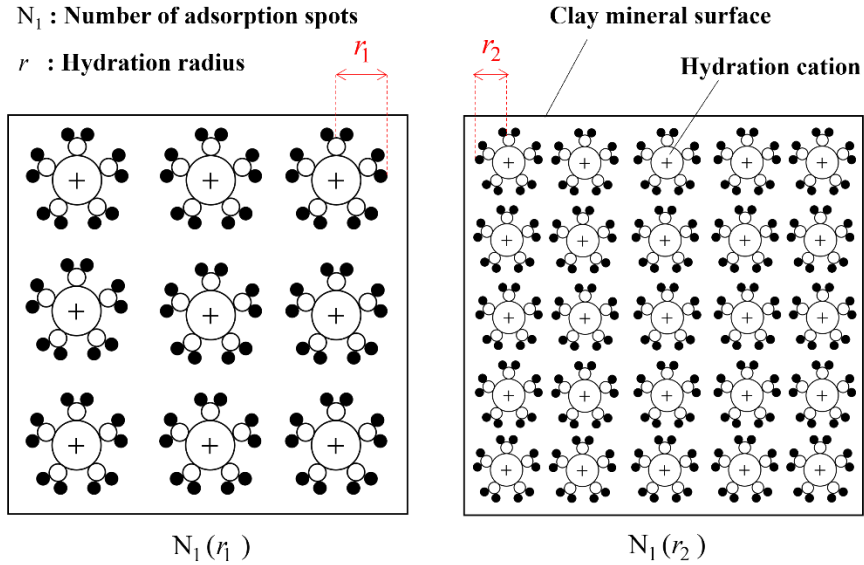


図 5 吸着可能数と水和半径

表 2 水和半径と吸着可能数

陽イオン	水和半径[nm]	$N_I[\text{ions/m}^2]$
K	0.38	1.731×10^{18}
Na	0.79	4.006×10^{17}
Mg	1.08	2.143×10^{17}
Ca	0.96	2.731×10^{17}

また， ϕ は特異吸着ポテンシャルであり，イオン固有の吸着特性を表す物性である．交換性陽イオンの中では， K^+ が特異吸着性を有することが知られている．これは，2:1 型の粘土鉱物が有するシリカシート内に存在する六角形のキャビティのサイズと水和 K^+ のサイズが同程度であることに起因して生じる現象であり，特異吸着によって膨潤特性が低下することが知られている(図 6 参照)．

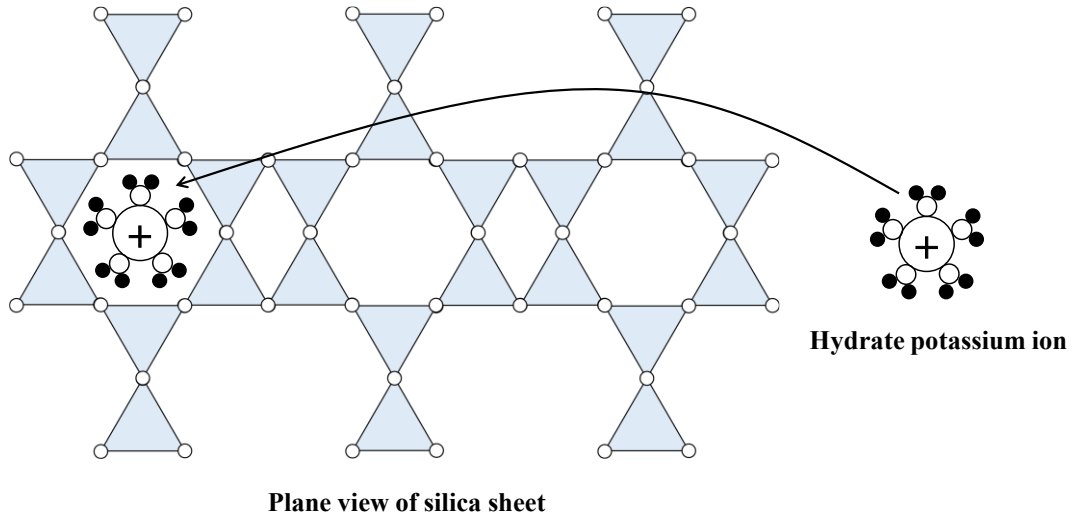


図 6 K^+ の特異吸着性

粘土鉱物表面は定電荷表面であると仮定する．粘土鉱物表面が持つ電荷 Ω と拡散層の電荷 Ω_2 は次式で表される．ここで，EXC はイオン交換容量， S は粘土鉱物の比表面積である．

$$\Omega = 96.5 \times \frac{\text{EXC}}{S} \quad (6)$$

$$\Omega_2 = \sqrt{8cN_A \epsilon kT} \sinh \frac{ze\psi_\delta}{2kT} \quad (7)$$

間隙流体イオン濃度が与えられている場合，次式に示す電気的中立条件を満たすゼータポテンシャル ψ_δ が一意に定まる．

$$\Omega = \Omega_1 + \Omega_2 \quad (8)$$

本研究では、Stern 理論に基づく電気二重層斥力を搭載した膨潤性岩盤の力学モデルを用いて数値解析を行う。解析モデルは Stern 層を考慮した電気二重層斥力を導入することにより、従来の Gouy-Chapman の拡散二重層理論に基づく膨潤性地盤材料モデルでは表現し得ない交換性陽イオン種による膨潤挙動の差異が表現可能である。例えば、イオンを価数のみでしか区別できない従来モデルでは、同じ一価の陽イオンである Na 型と K 型の膨潤特性の違いを表現できないが、解析モデルでは同じ一価のイオンであっても膨潤特性の差異が表現可能である。

本節では電気二重層斥力の基本的性質について検証するため、Ye et al. (2017)が行った実験との比較計算を行う。Ye et al. (2017)では、試験機内で浸潤させる溶液を変化させることによって GMZ01 ベントナイトの自由膨潤試験を行っている(図 7)。なお、本節では、提案する構成則を一次元化した簡易的なモデルを用いて計算した。なお、ここではセメンテーションによる固結作用は考慮しない。

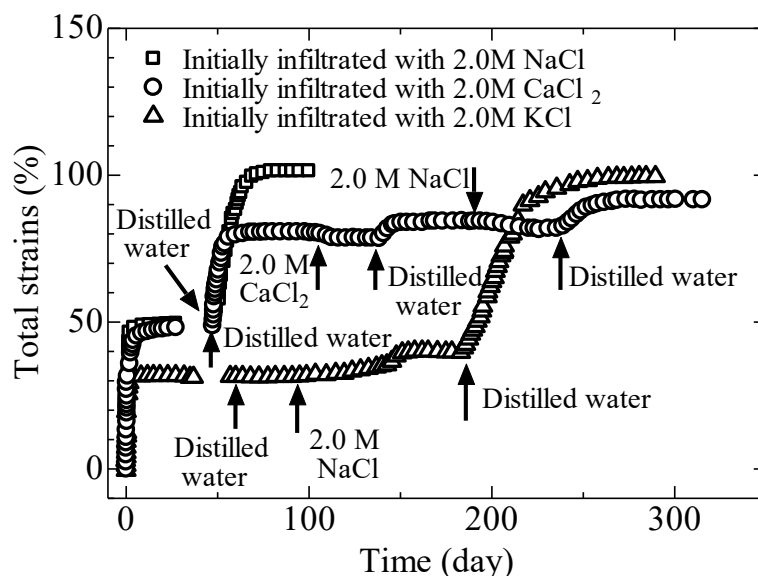


図 7 自由膨潤試験結果 (Ye et al. (2017))

初期に浸潤させた塩溶液によって結晶層間に存在する交換性陽イオンが完全に置換されたと仮定して比較計算を行い、初期浸潤後の飽和状態の試料について間隙流体を蒸留水に変更した際に生じる膨潤変形量を計算する表 3 に数値計算に用いたパラメータを示す。なお、物性は Ye et al. (2017)を参考に決定した。ここで、 i は浸潤によって置換された交換性陽イオン種を表す。

表 3 パラメータ

初期値		値
初期イオン濃度[mol/L] ^[1]	c_0	2.00
限界イオン濃度[mol/L] ^[1]	c_1	1.00×10^{-5}
電気-化学作用に関するパラメータ		値
陽イオン交換容量 [mEq/g] ^[1]	CEC	0.773
交換性陽イオン i の交換容量 [mEq/g] ^[1]	EXC	0.773
絶対温度 [K] ^[1]	T	293
間隙水の静的誘電率 [C^2/g] ^[1]	ϵ	5.76×10^{-10}
比表面積 [m^2/g] ^[1]	S	597
粘土鉱物の厚さ [m] ^[1]	t	9.60×10^{-10}
溶媒密度 [g/cm^3] ^[1]	ρ_w	1.00
溶媒のモル質量[g/mol] ^[1]	M_c	18.0
特異吸着ポテンシャル[eV] ^[3]	ϕ	0.100

*[1]: 直接測定可能; [2]: 定数; [3]: 要校正

図 8 に比較計算結果を示す。図 8 (a)が Gouy-Chapman 理論に基づく計算結果，図 8 (b)が Stern 理論に基づく提案モデルでの計算結果である。図 8 (a)より，イオン種を価数のみでしか区別できない Gouy-Chapman 理論に基づくモデルでは，K 型の膨潤性粘土の膨潤性挙動を正しく評価できていないことが分かる。一方で提案モデルでは，イオンのサイズおよび特異吸着を考慮したことによって，価数が同じ Na 型と K 型の区別が可能であり，その膨潤特性も適切に表現できていることが分かる。

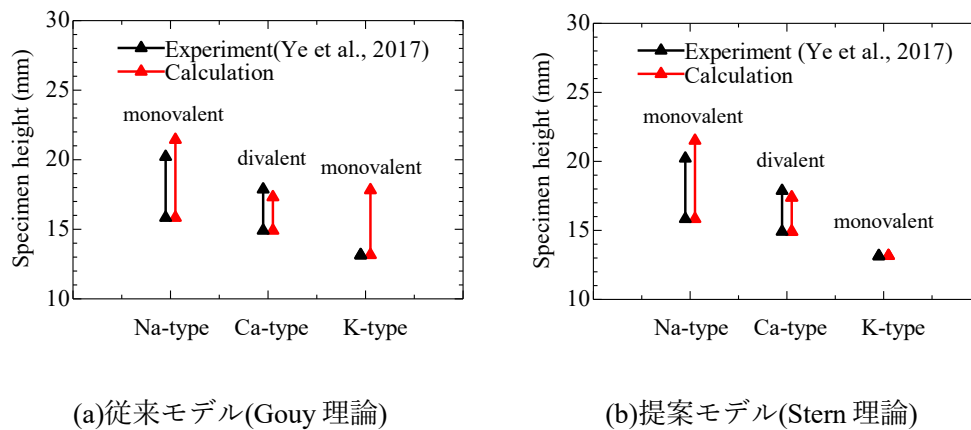


図 8 Ye et al. (2017) との比較計算結果

第III章 水理-力学-化学連成解析（令和7年度実施）

1. 連成解析の支配方程式

本研究で構築した水理-力学-化学連成解析の支配方程式の概要を図9に示す。本研究で構築した連成解析手法は、二相混合体理論に基づく水理-力学連成手法である u - p formulation と陽イオン交換に伴う陽イオンの吸脱着を考慮可能な移流分散方程式を支配方程式とする。本研究では岩盤骨格変位 u 、間隙水圧 p 、間隙水中に存在する n' 種の陽イオンと m' 種の陰イオンを未知数とする連成問題を弱連成により解く。また、境界値問題の解法としては有限要素法を用いる。

水理-力学		化学																																	
運動方程式 $\rho a_s = \text{div} \sigma' - \text{grad} p + \rho g$	水理-力学連成式 $\text{div} v_s + \text{div} w = 0$	移流分散方程式 $D_s c_i + D_s s_i + \frac{1}{n} w \cdot \text{grad} c_i - \text{div} (D \text{grad} c_i) = 0$																																	
- 力学的境界条件 - Dirichlet境界条件 $u = \tilde{u} \quad \text{on } s^u$ - Neumann境界条件 $\sigma n = \tilde{t} \quad \text{on } s^t$	- 水理学的境界条件 - Dirichlet境界条件 $p = \tilde{p} \quad \text{on } s^p$ - Neumann境界条件 $\int_{s^q} w \cdot n ds = \tilde{q} \quad \text{on } s^q$	- 化学的境界条件 - Dirichlet境界条件 $c_i = \tilde{c}_i \quad \text{on } s^c$ - Neumann境界条件 $\int_{s^j} j_{ci} \cdot n ds = \tilde{j}_{ci} \quad \text{on } s^j$																																	
力学-化学連成構成則 $\sigma' = \sigma'(x_s, c)$	相対平均流速 $w = -\frac{k}{\rho^f g} \text{grad} p - \frac{k}{g} (a_s - g)$	吸着項 $s_i = s_i(c_1, c_2, \dots, c_{n'+m'})$																																	
記号の定義 <table> <tr> <td>x_s : 土骨格の運動</td><td>ρ^f : 水の真の密度</td><td>n : 外向き単位法線ベクトル</td><td>$\tilde{u}$: 境界上の既知変位</td></tr> <tr> <td>v_s : 土骨格の速度</td><td>n : 間隙率</td><td>s^u : 変位境界</td><td>$\tilde{t}$: 表面荷重ベクトル</td></tr> <tr> <td>a_s : 土骨格の加速度</td><td>k : 透水係数</td><td>s^t : 荷重境界</td><td>$\tilde{p}$: 境界上の既知圧力</td></tr> <tr> <td>u : 土骨格変位</td><td>g : 重力加速度</td><td>s^p : 圧力境界</td><td>$\tilde{q}$: 境界面流量</td></tr> <tr> <td>p : 間隙水圧</td><td>σ' : Cauchy有効応力テンソル</td><td>s^q : 圧力境界</td><td>$\tilde{c}_i$: 境界上の既知濃度</td></tr> <tr> <td>c_i : 間隙水のイオン<i>i</i>の濃度</td><td>D : 移流分散係数テンソル</td><td>s^c : 流量境界</td><td>j_{ci} : 境界面物質流量</td></tr> <tr> <td>c : 陽イオンの合計当量濃度</td><td>g : 重力加速度ベクトル</td><td>s^j : 濃度境界</td><td></td></tr> <tr> <td>ρ : 混合体の密度</td><td>j_{ci} : 濃度分散フラックス</td><td></td><td></td></tr> </table>				x_s : 土骨格の運動	ρ^f : 水の真の密度	n : 外向き単位法線ベクトル	$\tilde{u}$: 境界上の既知変位	v_s : 土骨格の速度	n : 間隙率	s^u : 変位境界	$\tilde{t}$: 表面荷重ベクトル	a_s : 土骨格の加速度	k : 透水係数	s^t : 荷重境界	$\tilde{p}$: 境界上の既知圧力	u : 土骨格変位	g : 重力加速度	s^p : 圧力境界	$\tilde{q}$: 境界面流量	p : 間隙水圧	σ' : Cauchy有効応力テンソル	s^q : 圧力境界	$\tilde{c}_i$: 境界上の既知濃度	c_i : 間隙水のイオン <i>i</i> の濃度	D : 移流分散係数テンソル	s^c : 流量境界	j_{ci} : 境界面物質流量	c : 陽イオンの合計当量濃度	g : 重力加速度ベクトル	s^j : 濃度境界		ρ : 混合体の密度	j_{ci} : 濃度分散フラックス		
x_s : 土骨格の運動	ρ^f : 水の真の密度	n : 外向き単位法線ベクトル	$\tilde{u}$: 境界上の既知変位																																
v_s : 土骨格の速度	n : 間隙率	s^u : 変位境界	$\tilde{t}$: 表面荷重ベクトル																																
a_s : 土骨格の加速度	k : 透水係数	s^t : 荷重境界	$\tilde{p}$: 境界上の既知圧力																																
u : 土骨格変位	g : 重力加速度	s^p : 圧力境界	$\tilde{q}$: 境界面流量																																
p : 間隙水圧	σ' : Cauchy有効応力テンソル	s^q : 圧力境界	$\tilde{c}_i$: 境界上の既知濃度																																
c_i : 間隙水のイオン <i>i</i> の濃度	D : 移流分散係数テンソル	s^c : 流量境界	j_{ci} : 境界面物質流量																																
c : 陽イオンの合計当量濃度	g : 重力加速度ベクトル	s^j : 濃度境界																																	
ρ : 混合体の密度	j_{ci} : 濃度分散フラックス																																		

図9 連成解析における支配方程式の概要

本研究では濃度の発生項として陽イオン交換反応に起因する化学反応項を考慮する。なお、この化学反応項 S_i は固相におけるイオン*i*の吸着量 s_i を用いて表される。以下、間隙水中のイオン濃度を液相濃度、固相における吸着量を固相濃度と称する。なお本研究では、陰イオンの吸着は考慮せず、イオン*i*が陰イオンの場合、 $s_i = 0$ とする。

$$S_i = -\frac{\partial s_i}{\partial t} \quad (9)$$

本研究では、次式に示す質量作用の法則と電気的中立条件を満足する固相濃度を求める。

質量作用の法則：

$$k_{i/j} = \frac{E_j^a \gamma_i^b c_i^b}{E_i^b \gamma_j^a c_j^a} \quad (10)$$

$$\text{電気的中立条件：} \quad \sum_k^{n'} E_k = 1 \quad (11)$$

なお、式(10)はイオン i とイオン j の交換反応を表す質量作用の法則であり、 E_i は固相の当量分率、 γ_i は液相の活量係数、 a, b はイオンの価数比によって決まる整数を表す。ただし、当量分率 E_i は結晶層に存在する陽イオン i が鉱物表面の電荷を占める割合を表す。活量係数 γ_i は、粘土表面と交換平衡に関与する液相イオン i の有効な濃度を考慮するための補正係数である。また、 $k_{i/j}$ は Gaines–Thomas の選択係数である。活量係数は Davies の式に基づいて算定する。

$$\log \gamma_i = -Az_i^2 \left(\frac{\sqrt{I}}{I+1} - 0.3I \right) \quad (12)$$

ここで、 z_i はイオン価数、 A は温度に依存した定数であり (Sposito, 1984)、本研究では 25°C における値として 0.5116 を用いた。また、 I はイオン強度であり、次式で定義される。

$$I = \frac{1}{2} \sum_k^{n'+m'} c_k z_k^2 \quad (13)$$

陽イオン交換平衡計算では、液相濃度を所与と仮定し、 $n'-1$ 本の質量作用の法則と 1 本の電気的中立条件を満足する当量分率を Newton–Raphson 法により求める。なお、Momii et al. (1997) にならって、吸着量は当量分率を用いて次式で定義する。

$$s_i = k_s E_i, \quad k_s = \frac{CEC}{z_i} \frac{\rho_d}{n} \quad (14)$$

ここで、 CEC は粘土鉱物の電気交換容量、 ρ_d は乾燥密度である。

第IV章 飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤実験（令和7年度実施）

1. 極薄供試体を用いた飽和供試体の作製

ベントナイトをはじめとする膨潤性粘土の実験は、その膨潤特性や低透水性に起因して非常に長い時間を要する。例えば、Ye et al. (2017) では、高さ 10 mm の乾燥供試体を飽和させ、繰り返し浸透膨潤挙動を測定するのに 300 日を超える試験期間を要している（浸透膨潤過程のみで約 50 日）。これに対し、Wang et al. (2022) は粉末状のベントナイトを高荷重で締め固めることにより、2 mm 厚の供試体を用いることで膨潤圧試験時間の劇的な短縮を実現している。そこで本研究では、Wang et al. (2022) の手法に倣い、まず極薄の乾燥供試体を作製して飽和させた後、供試体内の間隙流体を脱イオン水から塩溶液、および塩溶液から脱イオン水へと速やかに置換することで、浸透圧密・浸透膨潤実験を行った。

本実験ではクニミネ工業製の Na 型ベントナイトであるクニゲル V1 を用いた。クニゲル V1 の基本的性質（小峯・緒方, 2002）を以下に示す。

表 4 クニゲル V1 の基本的性質

項目	値
土粒子密度 [g/cm^3]	2.79
液性限界 [%]	473.9
塑性限界 [%]	26.61
塑性指数	447.3
モンモリロナイト含有率 [%]	48
陽イオン交換容量 [meq/g]	0.732
交換性 Na^+ 量 [meq/g]	0.405
交換性 Ca^{2+} 量 [meq/g]	0.287
交換性 K^+ 量 [meq/g]	0.009
交換性 Mg^{2+} 量 [meq/g]	0.030

本研究では標準圧密試験機を用いて浸透圧密・膨潤実験を行う。ただし、供試体を設置する試験機基部には、間隙流体の導入および排出を目的とした 2 つのポートが備えられており、試験中の流体交換を容易に行える構造になっている。また、供試体下面の境界条件を一定に保ち、定常的な濃度勾配を付与するために、排出ポートには電磁弁を設置し、一定期間ごとに流体の排出を行う仕組みとした（図 10）。

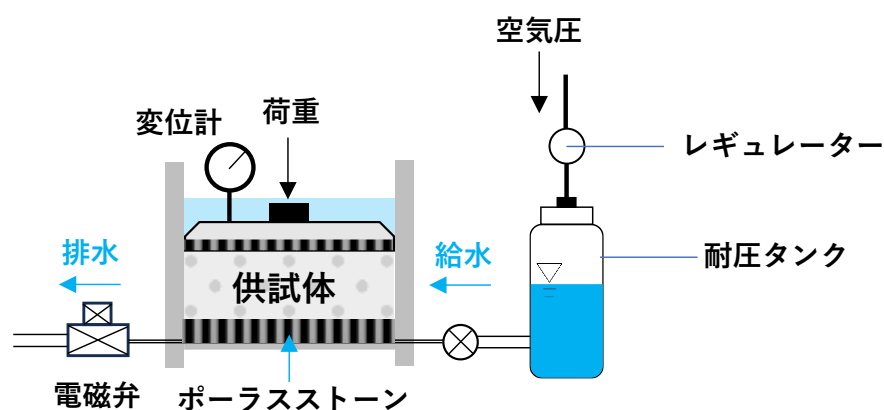


図 10 実験装置

本研究では、油圧プレス機（イリイ製、10ton TR-184SP）を用いて静的締固めを行った。クニゲル V1 の乾燥試料を高さ 20 mm の圧密リングに充填した後、締固めを実施した。供試体厚は、圧密リング上端から締固め後の供試体表面までの深さを電子ノギスのデプスマーターで測定し、その差分を算出することで決定した。なお、供試体作製時の鉛直荷重は 40 kN（圧力換算で約 14MPa）とした。このような高荷重で締め固めることで、図 11 に示すような約 2.0 mm の極薄供試体を作製することが可能となる。



図 11 極薄供試体

本実験では、鉛直荷重 19.6 kPa を载荷した状態で、供試体の上下面より精製水を供給して飽和させた。この過程では、吸水膨潤に伴う供試体高さの増加を測定し、変位の変動が収束するのに十分時間を置いた後、次の段階へ移行した。また、供試体を短時間で飽和させるため、供試体下面には 10 kPa の水圧を付与した。続く段階では、間隙流体を 1.0 mol/L の塩溶液 (NaCl, KCl) に置換した。ただし、ポーラスストーン内の濃度を一定に保持し、間隙流体の置換を促進するため、供試体下面には 10 kPa の水圧を付与した。なお、電磁弁の開閉操作は 1 時間ごとに実施し、1 回あたりの開放時間は 2.5 秒とした。その後、変位が収束した後、間隙流体を再び精製水へと置換した。なお、各プロセスにおける浸漬日数は飽和過程で約 6 日間、浸透圧密過程で約 4 日間、浸透膨潤過程で約 15 日間とした。供試体高さの変化量は、ハンディデータロガーを用いて記録し、計測間隔は、実験開始から 1 分までは 3 秒間隔、その後 5 分に達するまでは 1 分間隔、1 時間に達するまでは 5 分間隔、それ以降は 1 時間間隔に設定した。なお、実験結果は鉛直変位量として整理した。

2. 浸透圧密・膨潤実験

図 12 に実験結果を示す。同図より、間隙流体を精製水から NaCl 溶液や KCl 溶液に置換することで、浸透圧密による体積減少が生じることが確認できる。また、図 12(a)からは、NaCl 溶液から精製水へ再置換することにより浸透膨潤による体積膨張が生じており、その膨張量は浸透圧密量とほぼ一致している。一方で、図 12(b)に示す通り、KCl 溶液から精製水への置換後に生じる浸透膨潤量は極めて微小である。これは、同一価数の交換性陽イオンであっても、 Na^+ と K^+ とではイオンの水和半径や特異吸着性が異なることに起因する。さらに、浸透圧密過程では体積圧縮が急激に進行するのに対し、浸透膨潤過程における体積膨張は緩やかに進行している。これは、浸透圧密・膨潤現象の駆動力となる電気二重層斥力が、間隙流体の対イオン濃度が低濃度領域側で急峻に変化するという強非線形性を有するためである。なお、この詳細なメカニズムについては冗長性を避けるため省略するが、Hoshi et al. (2026b)で明らかにされている。

本研究では、既往研究と同様に、 K^+ の存在が粘土の浸透膨潤特性を著しく低下させることが再確認された。特筆すべき点として、本実験における試験日数は Di Maio (1996)の約 1/3, Ye et al. (2017)の約 3/10 であり、既往実験と比較して最大で約 70%の試験時間削減に相当することが挙げられる。

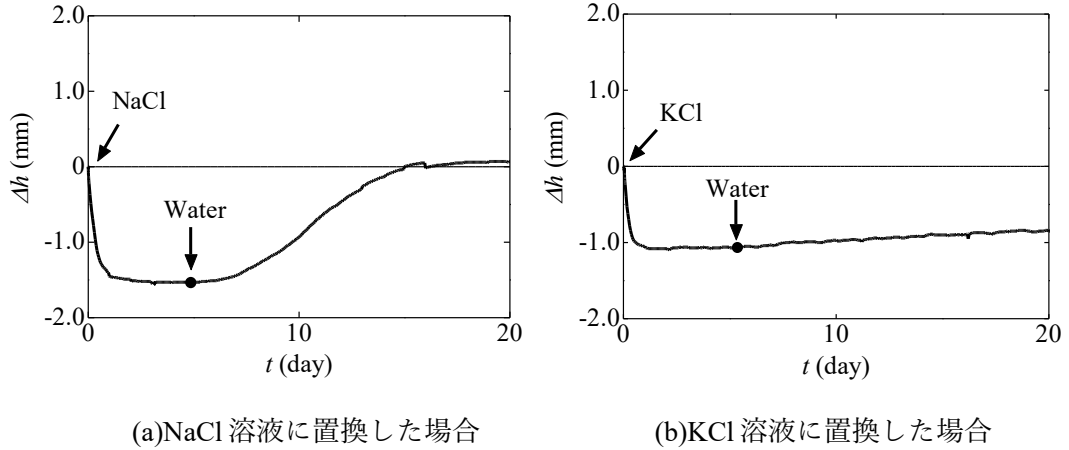


図 12 飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤挙動

第V章 数値解析例

1. イオン交換反応を伴う膨潤性土の浸透圧密・膨潤挙動の数値解析

本節では、イオン交換現象と変形の連成問題に対する本手法の妥当性を評価するために、第 IV 章で行った飽和膨潤性粘土の繰り返し浸透圧密・膨潤実験との比較計算を行う。本研究では、鉛直変位のみを対象とする一次元的な問題として有限要素解析を行った。解析には、一辺が 6cm で高さが飽和後の供試体高さに相当する直方体を採用し、これを鉛直方向にのみ 20 分割した有限要素モデルを用いた。ただし、圧力分布やイオン濃度分布に発生する不安定性を回避するため、土骨格には 20 節点 6 面体 2 次要素、間隙水压とイオン濃度については 8 節点 6 面体 1 次要素を用いた。図 13 に数値解析モデルと境界条件を示す。化学的境界条件については実験と同様に供試体上下面に濃度境界条件を付与した。間隙流体のイオン濃度の初期値を $c = c_{water}$ とし、浸透圧密過程では濃度境界の間隙流体のイオン濃度を c_{water} から c_{salt} に変更する。その後の浸透膨潤過程では、再び濃度境界のイオン濃度を c_{salt} から c_{water} へ変化させる。また、力学的境界条件については、底面では変位を完全に拘束、側面では水平変位のみを拘束した。水理学境界条件については供試体の上面を排水条件、側面を非排水条件とし、下面に 10kPa の圧力境界条件を付与した。表 5 に解析に使用した材料定数および初期値、表 6 に化学パラメータ、表 7 に輸送パラメータを示す。なお、本節においても Na^+ , Ca^{2+} , K^+ , Mg^{2+} の 4 種の陽イオンと 1 種の陰イオン Cl^- について考慮する。

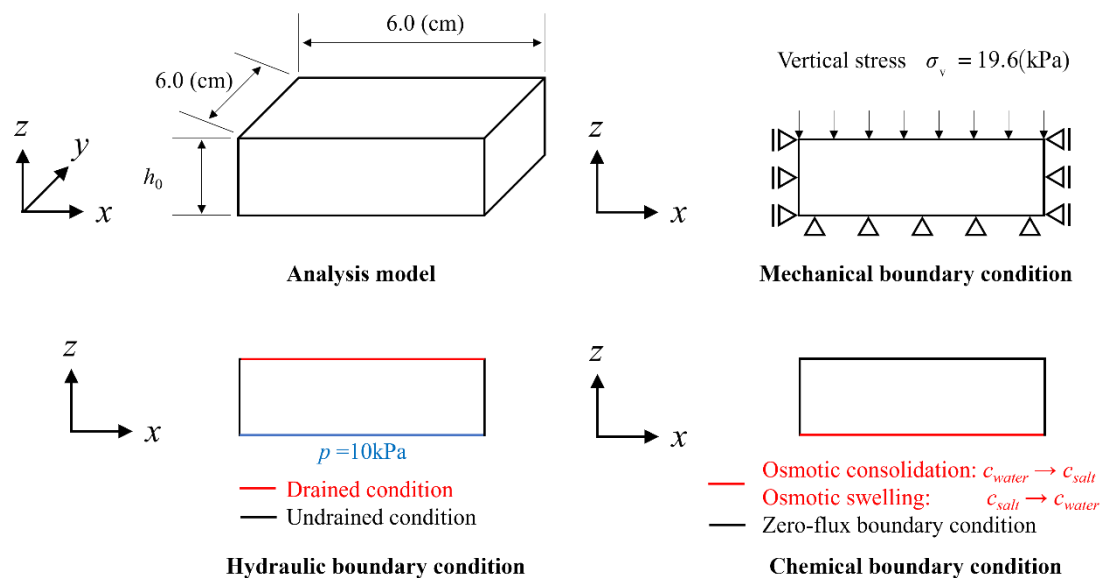


図 13 解析モデルと境界条件

表 5 材料定数と初期値（浸透圧密・膨潤シミュレーション）

材料定数	値	
圧縮指数 ^[1]	$\tilde{\lambda}$	0.270
膨潤指数 ^[1]	$\tilde{\kappa}$	0.180
参照応力 [kPa] ^[1]	p_r	100
限界状態定数 ^[1]	M	0.435
疑似ポアソン比 ^[1]	$\tilde{\nu}$	0.3
参照比体積 ^[1]	N	1.97
非膨潤性粘土の土粒子密度[g/cm ³] ^[1]	ρ_s	2.70
膨潤性粘土の土粒子密度[g/cm ³] ^[1]	ρ_{sw}	2.70
初期値	値	
初期比体積 ^[1]	v_0	4.26(Case(a)) 4.36 (Case(b))
初期平均有効応力 [kPa] ^[1]	p_0	19.6
初期セメンテーション[kPa]	p_a	0.00
塩溶液濃度[mol/L] ^[1]	c_{salt}	1.00
蒸留水のイオン濃度[mol/L] ^[1]	c_{water}	1.00×10^{-5}

表 6 粘土鉱物に関する物性

電気-化学作用に関するパラメータ		値
陽イオン交換容量 [meq/g] ^[1]	CEC	0.732
交換性陽イオン量（初期状態）[meq/g] ^[1]		
Na^+	EXC_{Na}	0.405
Ca^{2+}	EXC_{Ca}	0.287
K^+	EXC_K	0.009
Mg^{2+}	EXC_{Mg}	0.030
質量比 ^[3]	r	8.50×10^{-3}
特異吸着ポテンシャル[eV] ^[3]	ϕ	1.00×10^{-18}
絶対温度 [K] ^[1]	T	298
間隙水の静的誘電率 [C^2/g] ^[1]	ϵ	7.08×10^{-10}
比表面積 [m^2/g] ^[1]	S	810
粘土鉱物の厚さ [m] ^[1]	t	9.60×10^{-10}
溶媒密度 [g/cm^3] ^[1]	ρ_w	1.00
溶媒のモル質量[g/mol] ^[1]	M_c	18.0

表 7 輸送パラメータ

輸送パラメータ		値
透水係数 ^[1]	k	5.00×10^{-11}
分子拡散係数 ^[1]	$\tilde{D}$	2.00×10^{-12}
Na^+ に対する Ca^{2+} 選択係数 ^[1]	$k_{Na/Ca}$	0.140
Na^+ に対する K^+ 選択係数 ^[1]	$k_{Na/K}$	0.120
Na^+ に対する Mg^{2+} 選択係数 ^[1]	$k_{Na/Mg}$	0.210
縦分散係数 ^[1]	α_L	2.50×10^{-3}
横分散係数 ^[1]	α_T	2.50×10^{-4}

*[1]: 直接測定可能; [2]: 定数; [3]: 要較正

図 13 に実験結果と構築した数値シミュレータによる計算結果の比較を示す．なお，横軸は供試体飽和後の経過日数を，縦軸は供試体高さの変化量をそれぞれ表している．本研究で構築した連成解析手法ならびに数値モデルは，陽イオン交換を伴う浸透圧密・膨潤による体積ひずみの時間変化を良好に捉えていることが分かる．実験結果と同様に，数値解析結果においても，KCl 溶液への置換後の鉛直変位は NaCl 溶液への置換後に生じる鉛直変位に比べて著しく小さい．これは，同じ一価陽イオンであっても K^+ の水和半径が Na^+ に比べて小さいことに加え，粘土鉱物のシリカシート表面で特異吸着現象が生じることで拡散層の電荷が減少し，結果として電気二重層斥力が著しく低下するためである (Hoshi et al., 2025)．このように，飽和ベントナイトにおける陽イオン交換を伴う浸透圧密・浸透膨潤現象が本数値シミュレータで定量的に評価可能であり，構築した構成則および連成解析手法の妥当性が示された．

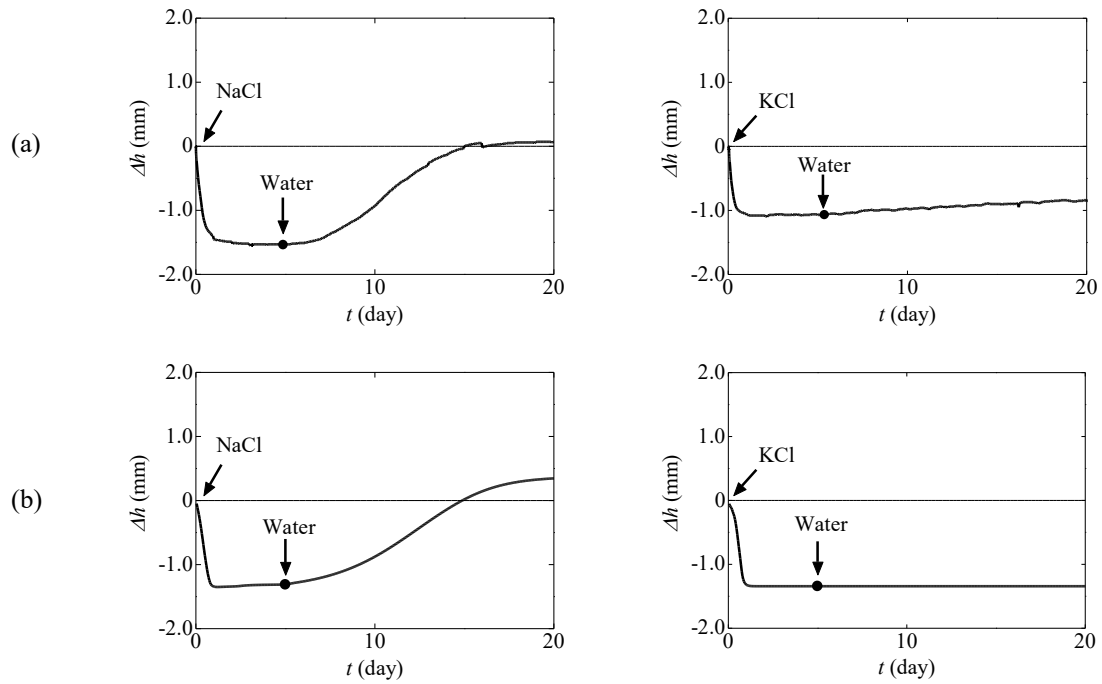


図 14 飽和ベントナイトの浸透圧密・膨潤挙動：(a)実験；(b)解析

2. 異なる交換性陽イオン種を想定したトンネル掘削・膨潤解析

本研究では、提案した数値シミュレータの応用例題として、盃山トンネルを対象とした掘削・膨潤解析を行う。第 III 章ではイオン濃度を未知数とする連成解析手法を提案したが、現状においては実地盤における複雑な初期条件や境界条件の適切な決定に課題が残る。そこで本節では、現象の本質であるトンネル路盤破壊の基本メカニズムを明確に捉えることを目的とし、より単純化した条件で非連成解析を行う。

本研究では、岩盤内に含まれる膨潤性粘土鉱物の種類が Na 型、Ca 型、K 型の計 3 ケースについて解析を行った。掘削解析は、Hoshi et al. (2022) と同様に、初期応力状態をもとにトンネル内空に作用する不平衡力を計算し、その不平衡力を除荷することで行った。膨潤解析では、トンネル掘削に伴い周辺地盤からトンネル内空に向かって地下水が供給されることを想定し、解析領域全体の間隙流体イオン濃度を一様に低下させた。

図 15 に数値解析に用いた有限要素モデル(5040 節点 2400 要素)および境界条件を示す。要素には、8 節点 6 面体要素を用いた。トンネルを $100\text{m} \times 100\text{m} \times 1\text{m}$ の中心に設置し、平面ひずみ状態を仮定した。左右の境界では水平変位を固定し、下辺の境界は鉛直変位を固定した。また、盃山トンネルの変状発生箇所の土被り 100m 程度を再現するために、約 50m の土圧に相当する等分布荷重 1000kPa を上面の境界に作用させた。表 8 に解析に用いた材料定数と初期値、表 9 に化学パラメータを示す。

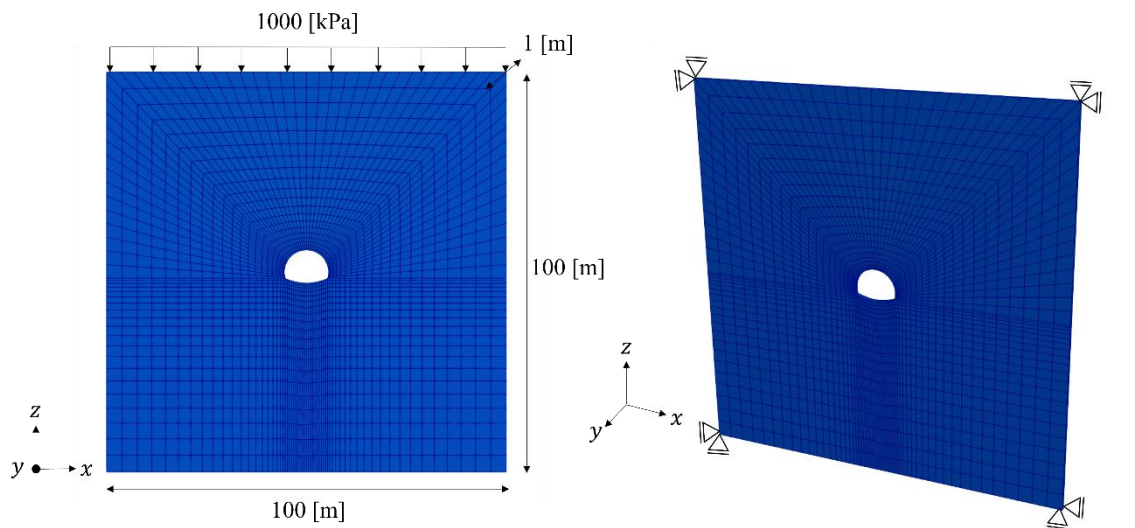


図 15 有限要素モデルおよび境界条件

表 8 材料定数と初期値（トンネル掘削・膨潤解析）

材料定数		値
参照比体積 ^[1]	N	1.95
参照応力 [kPa] ^[1]	p_r	317
限界状態定数 ^[1]	M	0.800
圧縮指数 ^[1]	$\tilde{\lambda}$	0.170
膨潤指数 ^[1]	$\tilde{\kappa}$	0.064
疑似ポアソン比 ^[1]	$\tilde{\nu}$	0.300
非膨潤性粘土の土粒子密度[g/cm ³] ^[1]	ρ_s	2.60
膨潤性粘土の土粒子密度[g/cm ³] ^[1]	ρ_w	2.70
初期値		値
初期比体積 ^[1]	v_0	1.36
側圧係数 ^[1]	K_0	0.500
初期セメンテーション[kPa] ^[1]	p_a	1.12×10 ³
質量比 ^[3]	r	0.030
初期イオン濃度 [mol/L] ^[1]	c_{NaCl}	0.500
限界イオン濃度 [mol/L] ^[1]	c_{water}	3.00×10 ⁻²

表 9 化学パラメータ（トンネル掘削・膨潤解析）

電気-化学作用に関するパラメータ		値
陽イオン交換容量 [mEq/g] ^[1]	CEC	0.773
交換性陽イオン i の交換容量 [mEq/g] ^[1]	EXC	0.773
絶対温度 [K] ^[1]	T	293
間隙水の静的誘電率 [C ² /g] ^[1]	ϵ	5.76×10 ⁻¹⁰
比表面積 [m ² /g] ^[1]	S	500
粘土鉱物の厚さ [m] ^[1]	t	9.60×10 ⁻¹⁰
溶媒密度 [g/cm ³] ^[1]	ρ_w	1.00
溶媒のモル質量[g/mol] ^[1]	M_c	18.0
特異吸着ポテンシャル[eV] ^[3]	ϕ	0.100

*[1]: 直接測定可能; [2]: 定数; [3]要校正

図 16 に掘削終了後、図 17 に膨潤解析後のセメンテーション分布図を示す。図 16、図 17 から、Na 型の場合には、掘削解析に続く膨潤解析において、解析領域全体で一様にイオン濃度を低下させているにも関わらず、トンネル底盤直下で内部構造の劣化が進行し、路盤に顕著な変形が見られる。一方で、Ca 型の場合については内部構造劣化および路盤の変形は僅かであり、底盤の隆起には至っていない。また、K 型の場合には膨潤による底盤の変形は全く見られない。このように鉱物結晶層間に存在する交換性陽イオン種に応じてトンネル変状の程度が大きく異なることが分かる。ここで注意が必要なのは、Gouy-Chapman の拡散二重層理論に基づく電気二重層斥力を適用した場合には、イオン種の違いは価数のみでしか評価できないため、図 18 に示すように同じ価数である Na 型と K 型の間に差異が生じ得ないことである。

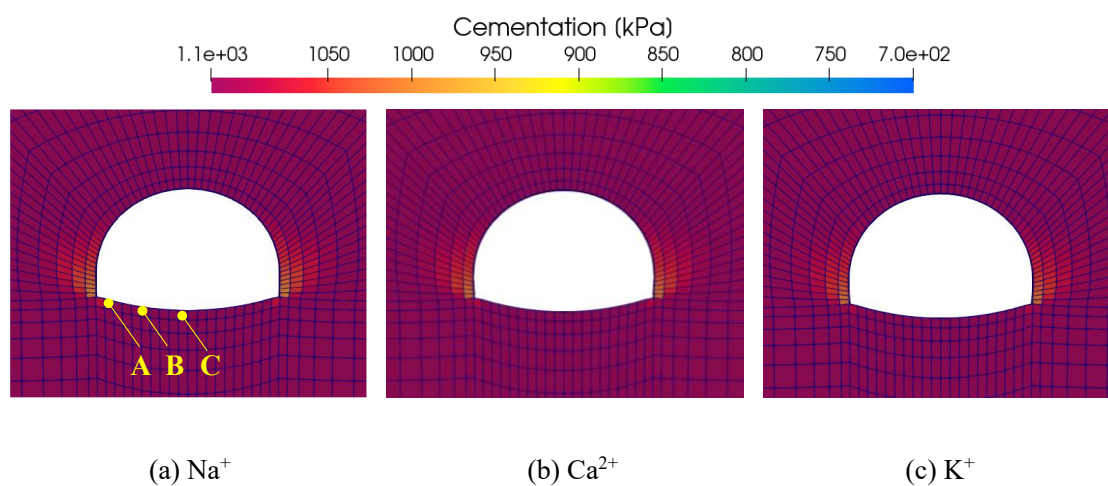


図 16 掘削解析後のセメンテーション分布

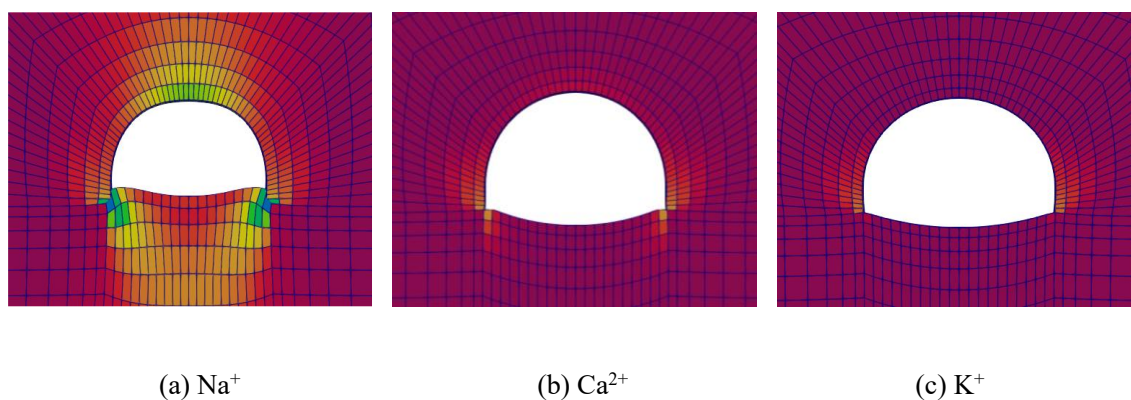


図 17 膨潤解析後のセメンテーション分布(Stern 理論)

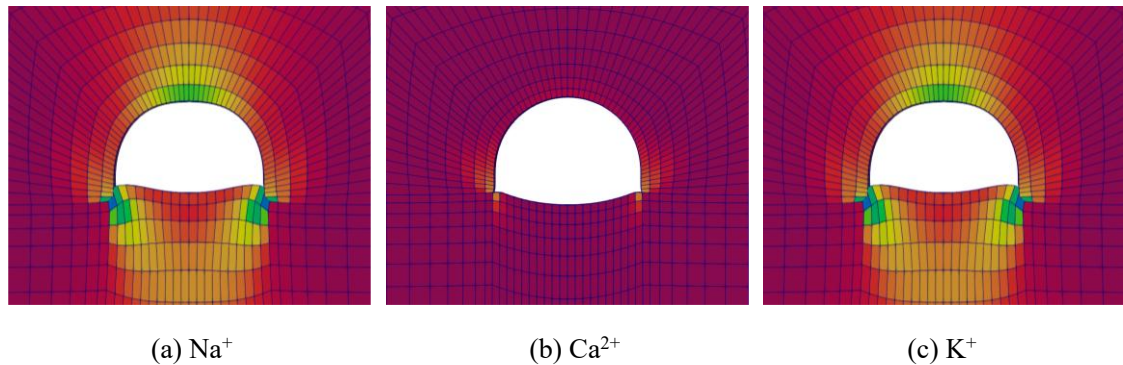


図 18 膨潤解析後のセメンテーション分布(Gouy 理論)

膨潤性岩盤シミュレータの妥当性を評価するため、図 19 に示す盃山トンネルで得られた地中変位計測との比較を行う。多田ら (2008) は、2008 年 8 月 13 日に盃山トンネルで観測された変形が設計インバート断面に対して約 10 日間で最大約 95 cm の上昇に達したと報告している。なお、図 19 に示す地中変位は 2008 年 9 月 1 日以降に測定されたものであるため、本研究でも膨潤過程において鉛直変位が 95cm に達した計算ステップを基準点とし、その後の変位を追跡する。ここでは、定量的な比較のため、限界濃度は 6.0×10^{-2} mol/L に設定した。図 20 に Na 型の場合におけるトンネル底盤直下岩盤の鉛直変位分布と膨張量分布を示す。縦軸はトンネル底盤からの深度を、横軸には底盤直下から約 10m の点を不動点とする累積値をプロットした。計算結果は観測結果と良好な一致を示し、岩盤の膨潤挙動を定量的に捉えている。

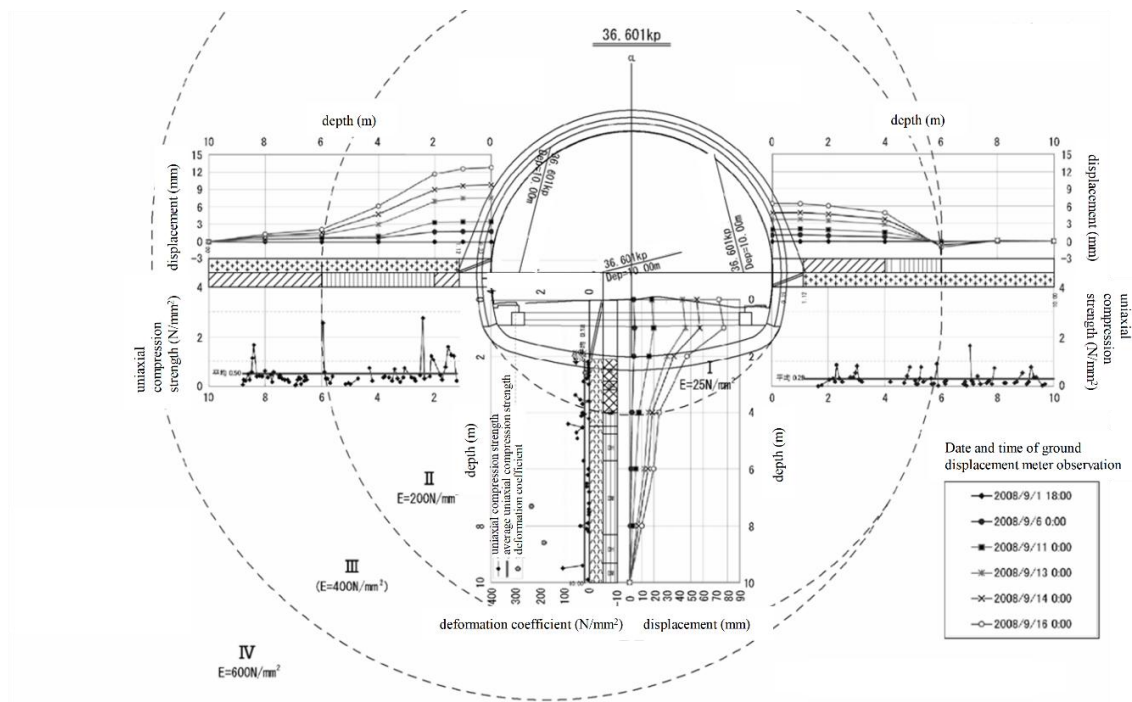


図 19 盃山トンネルで観測された地中変位 (奥井ら, 2009(一部改変))

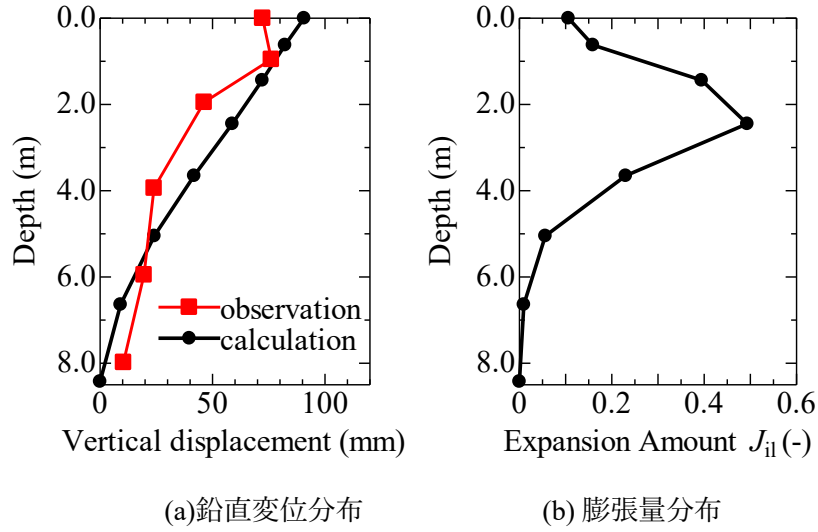


図 20 トンネル底盤直下における鉛直変位と膨張量分布

ここで図 17 に示したような路盤変状の違いが生じた要因を底盤直下の岩盤要素の力学挙動に注目し考察する．図 21 に底盤中央直下の要素（図 16 に示した要素 C）の応力経路，図 22 に間隙流体イオン濃度と各骨格における体積ひずみ $\varepsilon_v^{ss} (= -\ln J_v^{ss})$ ， $\varepsilon_v^{il} (= -\ln J_v^{il})$ の関係を示す．なお，体積ひずみは圧縮を正にとっている．

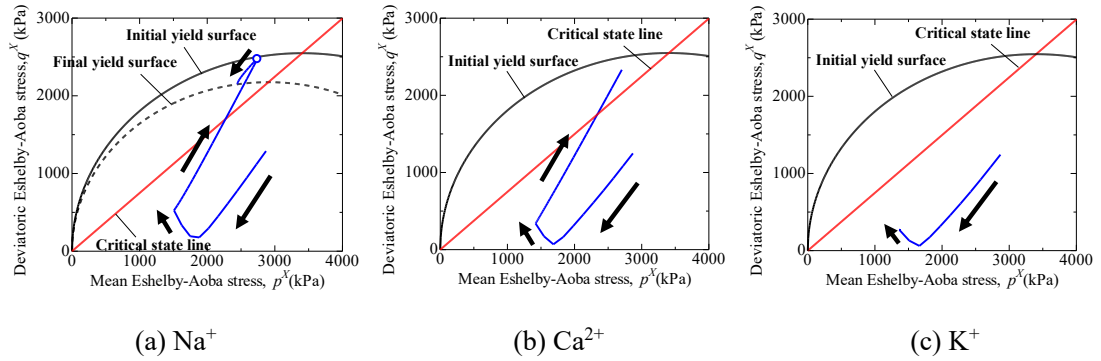


図 21 底盤直下要素の挙動

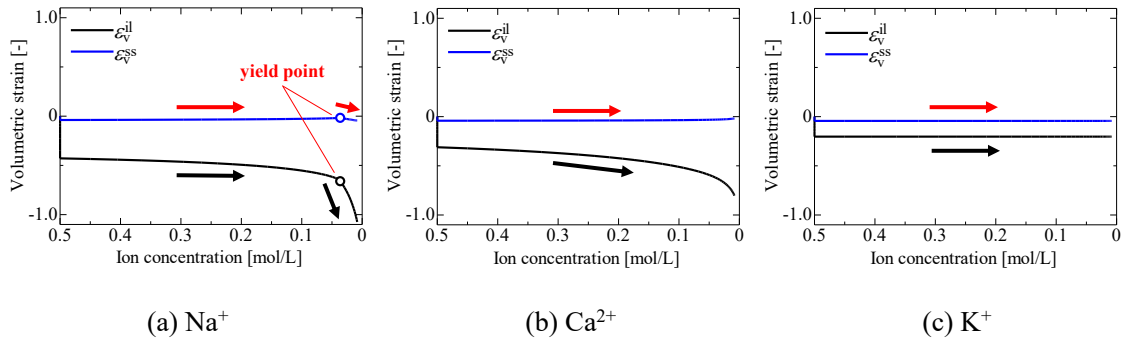


図 22 底盤直下要素の間隙流体イオン濃度と体積変化の関係

図 21(a)から、層間イオンが Na^+ の場合には、掘削解析に続く膨潤過程において、イオン濃度の低下に伴い層間が広がろうとする影響で有効応力が上昇し、限界状態線の上側で降伏している。Cam-clay model では限界状態線の上側は塑性膨張を伴う軟化域である (Asaoka et al., 1994)。降伏後はせん断応力と平均有効応力が低下していることから路盤の変形が顕著な領域において塑性化によって実際に軟化が発生していることが読み取れる。軟化により平均有効応力が減少すると層間のつり合い式に従って結晶層間距離も増加するため、トンネル底盤直下に大きな膨潤変形が現れる。また、塑性変形が進行するとセメンテーションが劣化し、岩盤骨格の剛性が低下する。その結果、せん断変形やそれに伴う軟化現象が進行するため、トンネル変状が助長される。さらに、図 21(a)と図 22(a)より、岩盤骨格が降伏に達した時点で急激な膨潤変形が生じていることが分かる。これは、イオン濃度の低下が岩盤骨格を降伏に至らしめる一方で、今度は岩盤骨格の軟化が結晶層間の顕著な膨潤を引き起こすことを示している。つまり、トンネル路盤破壊現象は結晶層間におけるミクロな電気-化学現象と岩盤骨格のマクロな塑性力学的現象が織りなすマルチスケールな相互作用の結果として生じる (Hoshi et al., 2022)。また、図 21(b)から、層間イオンが Ca^{2+} の場合に膨潤過程においても、イオン濃度の低下に伴い層間距離が広がる影響でせん断応力と平均有効応力が増加していることが分かる。しかし、層間イオンが Na^+ の場合に比べて有効応力の増加は小さく、岩盤の降伏には至っていない。結果として、層間イオンが Na^+ の場合に見られる底盤直下での内部構造劣化現象や路盤の隆起現象が生じていない。さらに、図 21(c)から、層間イオンが K^+ の場合には、イオン濃度の低下による有効応力の上昇は全く見られず、 Ca^{2+} の場合と同様に岩盤の降伏には至っていないことが分かる。これは、 K^+ の水和半径が Na^+ 、 Ca^{2+} に比べて小さいことに加えて、粘土鉱物のシリカシート表面で特異吸着現象が生じることによって、拡散層の電荷が減少した結果、電気二重層斥力が著しく低下するためである。以上より、トンネル路盤の変状は岩盤骨格が破壊に至るか否かで大きく異なり、その破壊挙動には粘土鉱物に含まれる交換性陽イオン種が大きく寄与していることが分かった。さらに、解析結果を分析することで顕著なトンネル路盤変状が鉱物結晶層間でのミクロな界面化学的現象と岩盤骨格でのマクロな塑性力学的現象の相互作用の結果として生じることを明らかにした。

続いて、底盤の隆起が確認された Na 型の岩盤について、掘削解析後に覆工要素を挿入し、膨潤解析を行うことで、膨潤性地山トンネルにおける盤ぶくれ対策の一つであるインバートコンクリート挿入の効果について検討する。コンクリート要素はライニングコンクリートおよびインバートコンクリートの厚さが 50cm になるように挿入した (図 23)。なお、コンクリート要素は計 320 要素追加し、岩盤要素と同様に 8 節点 6 面体要素を用いた。本研究では、コンクリート要素として Neo-Hookean 超弾性体を採用した。表 10 に解析に用いた覆工要素の材料物性を示す。なお、本研究では盃山トンネルの支保工に関する詳細な設計情報が入手できなかったため、インバートの物性はトンネル標準示方書に記載されている設計基準 24N/mm^2 に相当するヤング率に設定した。

表 10 覆工要素の材料定数

材料定数		値
密度 [g/cm^3] ^[1]	ρ_c	2.3
ヤング率 [GPa] ^[1]	E_c	25
ポアソン比 [-] ^[1]	ν_c	0.2

*[1]: 直接測定可能; [2]: 定数; [3]要較正

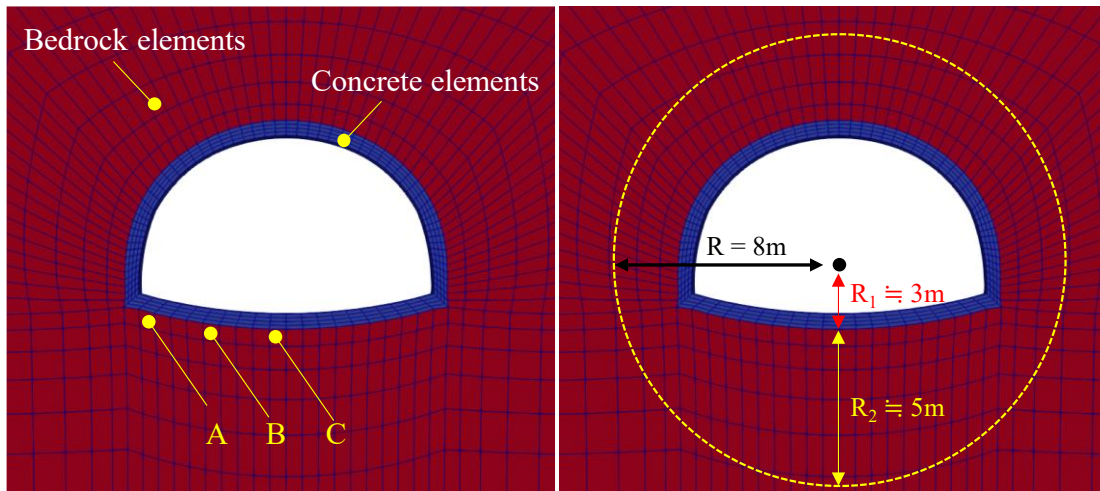


図 23 覆工コンクリート挿入後のトンネル

図 24 に膨潤解析後の鉛直変位分布を示す。なお、膨潤解析は覆工要素の追加により掘削面に発生する不平衡力を除荷した後、トンネル周辺要素の間隙流体イオン濃度を低下させることによって行った。膨潤性地山トンネルである盃山トンネルや鳥屋山トンネルなどでは、底盤直下 5m 付近から岩石の著しい劣化や地中変位が観測されている（奥井ら，2009）。加えて，Hoshi et al. (2022)による既往の解析においても、膨潤変形や内部構造劣化が顕著な領域は底盤直下から深度 5 m 付近の範囲に現れており、本研究の解析でもこれと同様の傾向が表現されていることから、底盤直下 5m（図 23 中の R_2 ）の領域を含む、トンネル中心から半径 $R=8\text{m}$ の範囲にある岩盤要素を膨潤領域とした。

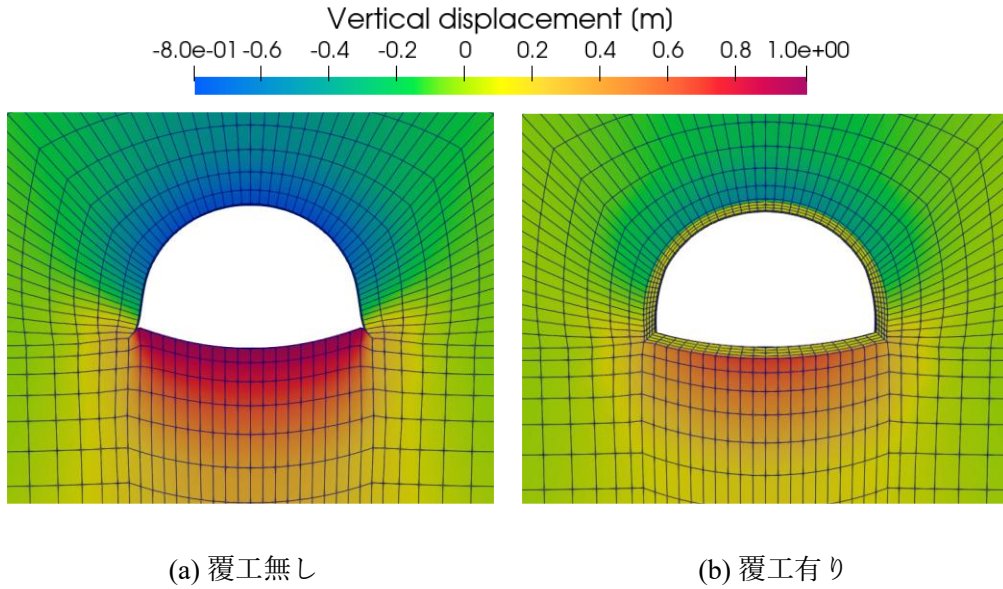


図 24 覆工要素を挿入した場合の解析結果

図 24(a)と図 24(b)を比較すると、覆工コンクリートを挿入したことによって、膨潤変形による底盤の隆起が抑えられていることが分かる。

ここで、覆工コンクリートの挿入によって膨潤変形を抑え込んだ結果、底盤直下の岩盤で生じる力学挙動について考察する。図 23 に示した底盤直下における岩盤要素 A の挙動に注目する。図 25(a)に覆工要素を挿入しなかった場合、図 25(b)に覆工要素を挿入した場合の応力経路を示す。なお、応力経路は膨潤解析開始後からプロットしている。また、図 26 にイオン濃度変化と岩盤骨格体積ひずみの関係を示す。 ε_v^{ss} , ε_v^e , ε_v^p はそれぞれ、岩盤骨格の全体積ひずみ、弾性体積ひずみ、塑性体積ひずみであり、圧縮を正にとっている。加えて、図 27 に膨潤解析過程でのイオン濃度変化と各骨格の体積ひずみ ε_v^{ss} , ε_v^{il} の関係を示す。

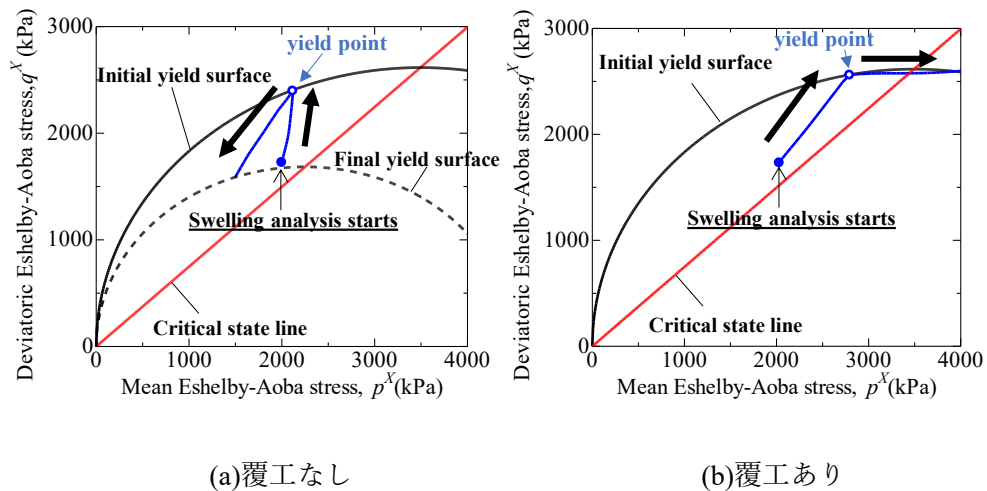


図 25 底盤直下における岩盤要素の応力経路

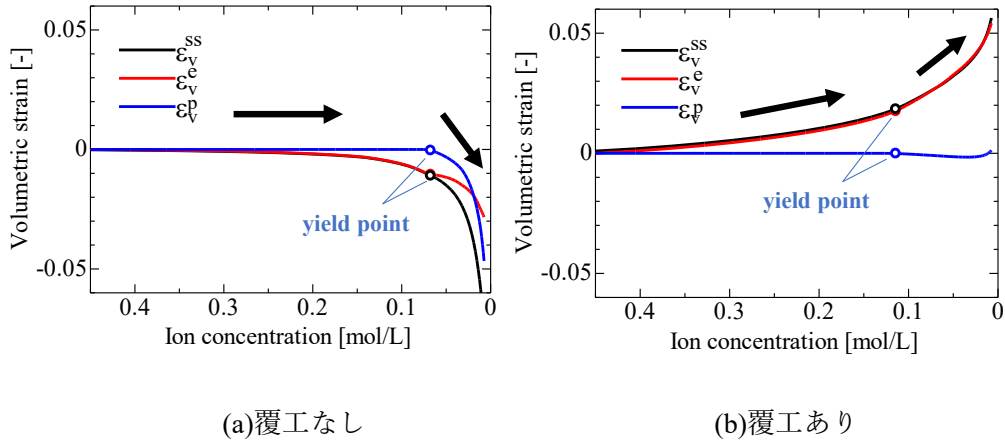


図 26 底盤直下における岩盤要素の体積ひずみ

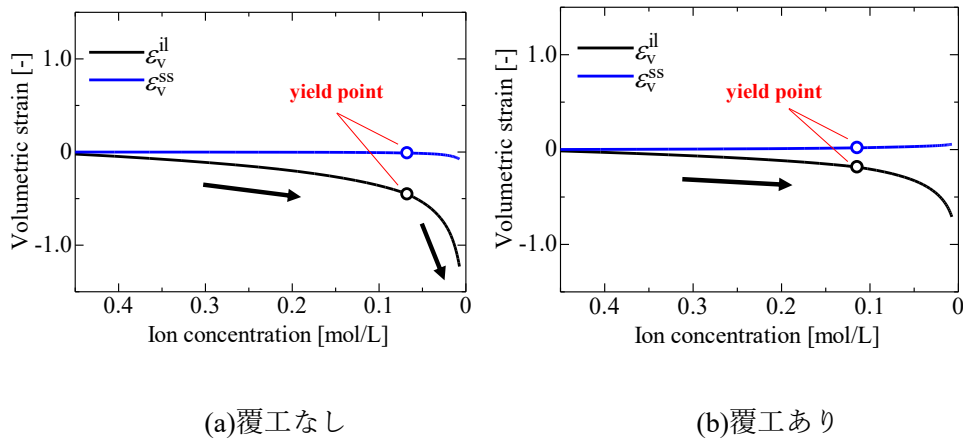


図 27 岩盤骨格体積変化と粘土鉱物の体積変化

図 25(a)から、覆工が無い場合には、間隙流体イオン濃度が低下すると層間が広がる影響でせん断応力が上昇していることが分かる。その後、岩盤骨格が限界状態線の上側で降伏に達している（図 25(a)の青丸）。Cam-clay model では限界状態線の上側は塑性膨張を伴う軟化域であり、降伏後にせん断応力と平均有効応力が急激に低下している。実際に図 26(a)の青線からは膨潤が顕著な領域では降伏をトリガとする塑性体積膨張が生じていることが分かる。最終的にミクロな電気-化学現象と岩盤骨格でのマクロな塑性力学的現象が織りなすマルチスケールかつマルチフィジックスな相互作用の結果として図 27(a)に示すような顕著な膨潤変形が生じる。一方で、図 25 (b)では、間隙流体イオン濃度の低下により有効応力が上昇し、限界状態線の上側で降伏に達しているが、降伏後の挙動が大きく異なっている。図 26(b)から、覆工を挿入した場合には、降伏後も塑性体積ひずみはほぼ発生せず、弾性的な圧縮が続いている。図 25(a)より、降伏後は降伏曲面に沿った応力経路を辿っていることから、中立負荷に近い状態が持続することで塑性変形の発生が抑制されていることが分かる。軟化を伴う岩盤の脆性的な破壊挙動が抑制されることに加え、平均有効応力が増

加することで岩盤骨格の剛性はむしろ上昇するため、覆工がない場合に比べ、結晶層間の広がりによる膨潤変形も抑制される（図 27(b)）。

続いて、図 28 に膨潤解析終了後の x 軸方向のコンクリート要素の軸力 σ_{xx} 分布を示す。なお、軸力は引張を正とした。また、図 29 に濃度変化とコンクリート要素に発生する軸力 σ_{xx} および軸差モーメントの関係を示す。図 29(a)の実線はインバート中央最下部の軸力、破線はインバート中央最上部の軸力を示している。軸差モーメント M_{dev} は反時計回りを正とし、インバート最上部に作用する軸力と最下部要素に作用する軸力の差 $\Delta\sigma_{xx}$ を用いて次式で計算した。ここで、 h はインバート厚、 S はインバートコンクリートの断面積である。なお、図 29 中の 3 点（赤丸、緑丸、青丸）はそれぞれ図 23 に示した岩盤要素の降伏点を示している。

$$M_{dev} = \Delta\sigma_{xx} Sh \quad (15)$$

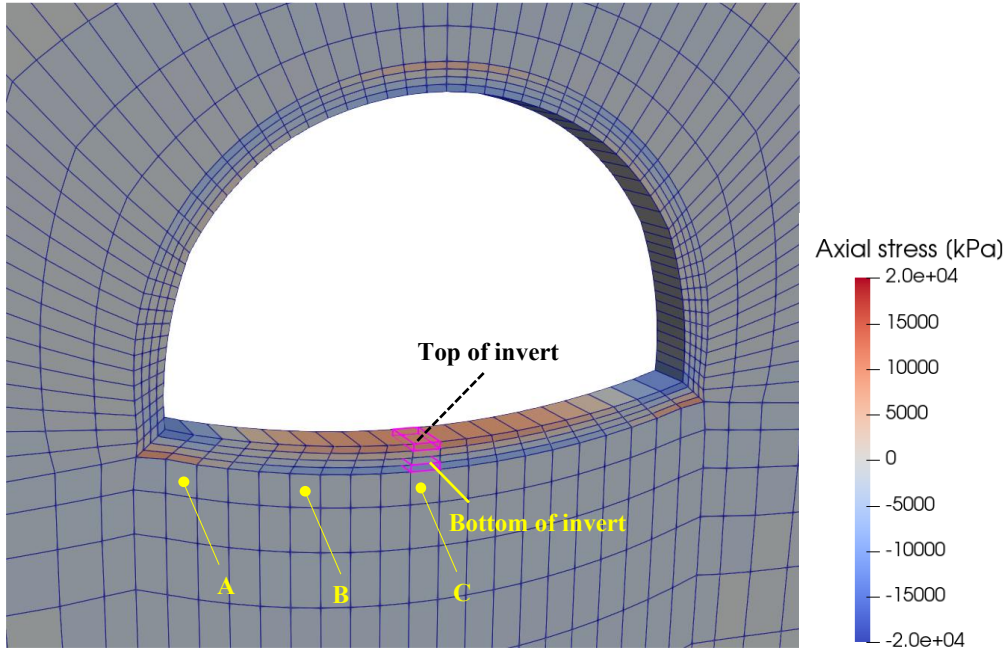


図 28 インバートの軸力分布

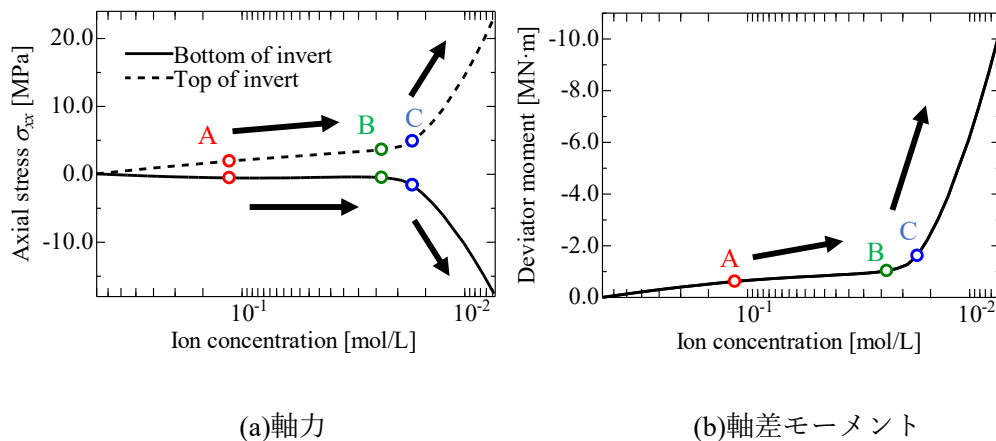
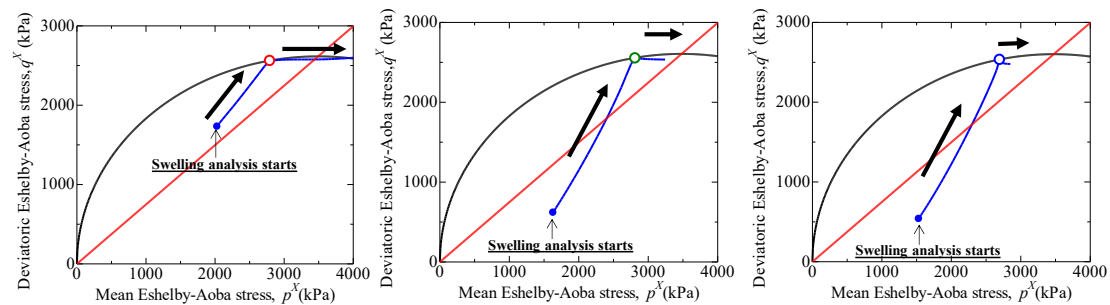


図 29 濃度変化とインバートに作用する応力の関係

ここからは、膨潤性岩盤と覆工コンクリートが互いに力を及ぼし合うマクロな相互作用の観点から、底盤直下の岩盤で生じる力学挙動について考察する。図 29(a)から、間隙流体イオン濃度の減少により層間距離が広がる影響でインバートの下端に圧縮力、上端に引張力が作用していることが分かる。また、上端と下端の軸力差によって、図 29(b)に示すようにインバート中央に負曲げを引き起こす軸差モーメントが生じている。加えて、覆工要素として材料非線形性の比較的小さな弾性体を用いているのにも関わらず、あるイオン濃度を境に軸力および軸差モーメントが急激に増加していることが図 29 から読み取れる。

ここで、図 30 に要素 A, B, C の応力経路を示す。図 30 から、底盤直下の岩盤要素は限界状態線の上側で降伏に至っているものの、降伏後には、いずれも中立負荷に近い応力経路を経て、平均有効応力が増加していることが分かる。また、図 29 と図 30 を見比べると、要素 A, 要素 B, 要素 C の順に、つまり底盤端部から底盤中央部に向かって塑性域が進行していることが分かる。加えて、塑性域が底盤中央直下に進行するにつれて軸力と軸差モーメントが増加しており、底盤中央直下の岩盤（要素 C）の降伏をトリガとして軸力と軸差モーメントが急激に増加していることが見て取れる。これは、インバートコンクリートが軟化を伴う岩盤骨格の脆性的破壊を抑制する代償として、インバートに作用する軸力や盤ぶくれの原因となる負曲げモーメントが増加することを示している。また、最終的には底盤中央直下の岩盤骨格の降伏をトリガとしてインバートに作用する軸力と軸差モーメントが急増する。



(a) 要素 A

(b) 要素 B

(c) 要素 C

図 30 底盤直下要素の応力経路

したがって、インバートコンクリート挿入の効果は次のように説明できる。インバートコンクリートを挿入することで、間隙流体のイオン濃度低下によって引き起こされる底盤直下における岩盤骨格の弾性圧縮は、降伏後も続く。また、降伏後に中立負荷が持続することで塑性膨張が抑制されると同時に、弾性圧縮に伴う平均有効応力の増加によって岩盤骨格の剛性はむしろ上昇するため、層間の膨張も抑制される。一方で、インバートコンクリートが岩盤骨格の脆性的な破壊を抑え込んだ結果、底盤直下の岩盤骨格の塑性域の拡大に伴いインバートに生じる軸力や軸差モーメントが徐々に増加していく。最終的には、底盤中央直下の岩盤骨格の降伏をトリガとして、インバートに負曲げを生じさせる力が急増する。以上のように岩盤と覆工コンクリートが相互作用することで、トンネル路盤の変形抑制が実現されていることが分かった。

なお、図 29(a)より、インバート上面に作用する引張応力はトンネル底盤直下中央に位置する要素 C が降伏する時点で 5MPa 程度であり、解析の最終段階では 20MPa を超えている。これらの値は一般的なコンクリートの引張強度を超えていることから、無筋のインバートならばひび割れが発生すると考えられる。換言するならば、本研究で想定した条件では、盤ぶくれを発生させないために、インバートに鉄筋による補強を施す必要がある。このように、提案手法によって、従来では困難であったインバートに発生する軸力および軸差モーメントの定量評価やインバートに求められる補強に関する議論可能となる。

第VI章 結論

本研究では、膨潤性粘土鉱物を含む地盤材料に対して、間隙水の化学組成変化に起因する複雑な力学挙動を定量的かつ物理学的に予測可能なマルチフィジックス数値シミュレータを開発した。また、飽和ベントナイトに対して間隙流体を変更することによって膨潤性土の基本的な浸透圧密・膨潤特性を把握した。本研究で得られた成果を以下にまとめる。

1. 理論物理化学に立脚した高度な構成則の提案

鉱物結晶層間の電気化学現象と、岩盤骨格の内部構造劣化を考慮可能な新たな構成則を開発した。本モデルの特筆すべき新規性は、Stern 理論の導入にある。これにより、従来の Gouy-Chapman 理論では考慮不可能であったイオンサイズの有限性および特異吸着が考慮可能となり、同じ一価陽イオンであっても Na 型と K 型で膨潤特性が著しく異なる現象を定量的に予測することが可能となった。

2. 多成分系水理-力学-化学連成解析手法の構築

二相混合体理論に基づいて、多成分イオンの移流分散方程式と質量作用の法則に基づく陽イオン交換平衡計算を融合した水理-力学-化学連成解析手法を構築した。本手法により、地盤内における化学組成の時間発展が土骨格の変形や変質といった多物理場の連成挙動を詳細に分析することが可能となった。

3. 極薄供試体による浸透圧密・膨潤実験

極薄の供試体から実験を開始するアプローチにより、試験時間の大幅な短縮を実現した。試験時間を既往研究に対して約 70%削減し、陽イオン交換を伴う浸透圧密・膨潤試験を効率的に実施できる実験手法を確立した。加えて、 K^+ を含む溶液に浸潤後、浸透膨潤量が著しく低下することを確認した。

4. トンネル路盤変状メカニズムの解明

実トンネルを模した掘削・膨潤解析により、盤ぶくれ変状の発生プロセスを詳細に分析した。その結果、間隙水の低濃度化に伴うミクロな層間膨張が岩盤骨格の降伏を誘発し、降伏に伴う有効応力の低下およびセメンテーションの劣化が、さらなる結晶層の膨張を許容する、というマルチスケールな負のスパイラルが突発的な隆起の支配要因であることを解明した。さらに、インバートの挿入が、この塑性化に伴う軟化挙動を物理的に抑制し、変状を食い止めるメカニズムを応力経路の観点から明らかにした。

本研究は概ね当初の計画通りに進展したものの、今後の更なる発展に向けては、以下の課題を解決する必要がある。

- 岩石試料を用いた実験ケースの拡充による、イオン交換および浸透圧密・膨潤特性の全容解明
- 連成解析のトンネル問題への適用における、適切な初期条件・境界条件の設定手法の構築と数値シミュレータによる将来予測
- 現行の対策や膨潤指標の妥当性検証、および岩盤の膨潤に伴うトンネル変状への効果的な対策手法・指標の確立

謝辞

本研究を進めるにあたり、貴協会より多大な研究助成を頂きました。学生の身である私に対して、このような貴重な研究の機会と温かいご支援を賜りましたことに、深く感謝の意を表します。助成期間は終了いたしますが、本研究で得られた成果を基盤とし、歩みを止めることなく、残された工学的課題の克服に向けて今後も継続して研究に邁進してまいります。皆様からの温かいご支援に、重ねて御礼申し上げます。

参考文献

- 1) Di Maio, C., 1996. Exposure of bentonite to salt solution: osmotic and mechanical effects. *Géotechnique*. 46, 695–707. <https://doi.org/10.1680/geot.1996.46.4.695>
- 2) Hoshi, K., Yamada, S., Kyoya, T., 2022. Finite element analysis of expansive bedrock considering electro-chemo-mechanical coupling phenomena in crystal layers of clay minerals and internal structural degradation. *Rock Mech. Rock Eng.* 55, 7387–7407. <https://doi.org/10.1007/s00603-022-02997-3>
- 3) Hoshi, K., Yamada, S., Abe, Y., Kyoya, T., 2024. Construction of a multiphysics model for swelling bedrock based on a novel deformation gradient decomposition method. *Comput. Geotech.* 176, 106736. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2024.106736>
- 4) Hoshi, K., Yamada, S., Kyoya, T., 2025. Multiphysics model of swelling geomaterials based on Stern theory: Describing different swelling behaviors depending on exchangeable cation species. *J. Rock. Mech. Geotech.* <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2025.01.022>
- 5) Hoshi, K., Yamada, S., Abe, Y., Kyoya, T., 2026a. Tunnel excavation and swelling analysis of expansive bedrock with multiphysics elasto-plastic model capable of describing different swelling behavior due to exchangeable cation species. *Comput. Geotech.* <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2026.107956>
- 6) Hoshi, K., Yamada, S., Abe, Y., 2026b. A coupled hydro-mechanical-chemical simulation of osmotic consolidation and swelling in expansive soils, *Computers and Geotechnics*, Vol 196, 108195, 2026, <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2026.108195>
- 7) Kyokawa, H., Ohno, S., Kobayashi, I., 2020. A method for extending a general constitutive model to consider the electro-chemo-mechanical phenomena of mineral crystals in expansive soils. *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.* 44, 749–771. <https://doi.org/10.1002/nag.3026>
- 8) Yamada, S., Sakai, T., Nakano, M., Noda, T., 2022. Method to introduce the cementation effect into existing elasto-plastic constitutive models for soils. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 148, 04022013. [https://DOI.ORG/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0002727](https://DOI.ORG/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002727)
- 9) Ye, W.M., Zhang, F., Chen, Y.G., Chen, B., Cui, Y.J., 2017. Influences of salt solutions and salinization–desalinization processes on the volume change of compacted GMZ01 bentonite. *Eng. Geol.* 222, 140–145. <http://doi.org/10.1016/j.enggeo.2017.04.002>.
- 10) 多田誠, 佐久間智, 菅原徳夫, 末岡眞純, 後藤俊英, 2008. 山形自動車道 盃山トンネルで発生した変状と対策について. 土木学会東北支部技術研究発表会講演概要集, VI-8, 601–602.
- 11) 奥井裕三, 鶴原敬久, 太田裕之, 佐久間智, 中田主税, 2009. 盃山トンネルに発生した急激な路面隆起変状の計測および解析による変状メカニズムの考察. トンネル工学報告集 19, 173–180.