

## 第3章 緩衝材の化学変質を伴う力学挙動に関する試験とモデル化

第3章では、HMC 連成解析手法に関わる、ベントナイト系材料の化学変質挙動を考慮した力学挙動モデルの検討を行った。平成24年度までに検討したモンモリロナイトの溶解を考慮した水理挙動及び力学挙動モデル[1]を、平成25年度からは二次鉱物の生成を考慮したモデルへの拡張、圧密膨潤の力学挙動に加え、せん断挙動のモデル化、及び透水係数モデルの高度化を実施した[2][3][4]。さらにセメントの影響を考慮したベントナイト中のモンモリロナイトの溶解、Ca型化及び液相のイオン強度の力学挙動への影響に関して、長期試験による検討を行なった。

平成28年度は、これまでの試験結果に基づいてモデル化を進めてきた、ベントナイトの化学変質(溶解と二次鉱物生成)を伴う力学挙動のモデルについて、セメント影響等の間隙水の組成の影響を検討して信頼性を向上させる検討を行った。加えて、これまで平衡膨潤量と完全飽和線がモンモリロナイト含有量が減少する程一致しない点に関して、これまでに策定したモデル案を試験データを拡充して定式化を検討した。さらに、等体積一面せん断試験に基づいたベントナイトの限界状態線に関する検討について、Ca型の影響に関する検討等を行なった(以上3.2項)。水理挙動に関しては、Ca型化による影響を踏まえた透水係数モデルの検討を行った(3.3項)。

### 3.1 概要

本検討では、平成20年度～24年度にかけて、ベントナイトの力学モデルの妥当性確認のための試験、及び化学的な変質がベントナイトの力学挙動、物質移行(とくに水理挙動)に及ぼす影響を考慮するための試験を実施した。ここで検討対象としている化学的な変質とは、モンモリロナイトのCa型化と溶解・非膨潤性鉱物化である。

その中で、力学材料としてのベントナイトをスメクタイト(モンモリロナイト)と非膨潤性鉱物(石英)の混合材料として考え、モンモリロナイトのモデル化を検討した。これは、これまでの地盤力学で研究対象としていた自然堆積粘土と図3.2.1-1に示すベントナイトの鉱物組成を比較すると、著しい膨潤性や遮水性などのベントナイトの特徴とも言える力学挙動がモンモリロナイトに起因すると考えられるからである。このモンモリロナイトの力学挙動のモデル化に当たって、小林ら[5]に倣い、モンモリロナイトを力学的には、「吸水膨潤するだけで土骨格構造を形成している2次粒子が崩壊し応力履歴を忘れる材料」であるという概念で捉えている。さらに水理的には、モンモリロナイトとは、「吸水するだけで土骨格構造を形成している2次粒子が膨潤するために比表面積が増大する材料」であるという概念で捉えている(図3.2.1-2参照)。すなわち、ベントナイト系材料の化学的な変質を考慮した力学モデルと水理モデルは、どちらも、吸水によるモンモリロナイトの2次粒子の膨潤崩壊(分散)状況に依存することが骨子となっている。

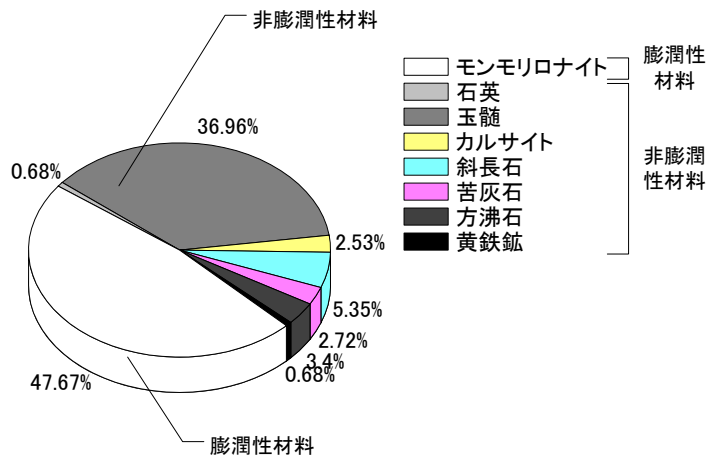


図 3.2.1-1 クニゲル V1 の鉱物組成[6]

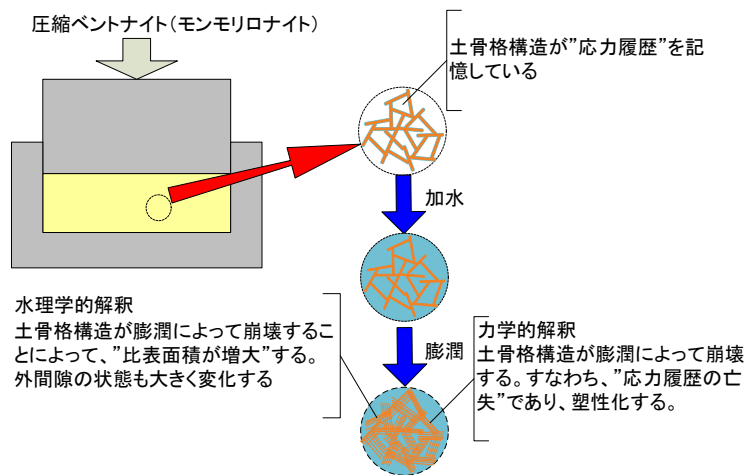


図 3.2.1-2 ベントナイトの膨潤による“応力履歴の亡失”と“比表面積の増大”のイメージ図

前フェーズ(平成 19 年度～平成 24 年度)では、この考えに従って、Na 型モンモリロナイトに非膨潤性鉱物としてケイ砂を混入した人工ベントナイト、及びベントナイト(クニゲル V1)の力学・水理特性を取得した。両者の比較により、モンモリロナイト含有率がベントナイトの力学・水理特性(「吸水による応力履歴の亡失」と「吸水による比表面積の増大」)に対して支配的であることを確認した。

本フェーズ(平成 25 年度～平成 29 年度)の研究では、モンモリロナイト含有率がベントナイトの力学・水理特性(「吸水による応力履歴の亡失」と「吸水による比表面積の増大」)に支配的であるという前フェーズの結果を基本として、図 3.2.1-3 に示すように、変質シナリオに応じて、モンモリロナイトと微粉碎ケイ砂にモンモリロナイトの溶解・沈殿によって生じる二次鉱物の割合、種類を変化させて混合させて、多様な化学変質シナリオに対しても本研究結果が適用可能であることを確認する。図 3.2.1-3 には本フェーズの全体計画のイメージを示す。別途実施している地球化学解析から想定されるモンモリロナイトの溶解・沈殿によって生じる二次鉱物の種類が本フェーズのパラメータである。

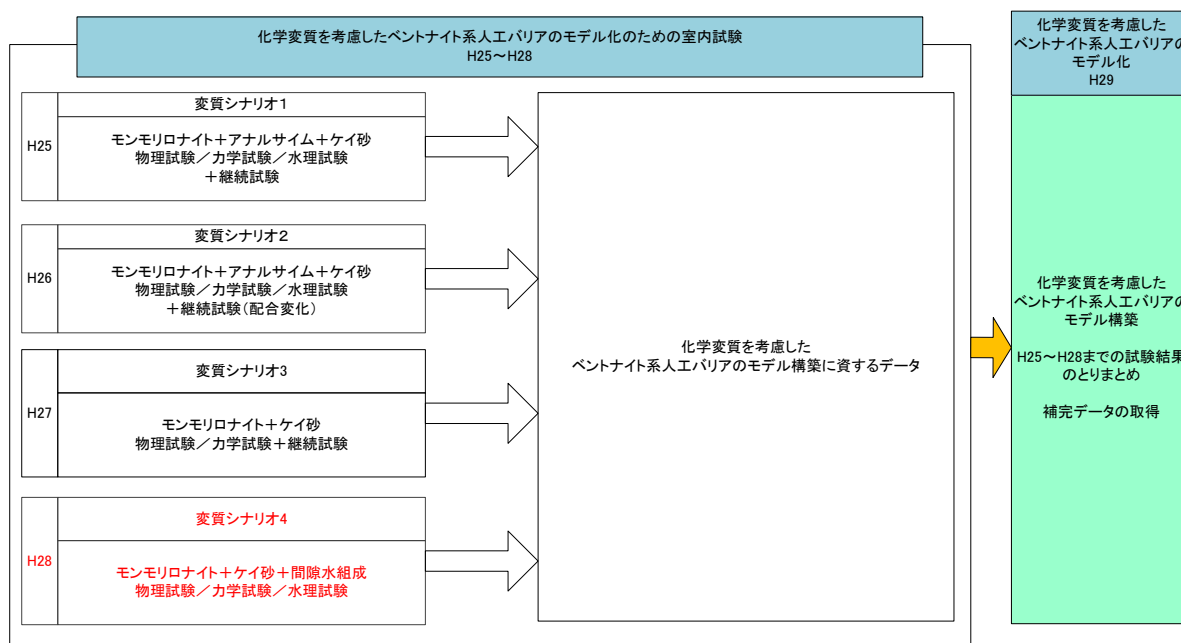


図 3.2.1-3 本フェーズの全体計画のイメージ

前フェーズで検討した変質シナリオは、モンモリロナイトが、モンモリロナイト(土粒子密度  $2.75\text{Mg/m}^3$  程度)と比較的土粒子密度の近い非膨潤性鉱物に変質した場合を取り上げて、この非膨潤性鉱物として微粉碎ケイ砂(土粒子密度  $2.65\text{Mg/m}^3$  程度)で模擬した。これにより、変質によるモンモリロナイト含有率の低下に伴う膨潤性能の変化を調べた。しかしながら、放射性廃棄物処分場の緩衝材のような体積変化の余地がない境界条件下で、モンモリロナイトが溶解し、ゼオライト系の二次鉱物が生成する等の土粒子密度が大きく変化する化学変質が発生した場合、膨潤性能の変化だけでなく有効応力が大きく変化する可能性がある。そのため、前フェーズでは考慮していない土粒子密度が大きく変化する化学変質を考慮することは重要である。そこで本フェーズからは、変質シナリオとして、モンモリロナイトが低土粒子密度の非膨潤性の鉱物に変質する場合を想定し、モンモリロナイトのアナルサイム化(土粒子密度  $2.2\text{Mg/m}^3$  程度)に対する影響の検討を実施した。

本フェーズにおいて、平成 26 年度までに二次鉱物の生成による低土粒子密度化の影響をモデル化するために、ゼオライト鉱物であるアナルサイムの割合を変化させた力学試験を実施した。この検討におけるモデル化では、前フェーズで構築したモデルをベースとしているが、この検討を通じて、前フェーズで構築したモデルの高度化に繋がる知見が得られた。加えて、平成 27 年度は、正規圧密線への低応力側(高含水比領域)の挙動の反映及び低モンモリロナイト量等での正規圧密と平衡膨潤が一致しない現象に関するモデルの課題に取り組んだ。なお、本フェーズで検討対象とするベントナイトの化学的変質は、前述のモンモリロナイトの溶解による非膨潤性二次鉱物化(含有率の低下)と前フェーズと同様に、Ca型化である。この際、化学的変質は、水理/力学的变化に比べ平衡状態にあると考え、化学的変質を速度論的には取り扱わないものとする。

さらに、本フェーズから、ベントナイトの力学挙動評価においてせん断挙動に関する検討も開

始した。これまでの研究フェーズでは、図 3.2.1-4 に示すように圧密挙動と膨潤挙動を中心に検討を行ってきた。これまでの研究フェーズで実施してきた力学試験は、モンモリロナイトの圧密（圧縮・膨潤）変形のモデル化に資するものである。すなわち、図 3.2.1-4 に示すように、モンモリロナイトの圧密変形は間隙比と圧密圧力の関係としてまとめられる。ここで、間隙比は体積ひずみと一意的な関係にあるので、この間隙比と圧密圧力の関係は、体積変化に関する応力ひずみ関係である。この間隙比と圧密圧力の関係で、完全飽和線は、正規圧密線に相当し、降伏後の応力ひずみ関係である。また、圧密試験の除荷時の膨潤線は、弾性域の応力ひずみ関係であり、この両者の差から塑性体積ひずみを取得することができる。この塑性体積ひずみは、地盤材料の降伏曲面（弾性限界）の大きさを規定するパラメータ（硬化パラメータ）であり、この塑性体積ひずみを実験によって取得することは、力学構成モデルの降伏曲面の大きさ、形状を規定することを意味する。しかしながら、図 3.2.1-5 に示すように、自然堆積粘性土の力学モデルでは、粘土の変形は、圧密変形とせん断変形の線形和で表されるとされており、ベントナイトの力学モデルを構築する場合でも、せん断挙動のモデル化が不可欠である。

図 3.2.1-5 には、力学モデル、及び水理モデルの構築における本検討の位置付けも併せて示す。本研究では、ベントナイト水理モデルを Kozeny-Carman 則に基づいて構築している。Kozeny-Carman 則に必要なベントナイトの比表面積は、XRD から取得したベントナイトの 2 層膨潤状態の含水比（2 層膨潤含水比）から算出できることを示し、さらに、2 層膨潤含水比と比表面積の関係から透水係数を取得可能であることを示している。モンモリロナイトの溶解は、その含有率を比表面積に考慮することで反映されている。二次鉱物生成の影響については、平成 26 年度に、ベントナイトがアナルサイム化した材料の透水係数を取得し、水理モデルへの反映を検討した。Kozeny-Carman 則に基づくベントナイトの水理モデルは、これまでに間隙を内間隙と外間隙に分けることで試験結果との整合性が高いことを確認してきた。平成 28 年度は、Ca 型化影響を受けた場合における精度向上を目的として、形状係数について屈曲度の関数であることを考慮して水理モデルの検討をした。

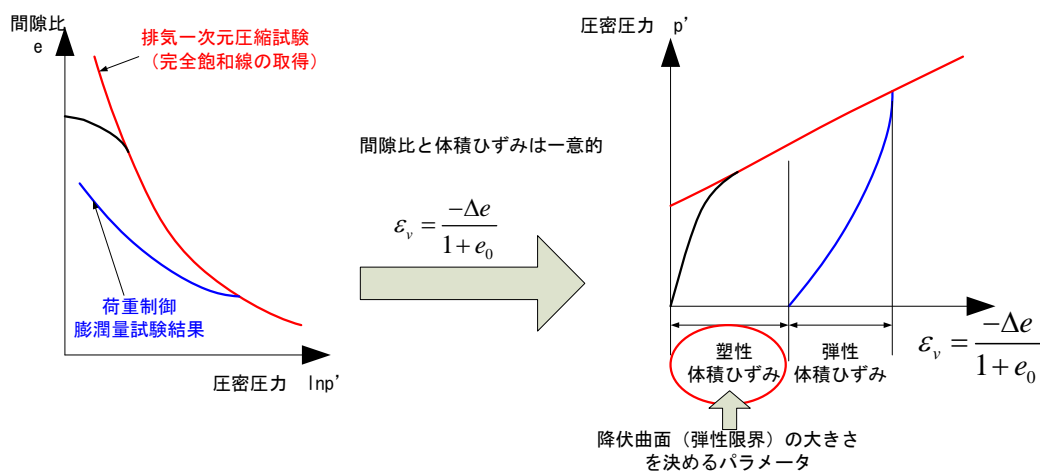


図 3.2.1-4 力学試験のモデルへの反映イメージ

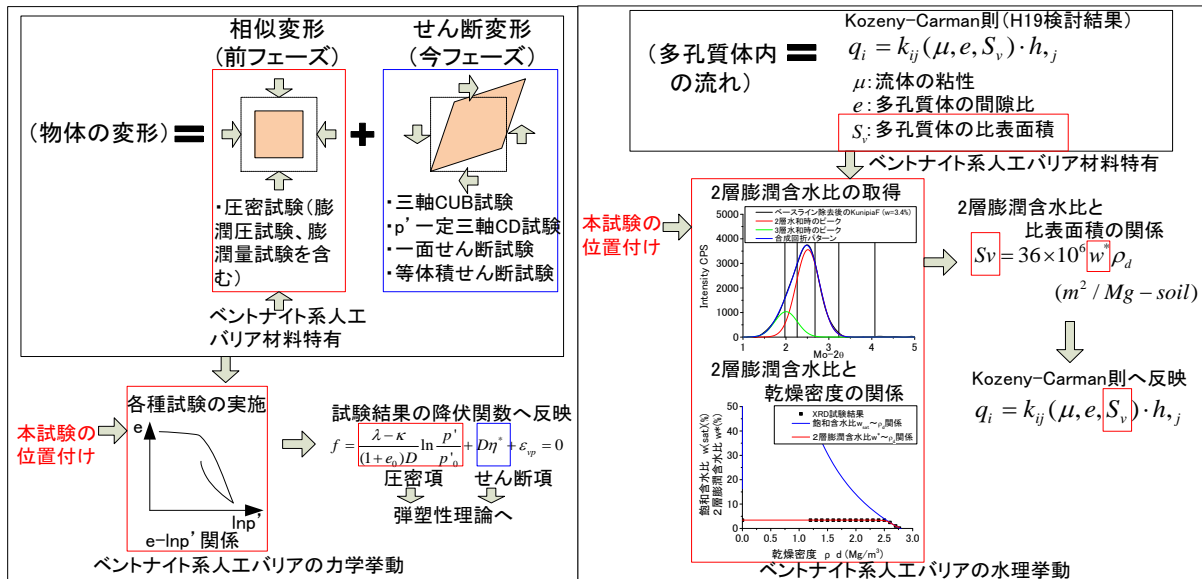


図 3.2.1-5 モデルの構築における本検討の位置付け

## 3.2 力学挙動に関する試験とモデル化

### 3.2.1 使用材料

化学変質を受けたベントナイトは、モンモリロナイト量が溶解して変化すること、二次鉱物の量が生成により変化することが起こる。これらを考慮した力学挙動試験を実施するため、試験に使用する試料は、ベントナイト中のこれらの構成要素の量を変化させた試料を作製した。ベントナイト試料の作製にあたっての使用材料及び配合割合は、以下の通りである。なお、ベントナイト試料の配合については、平成 27 年度までの試験の試料についても比較して示し、試験結果の比較検討などの一助とした。

#### (1) モンモリロナイト

本試験で使用したモンモリロナイトは、クニゲル V1 を精製したクニピア F とした。ただし、一面せん断試験で使用するモンモリロナイトは、クニピア F とクニピア F をジェットミルで微粉砕したもの(平成 25 年度)を使用した。表 3.2.1-1 に前フェーズで取得したクニピア F の土粒子密度を示す。

表 3.2.1-1 クニピア F の土粒子密度 (平成 25 年度成果)

試料		クニピア F		
土粒子の密度	$\rho_s$ Mg/m <sup>3</sup>	2.766	2.781	2.779
平均値	$\rho_s$ Mg/m <sup>3</sup>	2.776		

(2) ケイ砂

本試験で使用するケイ砂は、3号ケイ砂（愛知県産三河砂）と5号ケイ砂（オーストラリア産のアルバニー砂）を1：1の乾燥質量割合で混合したものとした。さらに、ケイ砂を疑似随伴鉱物として使用する場合は、上述のケイ砂をボールミルで微粉碎したもののうち、75 $\mu$ mの篩を通過したものを使用した。これは、図3.2.1-2に示したように、クニゲルV1の随伴鉱物のほとんどの鉱物組成が石英および玉髄であるためである。表3.2.1-2に前フェーズで取得したケイ砂の土粒子密度を示す。

表 3.2.1-2 ケイ砂の土粒子密度（平成25年度成果）

試料	粉碎ケイ砂			粉碎前ケイ砂		
土粒子の密度 $\rho_s$ Mg/m <sup>3</sup>	2.756	2.759	2.753	2.646	2.642	2.654
平均値 $\rho_s$ Mg/m <sup>3</sup>	2.638			2.647		

(3) 人工ベントナイト

本試験では、ベントナイトの特異な膨潤挙動や水理挙動がモンモリロナイトに依るものだと考え、使用するベントナイトのうち、モンモリロナイトに随伴鉱物を模擬した微粉碎ケイ砂を所定の含有率（乾燥質量比）で混合したものを人工ベントナイトと称することとする。

平成28年度の力学挙動試験では、クニゲルV1に相当するモンモリロナイト含有率が約60mass%の変質前人工ベントナイトを基本として、膨潤挙動のモデル化の試験には、モンモリロナイト含有率が40mass%及び50mass%の人工ベントナイトを使用する。

表3.2.1-3には、人工ベントナイト系材料の鉱物組成の変質前後のイメージを示す。表3.2.1-3には、平成28年度の検討内容の位置付けが俯瞰的に見えるようにするために、平成26年度までの検討で使用した変質後人工ベントナイト（モンモリロナイトと微粉碎ケイ砂とアナルサイムの混合土）に関しても記載している。

表 3.2.1-3 人工ベントナイト系材料の鉱物組成の変質前後のイメージ

	mass%	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100	備考	
人工 ベントナイト	変質前	モンモリロナイト：50%					微粉碎ケイ砂：50%					H28	
		モンモリロナイト：40%				微粉碎ケイ砂：60%						H28	
		モンモリロナイト：59%						微粉碎ケイ砂：41%					H27、28
		モンモリロナイト：80%									微粉碎ケイ砂：20%		H27
		モンモリロナイト：20%			微粉碎ケイ砂：80%								H27
	変質後	29.5%			アナルサイム：29.5%			41%					済
		20%		39%				41%					済
		40%				19%		41%					済

### 3.2.2 ベントナイト試料の物理試験

ベントナイトの物理性状のうち、土粒子密度試験について以下に示す。土粒子密度は、地盤材料の水理・力学試験を行う上で基本、かつ必須の物理量である。前フェーズでは、表 3.2.2-1 に示すように Na 型ベントナイト（クニゲル V1、MX80）、Ca 型化ベントナイト（Ca 型化クニゲル V1）、Na 型モンモリロナイト（クニピア F、水簸した MX80 のモンモリロナイト、微粉碎ケイ砂）微粉碎アナルサイムについて土粒子密度を求めてきた。土粒子密度試験は、【JGS0111-2000：地盤工学会基準 土の粒度試験方法】に則り実施した。

平成 28 年度使用する、変質前人工ベントナイトは、前フェーズで用いたモンモリロナイトと微粉碎ケイ砂からなるため、平成 28 年度は試験を実施せず、過去の試験結果を用いて土粒子密度を算出した。

表 3.2.2-1 これまでに実施した土粒子密度試験一覧

年度	材料
H20	Na 型モンモリロナイト
H21	Ca 型化モンモリロナイト
H22	ケイ砂含有 Na 型モンモリロナイト（人工ベントナイト） ケイ砂 微粉碎ケイ砂（アルミナ乳鉢） クニゲル V1（天然ベントナイト）
H23	微粉碎ケイ砂（陶器ボールによるボールミル） MX80 クニゲル V1 随伴鉱物 MX80 随伴鉱物
H25 H26	微粉碎アナルサイム

平成 28 年度の検討で使用する変質前人工ベントナイトはモンモリロナイト含有率 40、50、60mass%の変質前人工ベントナイトである。変質前人工ベントナイトは、特段の断りがない限り、モンモリロナイト、微粉碎ケイ砂の混合土である。表 3.2.2-2 に前フェーズで取得した変質前人工ベントナイトの土粒子密度試験結果、及びこの試験結果を用いて平成 28 年度使用する変質前人工ベントナイトの土粒子密度を算出した結果を示す。

表 3.2.2-2 変質前人工ベントナイトの土粒子密度

材料	モンモリロナイト含有率 (×100mass%)	ケイ砂含有率 (×100mass%)	アムルム含有率 (×100mass%)	バルクの土粒子密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	備考
クニピア F	1	0	0	2.776	過去の成果
Ca型化クニピア	1	0	0	2.735	
クニゲル V1	0.59	-	0	2.758	
クニゲル V1 随伴鉱物	0	-	0	2.636	
微粉碎ケイ砂	0	1	0	2.637	
変質前人工ベントナイト	0.59	0.41	0	2.763	
MX80	0.714*(0.861)	-	0	2.798	
MX80 随伴鉱物	0	-	0	2.767	
微粉碎アムルム	0	0	1	2.288	
変質後人工ベントナイト	0.295	0.41	0.295	2.556	
変質後人工ベントナイト	0.2	0.41	0.39	2.527	
変質後人工ベントナイト	0.4	0.41	0.19	2.622	
変質前人工ベントナイト	0.8	0.2	0	2.747	
変質前人工ベントナイト	0.2	0.8	0	2.664	
変質前人工ベントナイト	0.4	0.6	0	2.691	
変質前人工ベントナイト	0.5	0.5	0	2.705	H28
変質前人工ベントナイト	0.6	0.4	0	2.719	H28

※クニピア F のメチレンブルー吸着量を 1 とした場合の換算値

### 3.2.3 完全飽和線のモデル化（排気一次元圧縮試験）

ベントナイトの力学モデルを構築する際に、圧密・膨潤特性は重要な特性である。そこで、二次鉱物が生成したことを模擬した試料を用いて、排気一次元圧縮試験を行った。ベントナイト系人工バリア材料の排気一次元圧縮試験を行えば、ベントナイト系人工バリアの正規圧密線、等飽和度線、等含水比線などの力学特性、平衡膨潤圧と平衡膨潤量の関係などの膨潤特性が得られるため、ベントナイト系人工バリア力学モデルの妥当性を検証し、変質に伴う力学挙動の変化を考慮するためには重要な試験である。

図 3.2.3-1 に一次元圧縮試験から得られる結果の反映先と理論展開フローを示す。図中の赤字が材料毎に異なるパラメータである。様々な材料で一次元圧縮試験を実施し、フローに従って結果の整理を行うと、最終的には材料毎の完全飽和線が得られることになる。材料毎の完全飽和線の変化を化学的変質として平衡論的にまとめると最終的には力学モデルに化学変質を考慮できる。さらに、前研究フェーズにおいて実施した検討で導入したベントナイト系人工バリアの力学概念では、このようにして得られる完全飽和線は正規圧密曲線、ゼロ空隙曲線、平衡膨潤圧・膨潤量線であることが示されている。よって本検討で得られた完全飽和線から得られる正規圧密曲線、ゼロ空隙曲線、平衡膨潤圧・膨潤量線などの妥当性についても検討を行う（図 3.2.3-2 参照）。



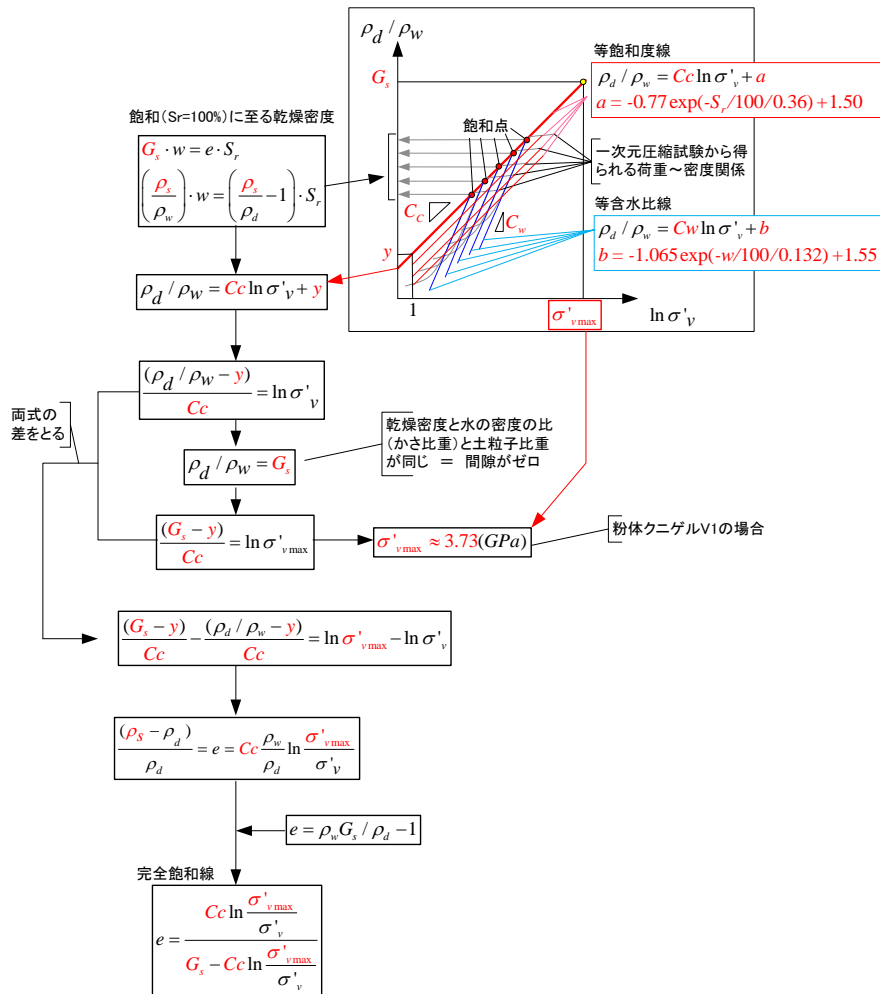


図 3.2.3-1 一次元圧縮試験の反映先と理論展開

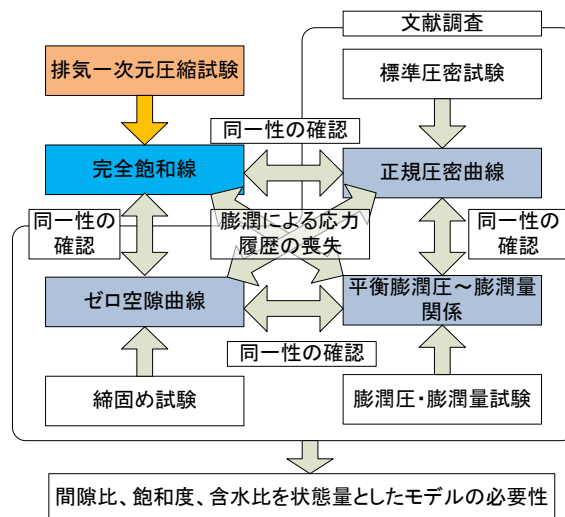


図 3.2.3-2 一次元圧縮試験のモデル構築への反映イメージ

これまでの検討で、表 3.2.2-1 に示すように、Na 型モンモリロナイト (クニピア F)、Ca 型化モンモリロナイト、クニミネ工業製のクニピア F にケイ砂を混合させた人工ベントナイトとベン

トナイト(クニゲル V1、MX80 など)の一次元圧縮試験を行い、完全飽和線を取得した。この結果、モンモリロナイト含有率の違いによって完全飽和線が平行移動すること、モンモリロナイトの産地の違いにより、完全飽和線の傾きが異なることなどが明らかとなった。さらに、本フェーズでは、モンモリロナイトがある割合でアナルサイム化した変質後人工ベントナイトの完全飽和線を取得して、モンモリロナイトが低土粒子密度の非膨潤性の鉱物に変質する化学変質が完全飽和線に及ぼす影響を定量評価した。さらに、平成 27 年度には、これまで試験の実施が不可能であった高含水比のケースについても一次元排気圧縮試験が出来るようにするために、CO<sub>2</sub> パージした三軸セル内で一次元排気圧縮試験を実施した。この結果、高含水比領域（低乾燥密度領域、低応力レベル）では、完全飽和線は直線ではなく非線形性を示し、乾燥密度~膨潤圧平面において、特定の応力に漸近するように推移する可能性があることを示した。

表 3.2.3-1 これまでの一次元排気圧縮試験一覧

年度	材料	液種	含水比	備考
H20	クニピア	蒸留水	3	アムスラー
H21	Ca 型化モンモリロナイト	蒸留水	3	アムスラー
H22	ケイ砂含有 Na 型モンモリロナイト（人工ベントナイト） クニゲル V1（天然ベントナイト）	蒸留水	各 3	アムスラー
H23	ケイ砂含有率 80%の Na 型モンモリロナイト （人工ベントナイト） MX80	蒸留水	2	アムスラー
H25	変質後人工ベントナイト（M29.5、A29.5）	蒸留水	5	アムスラー
H26	変質後人工ベントナイト（M40、A19.5）、（M20、A39.5）	蒸留水	各 3	アムスラー
H27	高含水比のクニゲル V1	蒸留水	2	三軸試験機 載荷速度変化 CO <sub>2</sub> パージ： 無 pH の影響評価
	高含水比のクニピア、クニゲル V1、Ca 型化クニゲル V1	蒸留水	1	三軸試験機 CO <sub>2</sub> パージ： 有

(1) アムスラーを用いた試験手順

一次元排気圧縮試験は、モールドとアムスラーがあれば実施できる非常に簡便な試験である。その試験手順は次の通りである。

- 前述の土粒子密度試験より土粒子密度が既知となった各試料を用いて初期含水比をパラメータとして調整した材料を作製する。
- 各試料を締固めモールドにセットし、静的に一定速度で一次元圧縮する。
- その際の載荷圧と湿潤密度を記録する。
- 湿潤密度と初期含水比から乾燥密度 を算出し乾燥密度と静的締固め圧力 の関係としてまとめる。

以上の手順を図示すると、図 3.2.3-3 のようになる。

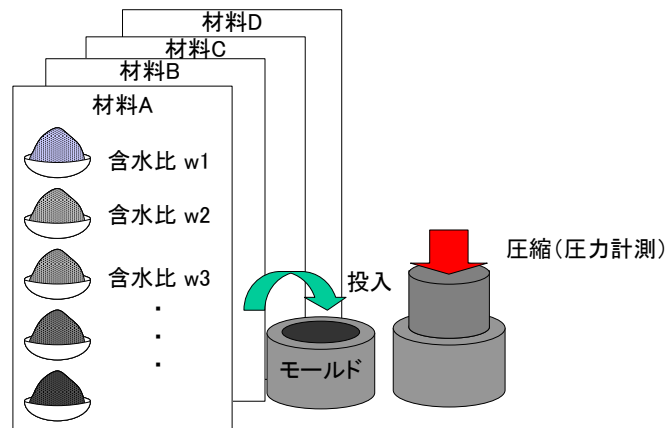


図 3.2.3-3 一次元排気圧縮試験の模式図

(2) 三軸試験装置を用いた試験手順

従来の一次元排気圧縮試験では、ベントナイト系人工バリア材料の完全飽和線を取得するには、速やかに排気がなされる程度の低含水比側でしか試験を実施できなかった。高含水比側では排気がなされる前に空隙が間隙水によって連通しなくなるため、低含水比側に比べて一次元圧縮速度を十分に下げなければ、間隙水の粘性や過剰間隙水圧の影響で完全飽和線を高めに見積もることになる。このため、このような高含水比側の完全飽和線は、完全飽和線が乾燥密度と応力の片対数平面において直線であるという仮定のもとに外挿して取得していた(図 3.2.3-4 参照)。

その一方で、この高含水比領域の完全飽和線は、高間隙比領域、あるいは低乾燥密度領域のベントナイトの膨潤挙動を記述するものであり、膨潤性能が期待されるベントナイト系人工バリアにおいては重要な領域と言える。しかしながら、これまでの荷重制御膨潤量試験による検討などにおいて、この高含水比領域における試験結果と完全飽和線が整合しないという結果が散見された。

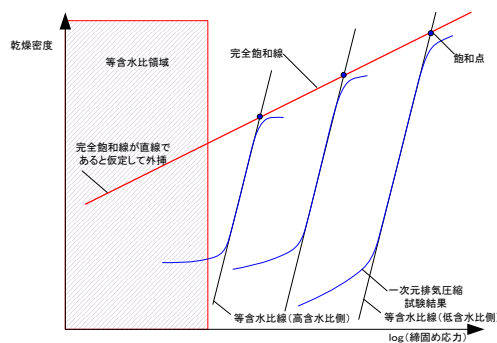


図 3.2.3-4 一次元排気圧縮試験結果の模式図

そこで、これまで取得したベントナイト系人工バリア材料の完全飽和線のうち、高含水比領域(低密度領域)の飽和点を実験によって取得するために、三軸試験機を用いた方法を適用した。以下に試験手順を示す。

- ① 前述の土粒子密度試験より土粒子密度が既知となった各試料を用いて初期含水比をパラ

メータとして調整した材料を作製する。

- ② 各試料を締固めモールドにセットし、CO<sub>2</sub>をパージする。
- ③ 静的に一定、かつ十分に遅い軸変位速度で一次元圧縮する。
- ④ その際の載荷圧と湿潤密度を記録する。
- ⑤ 湿潤密度と初期含水比から乾燥密度を算出し乾燥密度と静的締固め圧力の関係としてまとめる。

②のCO<sub>2</sub>パージは、一次元圧縮中に空隙がトラップされても周囲の間隙水に溶け込みやすくするための方策である。また、③の静的に一定、かつ十分に遅い軸変位速度は、過剰間隙水圧や間隙水の粘性の影響を除去できる速度であり、一次元排気圧縮中の応力変化によって判断可能である。一次元圧縮装置としては、CO<sub>2</sub>でパージする必要があるため、軸ひずみや体積変化が高精度で制御可能な三軸圧縮試験装置（スマート三軸試験装置）を用いることとした。三軸試験装置であれば、三軸セル内にCO<sub>2</sub>をパージしながら一次元圧縮することが可能である。

スマート三軸試験装置は図 3.2.3-5 に示す通り、圧縮装置と一体化した三軸セル、供試体に側圧や間隙水圧を載荷するポンプ、これらを制御するコントローラ及び付帯装置のデガッサ、ならびに制御計測用ソフトウェアから構成される。スマート三軸試験装置は、一般の試験装置のようにバルブや配管をパネルに集約しておらず、そのほとんどが図 3.2.3-6 に示すように三軸セルの周囲に配置されている。これにより、供試体からの給排水や圧力の載荷機構を容易に操作することが出来る。圧縮装置は三軸セルの下部に設置されており、三軸セルと一体型となっている。モーター、減速機、ボールねじによりジャッキが構成され、ペDESTALを昇降し供試体を圧縮・伸張する仕組みになっている。圧縮装置に用いられるモーターは、外部から入力されるパルスに比例して回転するサーボモーターであり、減速機やボールねじとの組み合わせで1224万パルス/5mm、すなわち $4.085 \times 10^{-4} \mu\text{m}$ /パルスの理論分解能を有する。圧縮能力は最大20kN、最大速度は0.2mm/secである（図 3.2.3-6 参照）。

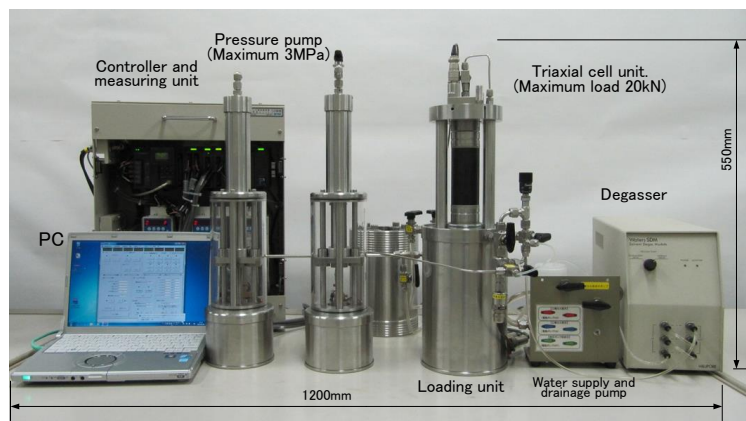


図 3.2.3-5 スマート三軸試験装置の全景

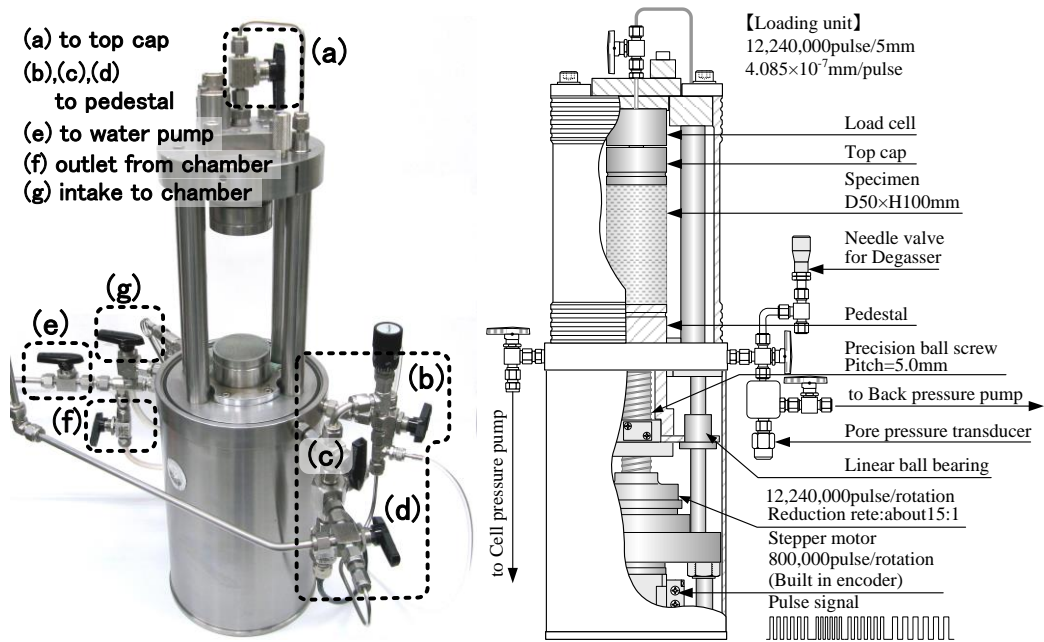


図 3.2.3-6 圧縮用アクチュエータの仕組み

表 3.2.3-2 にスマート三軸試験装置の概略仕様を示す。表に示すように、軸変位の分解能が  $4.085 \times 10^{-7} \text{mm}$  と非常に高性能であり、三軸セル内を  $\text{CO}_2$  パージした後に、本試験装置で一次元排気圧縮を十分にゆっくりとした速度で実施すれば、間隙水の粘性や過剰間隙水圧の影響を除去することが可能となる。図 3.2.3-7 にスマート三軸試験装置による  $\text{CO}_2$  パージ一次元排気圧縮試験状況を示す。

表 3.2.3-2 装置の概略仕様

	諸元
供試体寸法	最大直径： 50mm 最大高さ： 100mm
軸荷重	最大圧縮荷重： 20kN 最大変位： 30mm 分解能： $4.085 \times 10^{-7} \text{mm/pulse}$ 最大圧縮速度： 0.2mm/sec
セル圧 背圧	最大圧力： 3.0MPa 最大排水量： 100cc 分解能： $1.767 \times 10^{-6} \text{cc/pulse}$ 最大排水速度： 0.884cc/sec
実施可能試験	圧密試験： 等方、異方、 $K_0$
	排水条件： 非排水、排水
	動的試験： Sin波、ランダム波



(a) 全景

(b) セル

(c) 試験後供試体

図 3.2.3-7 CO<sub>2</sub> パージ一次元排気圧縮試験状況

### (3) 試験条件

平成 28 年度は、ベントナイト系人工バリア材料の完全飽和線に対して間隙水組成が及ぼす影響について調べる。ベントナイト系人工バリア材料としては人工クニゲル V1 (モンモリロナイト含有率 60mass%程度)、間隙水組成としては、NaOH 水溶液 (イオン強度 : 0.01、0.1) を用いる。さらに、セメント浸出液を模擬した模擬 Region I 浸出液と模擬 Region I 浸出液と同じイオン強度の NaOH 水溶液も用いる。なお、模擬 Region I 浸出液として、0.3M の KOH と 0.2M の NaOH、さらに 0.0005M(0.5mM) の Ca(OH)<sub>2</sub> を混合した溶液を使用した。この場合の、イオン強度は 0.5015 であり、pH は 13.4 である。

試験手順は次の通りである。

- ① 各試料を用いて初期含水比 (各水溶液を使用) をパラメータとして調整した材料を作製する。
- ② 各試料を締固めモールドにセットする。
- ③ 高含水比の場合には不活性ガスをパージする。
- ④ 静的に一定速度で一次元圧縮する。
- ⑤ その際の載荷圧と湿潤密度を記録する。
- ⑥ 湿潤密度と初期含水比から乾燥密度を算出し乾燥密度と静的締固め圧力の関係としてまとめる。

なお、平成 27 年度の高含水比のケースでは、一次元排気圧縮時に間隙空気が排気されずに間隙空気圧が増加することにより、試験結果の乾燥密度と圧力の関係がシフトすることを避けるために間隙水に溶解しやすい CO<sub>2</sub> をパージした。しかしながら、平成 28 年度は、間隙水に陽イオンが存在するため、CO<sub>2</sub> をパージすると間隙水中の陽イオンと重曹 (NaHCO<sub>3</sub>) などの難溶性塩が生成され、pH が変動する可能性がある。また、間隙水が有意なイオン強度を有している場合、モンモリロナイトが十分に膨潤しないため、蒸留水で実施する高含水比の一次元排気圧縮試験に比べて、高含水比であっても排気は比較的スムーズであると考えられる。そこで③の手順では不活性ガスを使用した。試験数量を表 3.2.3-3 に示す。

表 3.2.3-3 一次元圧縮試験数量

材料	液種	イオン強度	モンモリロナイト含有率	含水比ケース数	試験数	備考
人工クニゲル V1	NaOH	0.1	60	3	1	—
人工クニゲル V1	NaOH	0.01	60	3	1	—
人工クニゲル V1	NaOH	0.5	60	3	1	模擬 Region I のイオン強度に合わせる 0.3M KOH+0.2M NaOH+0.0005M (0.5mM) Ca(OH) <sub>2</sub> イオン強度 : 0.5015 pH13.4
人工クニゲル V1	模擬 Region I	0.5015	60	3	1	

(4) 試験結果

図 3.2.3-8 に各水溶液を用いた場合の一次元排気圧縮試験結果を示す。図から、NaOH 水溶液がイオン強度 0.01 程度であれば完全飽和線は蒸留水と大差ないことが分かる。ただし、低応力レベル(低乾燥密度領域)の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  は、蒸留水の場合 0.04MPa

であったが、イオン強度 0.01 の NaOH 水溶液では 0.1MPa であった。これは、低応力レベル(低乾燥密度領域)では間隙水のイオン強度が土骨格に及ぼす影響が大きいためであると考えられる。

一方、NaOH 水溶液がイオン強度 0.1 の場合、完全飽和線の基準乾燥密度  $\bar{\rho}$  が 1.45Mg/m<sup>3</sup> から 1.52Mg/m<sup>3</sup> に平行移動している。基準乾燥密度  $\bar{\rho}$  は膨潤圧が 1MPa となるのに必要な乾燥密度であり、イオン強度が高くなり膨潤性能が低下するため、1MPa の膨潤圧を發揮するのに必要な乾燥密度が増加したと解釈できる。この際の低応力レベル(低乾燥密度領域)の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  は、0.1MPa のままであった。さらに、イオン強度 0.5 の NaOH

水溶液でも完全飽和線はイオン強度 0.1 の NaOH 水溶液の場合と同等であった。このことは、既往の研究において、膨潤挙動に対するイオン強度の影響はイオン強度 0.1 程度までが大きく、それ以上イオン強度が増加してもその影響は小さいという結果と整合している [7]。また、NaOH 水溶液がイオン強度 0.01 から 0.5 まで低応力レベル(低乾燥密度領域)の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  が 0.1MPa で一定なのは、低応力レベルでは、イオン強度 0.01 のイ

オン強度でも十分に大きな影響を及ぼし、それ以上イオン強度が増加しても、一次粒子の凝集などによる膨潤挙動への影響は小さいことを意味しているものと考えられる。

模擬 RegionI 浸出液のケースでは、イオン強度が 0.5 程度で、陽イオンが K と Na が主体であるため、完全飽和線はイオン強度が 0.5 の NaOH 水溶液の場合と同等であった。Region II の浸出液では、陽イオンとして Ca イオンが主体となるため、本試験とは異なる結果となる可能性もある。

本試験結果から、特定のイオン強度や pH を有する間隙水の場合の膨潤挙動も、後述する完全飽和線で十分に表現可能であることが分かった。短期間ではモンモリロナイトの溶解が発生しないため、地下水組成の影響は pH よりもイオン強度によるものと考えた方が妥当である。様々な地下水組成での完全飽和線の各パラメータを取得することによって、モデルの適用範囲



が明確になるものと考えられる。

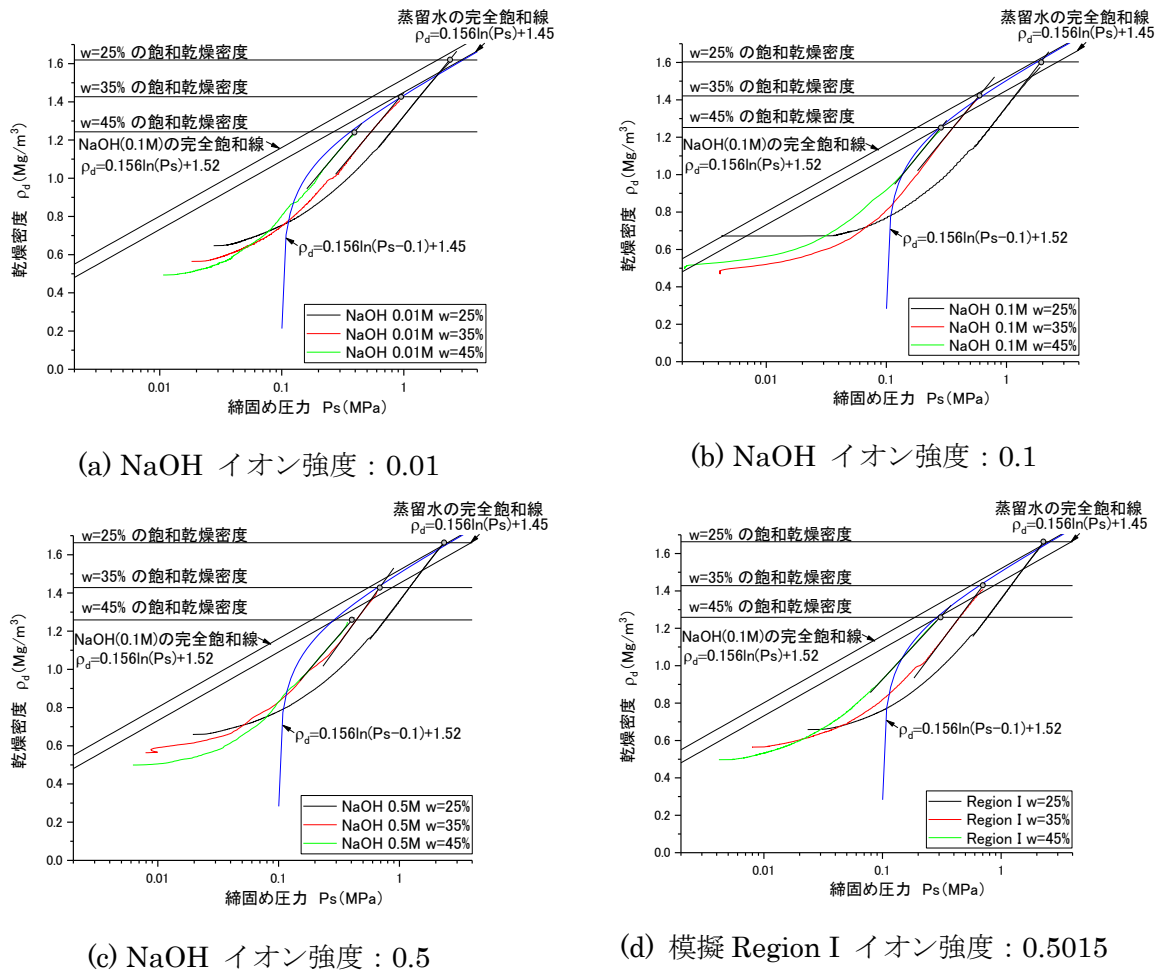


図 3.2.3-8 様々な溶液を用いた一次元排気圧縮試験結果

(5) モデル化検討 (完全飽和線)

1) 基準乾燥密度とモンモリロナイト変質率

図 3.2.3-9 に変質後 (アナルサイム化、低土粒子密度化) 人工ベントナイトの一次元圧縮試験結果を示す。これまでの試験結果から、変質後人工ベントナイトの完全飽和線が、

$$\rho_d / \rho_w = 0.156 \ln \sigma'_v + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-1})$$

として得られた。ただし、ここで、 $\bar{\rho}$  は基準乾燥密度であり、あるベントナイトの膨潤圧が 1MPa となるときの乾燥密度  $\rho_d^*$  と水の単位体積質量  $\rho_w$  を用いて、

$$\bar{\rho} = \frac{\rho_d^*}{\rho_w}$$

として定義した。基準乾燥密度は変質 (アナルサイム化、低土粒子密度化) の度合いが増す毎に増加して、低変質の場合は 1.43、中変質の場合は 1.39、高変質の場合は 1.37 であった。なお、高変質のケースにおける完全飽和線の決定では、高含水比の試料の飽和点を無視した。



これは、高含水比の試料を排気圧縮中に得られる等含水比線の勾配が他の2ケースと比べて大きく異なっているためである。一次元排気圧縮試験は、間隙水よりも間隙空気が先に排出されることが前提となっているため、高含水比の場合試験を非常にゆっくりと行う必要があるなど、その実施が難しくなる。高含水比のケースの再現性を確認するとともに、含水比を更に変化させたケースを追加して試験を行う必要がある。

さらに、図 3.2.3-10 には、変質後人工ベントナイトの等飽和度線と前フェーズで取得した、モンモリロナイト含有率が 100% のクニピア F、59% クニゲル V1、20% の人工ベントナイトの完全飽和線の比較を示している。

図 3.2.3-10 から、各材料の完全飽和線は、互いに平行であり、(式 3.2-2) で与えられることが分かった。

$$\rho_d / \rho_w = C_a \ln \sigma'_v + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-2})$$

クニピア系のモンモリロナイトを含む材料のこれらのパラメータを表 3.2.3-4 に示す。表 3.2.3-4 には、(式 3.2-3) で定義したモンモリロナイト変質率  $\beta_{mmt}$  も示した。

$$\beta_{mmt} = \frac{W_{ant}}{W_{mmt0}} \quad (\text{式 3.2-3})$$

ただし、 $W_{ant}$  はアナルサイムの乾燥質量、 $W_{mmt0}$  は変質前のモンモリロナイトの乾燥質量である。また、 $\sigma'_{vmax}$  は乾燥密度が土粒子密度と一致する、すなわち間隙比がゼロとなる圧力である。

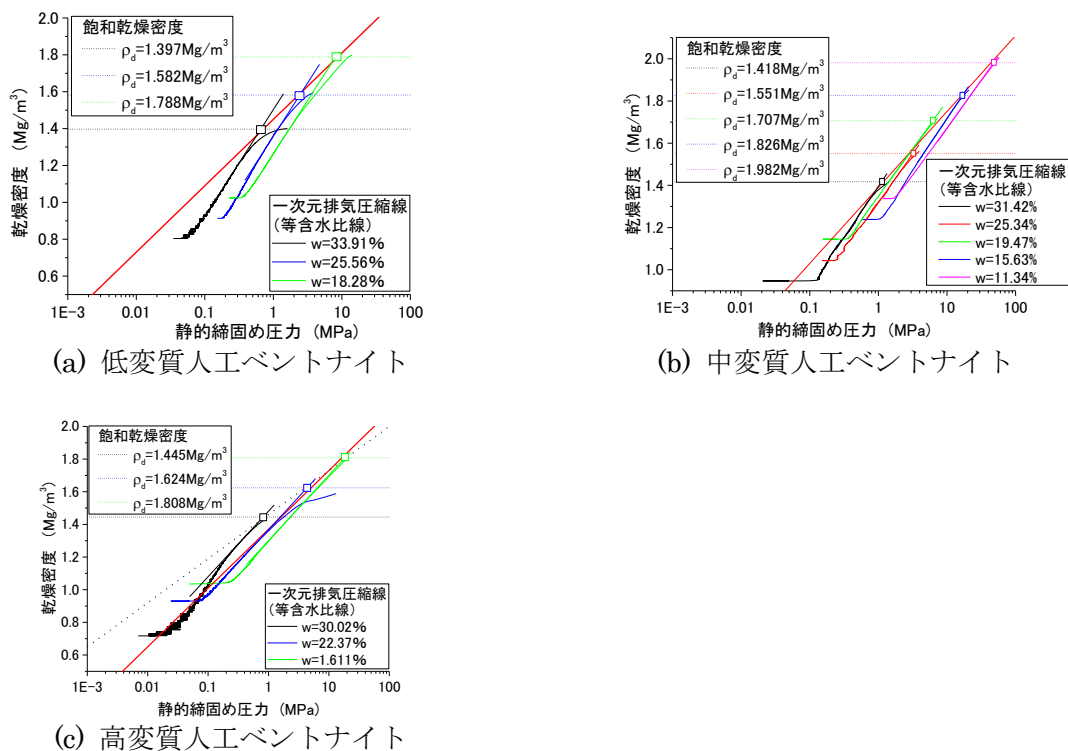


図 3.2.3-9 変質後人工ベントナイトの一次元圧縮試験結果

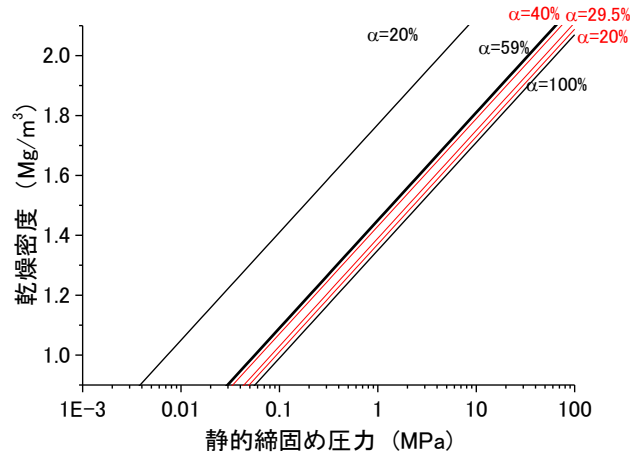


図 3.2.3-10 変質後人工ベントナイトの完全飽和線と既往の結果の比較

表 3.2.3-4 各材料の完全飽和線のパラメータ

材料	モンモリロナイト含有率 $\alpha_{mnt}$ (%)	モンモリロナイト変質率 $\beta_{mnt}$ (%)	$C_a$ (自然対数)	基準乾燥密度 $\bar{\rho}$	$\sigma'_{vmax}$ (MPa)
クヒア F	100	0	0.156	1.35	9330
クニゲル V1	59	0		1.45	3730
人工ベントナイト	20	0		1.77	331
変質後人工ベントナイト	29.5	50		1.39	1762
	20	66.1		1.37	1831
	40	32.2		1.43	1663

ここで、モンモリロナイト変質率  $\beta_{mnt}$  と基準乾燥密度  $\bar{\rho}$  の関係を図 3.2.3-11 に示す。

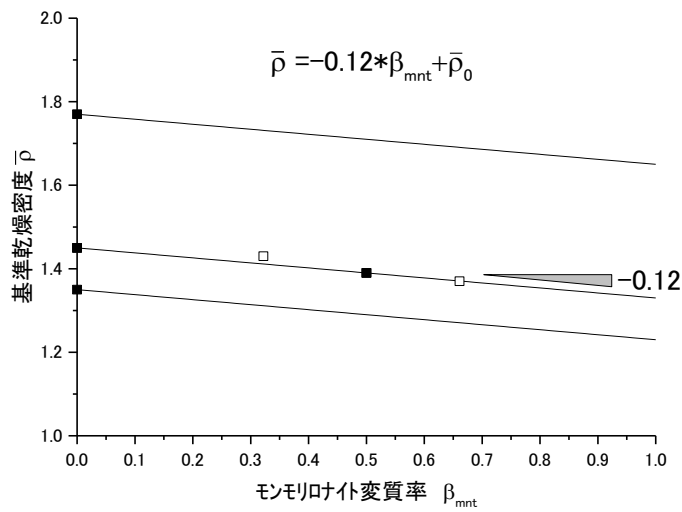


図 3.2.3-11 モンモリロナイト変質率と基準乾燥密度の関係

図では、初期のモンモリロナイト含有率が 0.59 の場合の結果から、モンモリロナイト変質率  $\beta_{mnt}$  と基準乾燥密度  $\bar{\rho}$  の関係を、

$$\bar{\rho} = -0.12\beta_{mnt} + \bar{\rho}_0 \quad (\text{式 3.2-4})$$

とした。ここで、 $\bar{\rho}_0$  は、変質前の基準乾燥密度である。(式 3.2-4) では、変質前のモンモリロナイトに依らず、モンモリロナイトの変化率に対する基準乾燥密度の変化割合が-0.12 で一定であると仮定した。

さらに、この変質前の基準乾燥密度  $\bar{\rho}_0$  とモンモリロナイト含有率  $\alpha_{mnt}$  の関係は、図 3.2.3-12 のようになる。

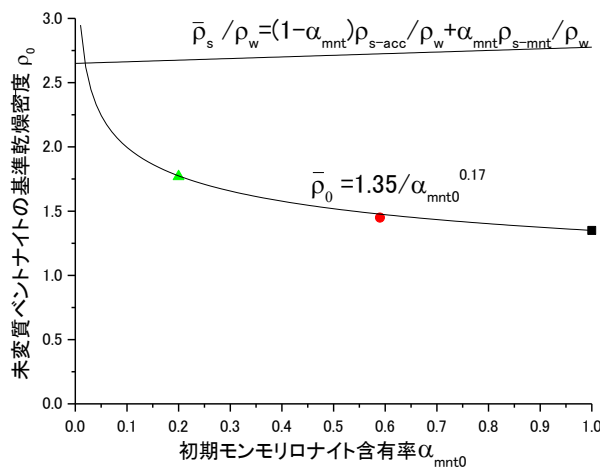


図 3.2.3-12 変質前の基準乾燥密度とモンモリロナイト含有率の関係

よって、(式 3.2-4) は、

$$\bar{\rho} = -0.12\beta_{mnt} + \frac{1.35}{\alpha_{mnt0}^{0.17}} \quad (\text{式 3.2-5})$$

として表される。

ここで、モンモリロナイト含有率毎のベントナイトの土粒子密度  $\rho_{s-ben}$  は、随伴鉱物の土粒子密度を  $\rho_{s-acc}$ 、モンモリロナイトの土粒子密度を  $\rho_{s-mnt}$  とすると、

$$\frac{\rho_{s-ben}}{\rho_w} = (1 - \alpha_{mnt0}) \frac{\rho_{s-acc}}{\rho_w} + \alpha_{mnt0} \frac{\rho_{s-mnt}}{\rho_w} \quad (\text{式 3.2-6})$$

で表される。(式 3.2-6) も図 3.2.3-12 に併せて示す。(式 3.2-5) と (式 3.2-6) の交点は、ベントナイトを土粒子密度まで締固めない基準膨潤圧 1MPa を発揮できないモンモリロナイト含有率を示しており、交点よりもモンモリロナイト含有率が下がると、土粒子密度以上にベントナイトを締固めなければ基準膨潤圧 1MPa を発揮できないことになる。このため、モデル上の下限値  $\alpha_{mnt}^{\min}$  と考えても実用上差し支えない。よって本モデルの場合、 $\alpha_{mnt0}$  の取りうる範囲は、

$$0.02 \leq \alpha_{mnt0} \leq 1 \quad (\text{式 3.2-7})$$

とした。なお、この下限値は、基準膨潤圧を低減させたり、図 3.2.3-12 の近似式を変更したりすることによって変化するが、現実的なモンモリロナイト含有率の範囲をカバーしていることや、モデルが複雑化することを避けるためにこれ以上の議論は避ける。

ここで、変質によりある割合がアナルサイム化したモンモリロナイト含有率  $\alpha_{mnt}$  は、アナルサイム以外の随伴鉱物の乾燥質量を  $W_{acc}$ 、変質後のモンモリロナイトの乾燥質量  $W_{mnt}$  として、

$$\alpha_{mnt} = \frac{W_{mnt}}{W_{acc} + W_{mnt} + W_{ant}} \quad (\text{式 3.2-8})$$

で表され、さらに、変質後のモンモリロナイトの乾燥質量  $W_{mnt}$  は、

$$W_{mnt} = W_{mnt0} - W_{ant} = W_{mnt0} - \beta_{mnt} W_{mnt0} = (1 - \beta_{mnt}) W_{mnt0} \quad (\text{式 3.2-9})$$

で表されるため、変質によりある割合がアナルサイム化したモンモリロナイト含有率  $\alpha_{mnt}$  は、

$$\alpha_{mnt} = \frac{(1 - \beta_{mnt}) W_{mnt0}}{W_{acc} + (1 - \beta_{mnt}) W_{mnt0} + \beta_{mnt} W_{mnt0}} = \frac{(1 - \beta_{mnt}) W_{mnt0}}{W_{acc} + W_{mnt0}} = (1 - \beta_{mnt}) \alpha_{mnt0} \quad (\text{式 3.2-10})$$

となる。ここで、 $\alpha_{mnt0}$  は変質前のモンモリロナイト含有率であり、本検討で使用しているクニゲル V1 では 0.59 である。

## 2) 出発物質をモンモリロナイトとした変質率の定義

これまでの議論では、初期モンモリロナイト含有率とモンモリロナイトのアナルサイム化を個別に考えてきた。初期モンモリロナイト含有率は、ケイ砂含有率や随伴鉱物の量によって変化するが、概ねケイ砂と同等と考え実施した[1]。このケイ砂含有率が増加することとアナルサイム化する（アナルサイム含有率が増加する）ことは、どちらもモンモリロナイト含有率の低下という意味では同じである。しかしながら、ケイ砂は土粒子密度が 2.65Mg/m<sup>3</sup> 程度であるのに対してアナルサイムは 2.2Mg/m<sup>3</sup> 程度であるため、モンモリロナイトが溶解後に二次鉱物として沈殿した際の土粒子密度が、ケイ砂のようにモンモリロナイトの土粒子密度 2.8 Mg/m<sup>3</sup> 程度に近い鉱物の場合は間隙体積があまり変化しないが、アナルサイムのようにはモンモリロナイトの土粒子密度よりも小さい鉱物として沈殿した場合は、間隙体積を大きく減少させることになる。間隙体積の減少は、土粒子骨格同士の接触点数の増加に繋がる為、有効応力が増加する。そのため、図 3.2.3-13 に示すように、高土粒子密度の随伴鉱物の増加に伴うモンモリロナイト含有率の低下では 1MPa を発揮するのに必要な乾燥密度（基準乾燥密度）は増加し、低土粒子密度の随伴鉱物の増加に伴うモンモリロナイト含有率の低下では 1MPa を発揮するのに必要な乾燥密度（基準乾燥密度）は低下する。

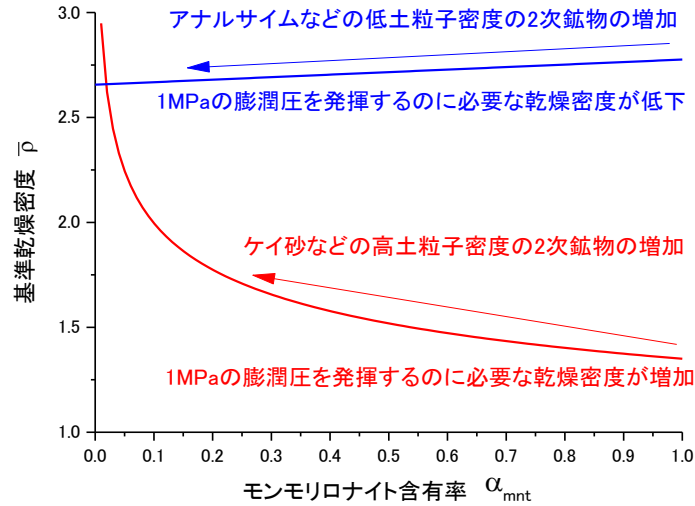


図 3.2.3-13 変質前の基準乾燥密度とモンモリロナイト含有率の関係

このような考え方を踏まえて、あるベントナイトの出発物質をモンモリロナイト単体として、そこから  $\chi_{mnt}$  だけ変質して現在の状態に至っていると考えてもモデル上は差し支えない ( $\chi_{mnt}$  は非モンモリロナイト鉱物含有率)。この場合のモンモリロナイト含有率は、(式 3.2-10) を用いて、

$$\alpha_{mnt0} = (1 - \chi_{mnt}) \cdot 1 \quad (\text{式 3.2-11})$$

で表される。よって、

$$\bar{\rho} = -0.12\beta_{mnt} + \frac{1.35}{(1 - \chi_{mnt})^{0.17}} \quad (\text{式 3.2-12})$$

と表される。クニゲル V1 の場合、初期のモンモリロナイト含有率  $\alpha_{mnt0}$  が 0.59 であるため、

$\chi_{mnt}$  は 0.41 で一定である。

ここで、間隙比がゼロとなる (乾燥密度が土粒子密度と一致する) 圧力  $\sigma'_{vmax}$  は、(式 3.2-2) から、

$$\sigma'_{vmax} = \exp\left(\frac{\bar{\rho}_s / \rho_w - \bar{\rho}}{C_a}\right) = \exp\left(\frac{\bar{G}_s - \bar{\rho}}{C_a}\right)$$

で与えられるから、(式 3.2-12) を用いて、

$$\sigma'_{vmax} = \exp\left(\frac{\bar{G}_s - \bar{\rho}}{C_a}\right) = \exp\left(\frac{\bar{G}_s + 0.12\beta_{mnt} - \frac{1.35}{(1 - \chi_{mnt})^{0.17}}}{C_a}\right) \quad (\text{式 3.2-13})$$

と表される。ただし、 $\bar{\rho}_s$  : 変質後のバルクの土粒子密度、 $\bar{G}_s$  : 変質後のバルクの土粒子比重である。(式 3.2-2) を変形すれば、変質後人工ベントナイトの  $e \sim \ln p'$  関係が (式 3.2-14) で与えられる。

$$e = \frac{C_a \ln \frac{\sigma'_v \max}{\sigma'_v}}{\bar{G}_s - C_a \ln \frac{\sigma'_v \max}{\sigma'_v}} \quad (\text{式 3.2-14})$$

ここで、変質後のバルクの土粒子密度  $\bar{\rho}_s$  は、

$$\bar{\rho}_s = a\rho_{s-acc} + b\rho_{s-mnt} + c\rho_{s-anl}$$

で表され、各係数は、

$$a = \frac{W_{s-acc}}{W} \text{ g}$$

となる。ここで、

$$W = W_{s-acc} + W_{s-mnt} + W_{s-anl}$$

である。さらに、定義から、

$$a = \frac{W_{s-acc}}{W} = 1 - \alpha_{mnt0} = \chi_{mnt}$$

$$b = \frac{W_{s-mnt}}{W} = \alpha_{mnt} = \alpha_{mnt0} (1 - \beta_{mnt}) = (1 - \chi_{mnt})(1 - \beta_{mnt})$$

$$c = \frac{W_{s-anl}}{W} = \frac{W_{s-mnt0}}{W} \frac{W_{s-anl}}{W_{s-mnt0}} = \alpha_{mnt0} \beta_{mnt} = (1 - \chi_{mnt}) \beta_{mnt}$$

であるから、変質後のバルクの土粒子比重  $\bar{G}_s$  は、

$$\bar{G}_s = \frac{\bar{\rho}_s}{\rho_w} = \chi_{mnt} \frac{\rho_{s-acc}}{\rho_w} + (1 - \chi_{mnt})(1 - \beta_{mnt}) \frac{\rho_{s-mnt}}{\rho_w} + (1 - \chi_{mnt}) \beta_{mnt} \frac{\rho_{s-anl}}{\rho_w} \quad (\text{式 3.2-15})$$

で与えられる。ただし、 $\rho_{s-acc}$  はアナルサイム以外の随伴鉱物の土粒子密度、 $\rho_{s-anl}$  はアナルサイムの土粒子密度である。また、モンモリロナイトのアナルサイム化以外の鉱物化を考えない場合は、 $(1 - \chi_{mnt}) = \alpha_{mnt0} = 0.59$  としてもよい。

(式 3.2-13)、(式 3.2-15) を (式 3.2-14) に代入して得られる  $e \sim \ln p'$  関係を図示すると図 3.2.3-14 のようになる。図には、前フェーズで取得した、モンモリロナイト含有率が 100% のクニピア F、59% のクニゲル V1、20% の人工ベントナイトの  $e \sim \ln p'$  関係も併せて示している。

図から、一次元圧縮試験から得られた変質後の人工ベントナイトの  $e \sim \ln p'$  関係は、変質前の人工ベントナイト (クニゲル V1) とほぼ同等であった。両者の  $e \sim \ln p'$  関係を比較すると、モンモリロナイト含有率が変質によって低減しているにもかかわらず、 $e \sim \ln p'$  関係はあまり変化していない。モンモリロナイト含有率が 20% の変質前人工ベントナイトと変質率 70% の変質後人工ベントナイトは、モンモリロナイト含有率がほぼ同等であるが、変質率 70% の変質後人工ベントナイトの方が、 $e \sim \ln p'$  関係が上側に存在している。このことから、モンモリロナイトの減少に伴う膨潤圧の減少を、土粒子密度の低下 (土粒子体積の増加) に伴う間隙体積の減少による土粒子骨格の形成、土粒子同士の接点の増加などが補っているものと考えられる。

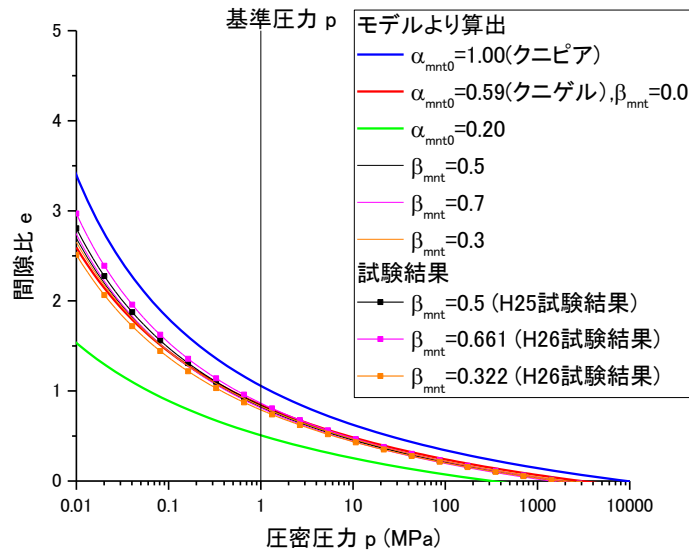


図 3.2.3-14 変質後人工ベントナイトの  $e \sim \ln p'$  関係

### 3) 完全飽和線パラメータ

これまで用いてきた完全飽和線は、一次元排気圧縮試験結果に基づいて次式で表される。

$$\rho_d / \rho_w = C_\alpha \ln \sigma'_v + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-16})$$

しかしながら、後述する荷重制御膨潤量試験結果の内、低応力レベルの結果と完全飽和線との差異が大きいことが分かってきた。本検討で実施している一次元排気圧縮試験で低応力レベルの飽和点（高間隙比での平衡膨潤圧と膨潤量の点）を直接求めるためには、高含水比に調整した材料の一次元排気圧縮試験を行う必要があるが、過剰間隙水圧が発生し易いため試験が難しい。さらに、低応力レベルでは摩擦の影響が大きいために、試験結果の解釈も難しくなる。このような理由により、一次元排気圧縮試験から、高応力レベルから低応力レベルの完全飽和線が乾燥密度と圧縮応力の対数軸の平面において直線であるかどうかを確かめることが困難なのが現状である（図 3.2.3-9）。

この荷重制御膨潤量試験結果と一次元排気圧縮試験結果の差異には、幾つかの理由が考えられるものの、モデルとして多様な膨潤挙動を表現できるように高度化することは重要である。そこで、新たなパラメータを導入して、完全飽和線の表現能力を高めることとした。

（式 3.2-17）に新しいパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  を導入した完全飽和線を示す。

$$\rho_d / \rho_w = C_\alpha \ln(\sigma'_v - \sigma'_{vmin}) + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-17})$$

図 3.2.3-15 に  $\sigma'_{vmin}$  を導入した完全飽和線を示す。図に示す通り、 $\sigma'_{vmin}$  を導入した完全飽和線は、応力が  $P = \sigma'_{vmin}$  の直線に漸近するに従って乾燥密度が急激に低下する。また、この  $\sigma'_{vmin}$  の導入では、これまで実験結果と整合が取れていた応力レベルの完全飽和線はほとんど変化しないことも分かる。

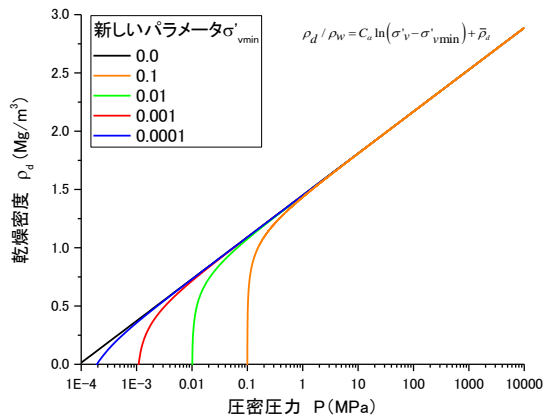


図 3.2.3-15 新しいパラメータを導入した完全飽和線

(式 3.2-17) を従来の完全飽和線と同じ手順で  $e$ - $\log P$  関係に書き換えると (式 3.2-18) のようになる。

$$e = \frac{C_\alpha \ln \left( \frac{\sigma'_{v\max} - \sigma'_{v\min}}{\sigma'_v - \sigma'_{v\min}} \right)}{G_s - C_\alpha \ln \left( \frac{\sigma'_{v\max} - \sigma'_{v\min}}{\sigma'_v - \sigma'_{v\min}} \right)} \quad (\text{式 3.2-18})$$

図から、 $\sigma'_{v\min}$  を導入したことにより、低応力レベルの完全飽和線が  $\sigma'_{v\min}$  の値に応じて高間隙比に推移しているのが分かる。この  $\sigma'_{v\min}$  を用いて、前フェーズで実施したクニピア F とクニゲル V1 の荷重制御膨潤量試験結果に完全飽和線が整合するように  $\sigma'_{v\min}$  を決定すると、図 3.2.3-17 に示すように、どちらの材料の場合も  $\sigma'_{v\min} = 0.04 \text{ MPa}$  となった。

以上の結果から、 $\sigma'_{v\min}$  の導入によって完全飽和線は、従来から整合していた応力レベルの膨潤挙動は変化することなく、完全飽和線とは整合しなかった応力レベルの膨潤挙動を上手く表すことができる高度化であると言える。また、定式化などはほとんど変わらないため、解析への導入も容易である。

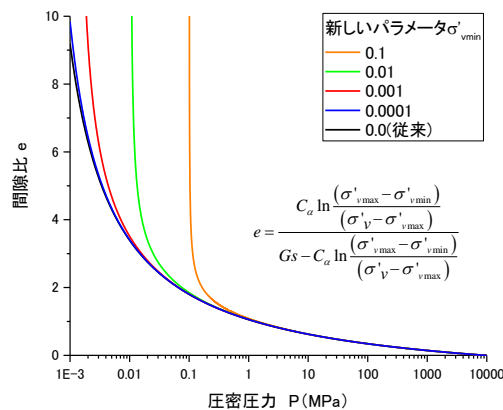


図 3.2.3-16 新しいパラメータを導入した  $e$ - $\log P$  関係



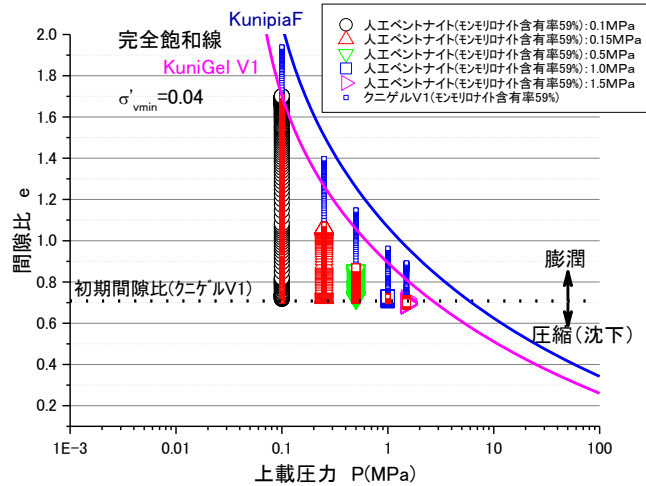


図 3.2.3-17 新しいパラメータの効果

図 3.2.3-15 に示した新しいパラメータを導入した完全飽和線は、実際の膨潤量試験の結果と完全飽和線が整合するようにすることが容易であることを示した。その一方で、非常に低密度でも有意な膨潤圧が存在するような不合理さを兼ね備えている。例えば、クニゲル V1 の液性限界である含水比 500%程度やブリーディングが発生する限界の含水比 1050%程度に相当する乾燥密度  $0.186\text{Mg/m}^3$  や  $0.092\text{Mg/m}^3$  のベントナイトが吸水膨潤することはほとんどないものと考えられる。完全飽和線がこのような乾燥密度に漸近するように修正するためには、(式 3.2-17) に示した式を (式 3.2-19) のようにしなければならない。

$$\rho_d / \rho_w = C_\alpha \ln(\sigma'_v + \sigma'_{vmin}) + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-19})$$

図 3.2.3-15 に  $\sigma'_{vmin}$  を導入した完全飽和線を示す。図に示す通り、 $\sigma'_{vmin}$  を導入した完全飽和線は、応力が低下するに従って乾燥密度  $\rho_d / \rho_w$  が  $C_\alpha \ln(\sigma'_{vmin}) + \bar{\rho}$  漸近することが分かる。ただし、この  $\sigma'_{vmin}$  の導入によって、低応力レベルにおける乾燥密度が大きめに見積もられることになる。

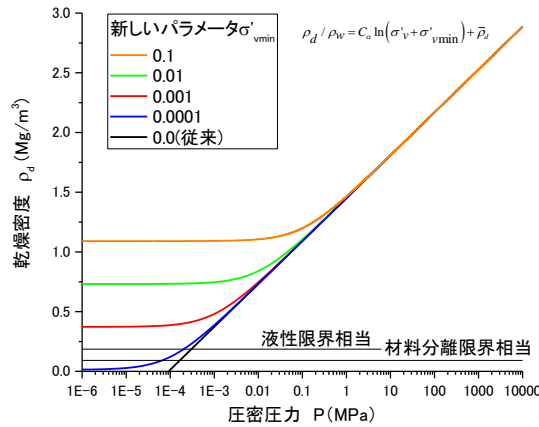


図 3.2.3-18 新しいパラメータを導入した完全飽和線

(式 3.2-19) を従来の完全飽和線と同じ手順で  $e$ - $\log P$  関係に書き換えると (式 3.2-20) のようになる。(式 3.2-20) を図示すると図 3.2.3-19 のようになる。図に示すように、膨潤量が所定の間隙比に漸近するように変化していることが分かる。

$$e = \frac{C_\alpha \ln \left( \frac{\sigma'_{vmax} + \sigma'_{vmin}}{\sigma'_v + \sigma'_{vmin}} \right)}{Gs - C_\alpha \ln \left( \frac{\sigma'_{vmax} + \sigma'_{vmin}}{\sigma'_v + \sigma'_{vmin}} \right)} \quad (\text{式 3.2-20})$$

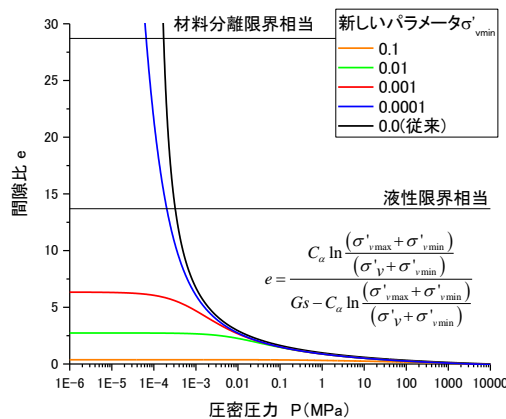


図 3.2.3-19 新しいパラメータを導入した完全飽和線  $e$ - $\log P$  関係

図 3.2.3-20 には、前フェーズで実施したクニピア F とクニゲル V1 の荷重制御膨潤量試験結果に、完全飽和線が整合するように  $C_\alpha$ 、 $\sigma'_{vmax}$ 、 $\sigma'_{vmin}$  を決定した結果を示している。クニゲル V1 に関しては、材料分離が発生する含水比に相当する間隙比に漸近するように各パラメータを調整した。クニピア F に関してはクニゲル V1 のパラメータを参考にして試験結果と整合するように決定した。

図に示すように、試験結果に完全飽和線を整合させるようにパラメータを決定すると、物理的な意味が曖昧になってしまうことが分かる。例えば、間隙比がゼロとなる応力  $\sigma'_{vmax}$  が

100~200MPa と非常に小さい応力レベルであったり、完全飽和線の傾き $C_c$ が試験から得られる値である 0.156 よりも非常に大きな 0.25 であったりしている。

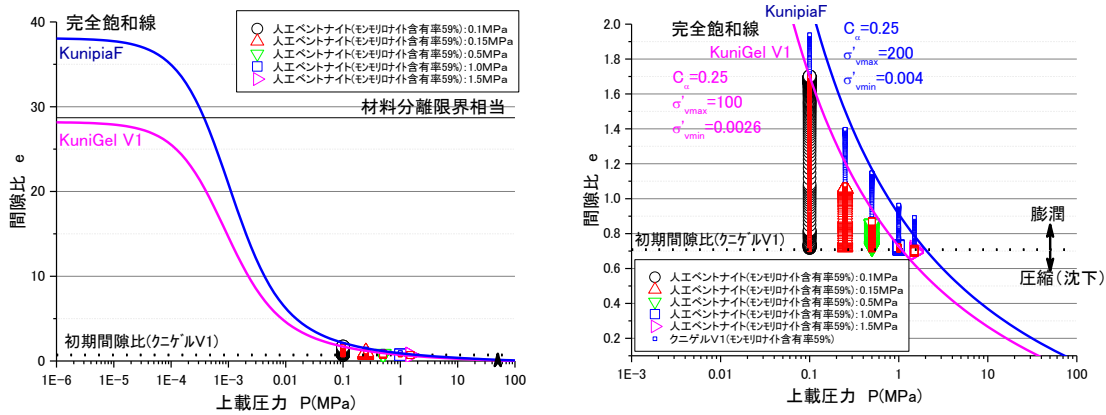


図 3.2.3-20 新しいパラメータの効果

4) モデルの完全飽和線パラメータの取得

完全飽和線に基づくベントナイトの膨潤挙動のモデル化に関して高度化案を示した。両案の得失をまとめると表 3.2.3-5 のようになる。いずれも一長一短があるが、実用的な応力レベルにおいては案 1 の方が更なる検討に値すると考えられる。

定式化上は、両者の違いは $\sigma'_{vmin}$ の符号のみであり、どちらも並行して検討可能である。よって、今後、両案の特性を踏まえつつ、試験結果を説明できるモデルを構築する必要がある。

表 3.2.3-5 修正完全飽和線の特徴

案	完全飽和線	長所	短所
1	$\rho_d / \rho_w = C_c \ln(\sigma'_v - \sigma'_{vmin}) + \bar{\rho}$	パラメータの物理的意味が明確である。	液性限界や材料分離が生じる含水比でも有意な膨潤圧が発生(膨潤圧に下限が存在)
2	$\rho_d / \rho_w = C_c \ln(\sigma'_v + \sigma'_{vmin}) + \bar{\rho}$	液性限界や材料分離が生じる含水比では膨潤しない(膨潤量の上限を設定可能)	パラメータの物理的意味が曖昧になる

そこで、H27 年度には前述の CO<sub>2</sub> パージした三軸試験セル内での高含水比領域の一次元排気圧縮試験を実施した。図 3.2.3-21 にクニゲル V1 の高含水比領域(含水比 46.7%)の一次元排気圧縮試験結果を示す。図には CO<sub>2</sub> パージを行った場合と CO<sub>2</sub> パージを行わなかった場合の結果を併せて示している。圧縮速度は 0.15mm/min であり、CO<sub>2</sub> パージを行わなかった場合については圧縮速度は 0.007mm/min とした場合も示している。

図から、CO<sub>2</sub> パージがない場合でも、圧縮試験装置を高精度化することにより、これまでに実施した含水比の上限が 35%であったのに対して、約 45%程度という高含水比であっても、ある程度の精度で一次元排気圧縮試験が実施可能であることが分かる。さらに、CO<sub>2</sub> パージをすることによって滑らかな等含水比線が得られ、等含水比線と飽和点が共に左側(低応力側)にシフトしていることが分かる。CO<sub>2</sub> パージを行った場合で圧縮速度は 0.15mm/min の

結果は、CO<sub>2</sub> パージを行わなかった場合で圧縮速度が 0.007mm/min の場合と同程度であった。このことから、CO<sub>2</sub> パージによって供試体内にトラップされた CO<sub>2</sub> が速やかに間隙水に溶け込んで、過剰空隙圧の発生を抑制していることが推察された。この際に得られた飽和点は、図 3.2.3-17 に示したクニゲル V1 の荷重制御膨潤量試験結果から得られる完全飽和線、

$$\rho_d / \rho_w = C_\alpha \ln(\sigma'_v - 0.04) + \bar{\rho} \quad (\text{式 3.2-21})$$

とも整合する結果となった。なお、CO<sub>2</sub> パージによる間隙水の pH の低下が膨潤性能に及ぼす影響については別途検討する必要がある。

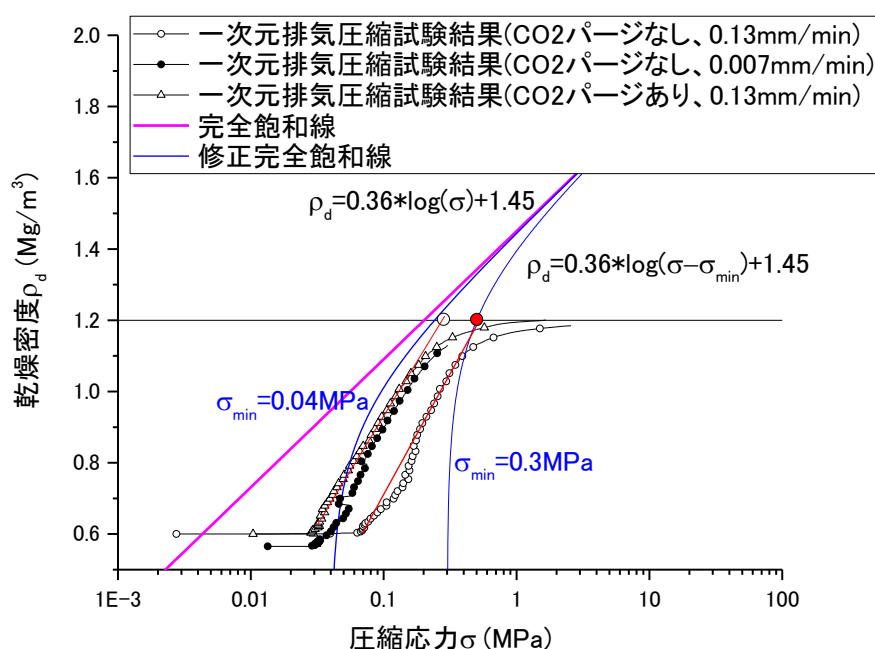


図 3.2.3-21 高含水比領域の一次元排気圧縮試験結果に対する CO<sub>2</sub> パージの影響  
(ベントナイト：クニゲル V1)

図 3.2.3-22 には、ベントナイト(クニゲル V1)、Ca 型化ベントナイト(Ca 型化クニゲル V1)、Na モンモリロナイト(クニピア F)の結果を示す。図から、高含水比における飽和点は、従来の完全飽和線から乖離しており、この点を通過するように修正完全飽和線のパラメータ  $\sigma_{min}$  の値を決定すると表 3.2.3-6 のようになる。表には、従来の完全飽和線にも用いられてきたパラメータも示している。

従来の、ベントナイト(クニゲル V1)と Ca 型化ベントナイト(Ca 型化クニゲル V1)の完全飽和線は一致していたが、新しいパラメータの違いによって高含水比領域においては両者が異なるという結果となった。Ca 型化ベントナイトは乾燥密度 1.6Mg/m<sup>3</sup>以上の高密度の場合、膨潤圧が Na 型ベントナイトに比べ大きくなるが、膨潤量は小さいという特徴がある。これは、Ca 型化ベントナイトは密度変化による膨潤性能の変化量が大きいことを意味しており、Ca 型化ベントナイトの  $C_\alpha$  の値が Na 型ベントナイトに比べ大きいことを示唆している。

さらに、Morodome.S[8]によれば、Ca 型化ベントナイトは Na 型ベントナイトに比べて水

の吸着能が高い。そのため、Na 型ベントナイトと Ca 型化ベントナイトで同じ含水比で比較すると、一次元排気圧縮時の挙動に対して Ca 型化ベントナイトの方が自由水が少なく、吸着水が多い可能性が高い。吸着水は非常にゆっくりと圧縮しなければ移動しないと考えられるため、従来の一次元排気圧縮方法では、間隙水は移動せずに過剰間隙水圧が発現されている可能性も否めない。

CO<sub>2</sub> パージという新たな一次元排気圧縮の方法の有効性に鑑みて、Ca 型化モンモリロナイトや Ca 型化ベントナイトの CO<sub>2</sub> パージ有りの一次元排気圧縮試験を行い、過剰間隙水圧の影響を除去した完全飽和線を取得して、これまでに取得した完全飽和線の妥当性を確認することも必要である。

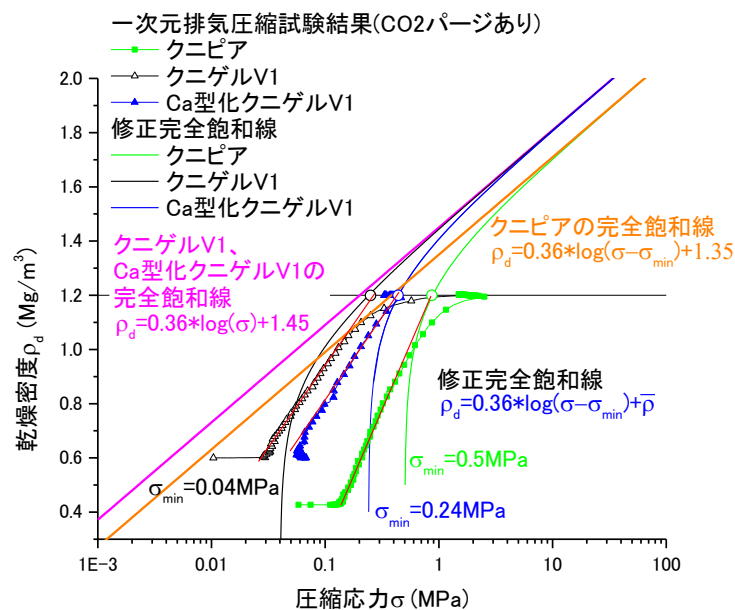


図 3.2.3-22 高含水比領域の一次元排気圧縮試験結果 (CO<sub>2</sub> パージあり)

表 3.2.3-6 修正完全飽和線のパラメータ

試験条件	材料	クニゲル V1	Ca クニゲル V1	クニピア F
$\sigma_{\min}$		0.04	0.24	0.50
$C\alpha$ (常用対数)		0.36	0.36	0.36
$\bar{p}$		1.45	1.45	1.35

### 3.2.4 膨潤挙動取得試験（荷重制御膨潤量試験）

#### (1) これまでの成果

本検討では、ベントナイトの膨潤を弾塑性力学の観点から、「ベントナイトは、吸水するだけで応力履歴を忘れてしまう弾塑性材料」と見なし、この概念を試験によって検証してきた。

試験手順は次の通りである。

- ① クニピア F とケイ砂及びアナルサイムを所定の重量比で混合したものを準備する。
- ② 各試料を締固めモールドにセットし、乾燥密度  $1.6\text{Mg/m}^3$  になるように締固める。
- ③ 体積一定条件で膨潤圧試験を行う。
- ④ 平衡膨潤圧に達したことを確認したら、0.1、0.2、0.5、1.0MPa 程度の荷重一定条件で膨潤量試験を行う。
- ⑤ 上記の試験ケースの内、0.2MPa のケースに関しては、平衡状態に達したことが確認されたら 0.1MPa に上載圧力を低下させる。

この試験のメリットは、様々なモンモリロナイト含有率の膨潤線を同時並行で取得できる点である。なお、モンモリロナイト含有率などの配合が変化することで、見かけの土粒子密度が変化するため、乾燥密度を  $1.6\text{Mg/m}^3$  にそろえて試験した場合、その乾燥密度に相当する間隙比が若干変化することになる。

これまでに実施した試験ケースを表 3.2.4-1 にまとめて示す。これらの試験から得られた平衡時の膨潤圧と間隙比が、各材料を用いて実施された前述の一次元排気圧縮試験から得られる完全飽和線に到達するかどうかを判断することで、ベントナイト系人工バリア材料が、膨潤によって応力履歴を忘れ、正規化するという概念の確からしさを示すことができる。

表 3.2.4-1 既往の荷重制御膨潤量試験数量

年度	材料	初期乾燥密度 $\text{Mg/m}^3$	モンモリロナイト 含有率 mass%	試験ケース
H22	ケイ砂含有 Na 型モンモリロナイト (人工ベントナイト)	1.6	30,59,100	各 1 セット
	クニゲル V1 (天然ベントナイト)		59	1 セット
H23	変質前人工ベントナイト	1.6	20	1 セット
	MX80 (天然ベントナイト)		天然鉱物	1 セット
H24	MX80 (天然ベントナイト)	1.6	天然鉱物	0.1MPa、0.25 MPa、1.5 MPa
H25	変質後ベントナイト(変質率：0.5)	1.6	29.5	0.1MPa、0.2⇒0.1MPa、0.5MPa、1.0 MPa
H26	変質前人工ベントナイト	1.6	20,40,60,80	0.1MPa

※1 セットにつき、1.5、1.0、0.5、0.25、0.1MPa の死荷重を付与

図 3.2.4-1 に、試験結果として膨潤量の経時変化を示す。図から、上載圧力が一定の場合はモンモリロナイト含有率がほぼ同じである変質後の人工ベントナイト（モンモリロナイト含有率 29.5%）と平成 22 年度[9]に実施した人工ベントナイト（モンモリロナイト含有率 30%）は同等の挙動を示している。このことから、二次鉱物が膨潤挙動に及ぼす影響は小さく、膨潤挙動はモンモリロナイト含有率が支配的であることが分かった。

図 3.2.4-1 の結果の内、変質後人工ベントナイト、ベントナイト(クニゲル V1)、人工ベントナイト(人工クニゲル V1)、Na 型モンモリロナイト(クニピア F)の結果を e-logP 平面に示すと図 3.2.4-2 のようになる。図に示す通り、モンモリロナイト含有率が同等なクニゲル V1 と人工ベントナイト(モンモリロナイト含有率 59%)では大きな相違がないことが分かった。また、モンモリロナイト含有率が小さいほど、荷重制御膨潤量試験の平衡値と完全飽和線との乖離が激しいことが分かった。

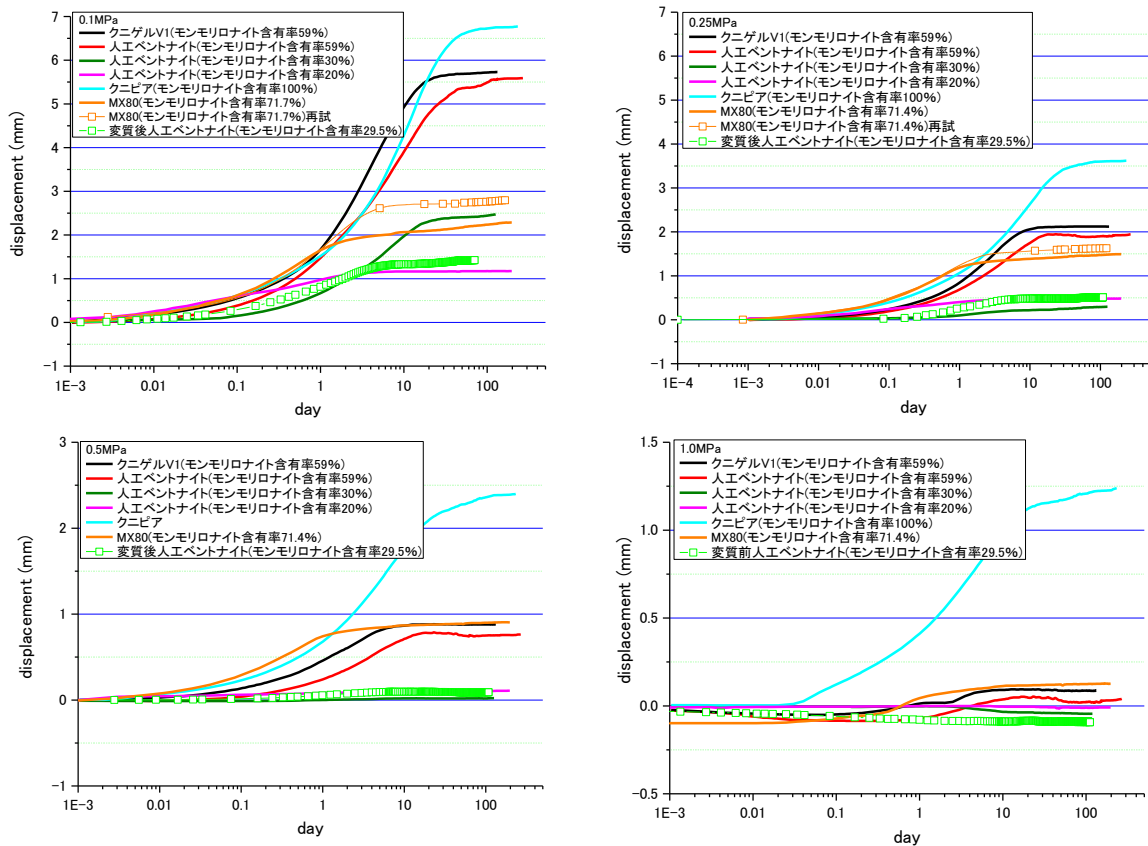


図 3.2.4-1 モンモリロナイト含有率毎の膨潤量試験結果

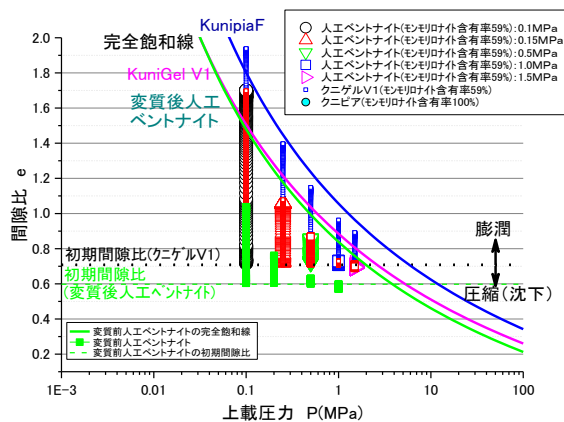


図 3.2.4-2 e-logP 平面における膨潤量試験結果



これまでに実施した試験結果をまとめると図 3.2.4-3 になる。図 3.2.4-3 では、各モンモリロナイト含有率のベントナイトの平衡膨潤量を  $e$ - $\log P$  平面に示している。この各モンモリロナイト含有率のベントナイトの平衡膨潤量から算出された間隙比  $e$  を連ねた線は通常的地盤材料であれば膨潤線に相当する。しかしながら、図から、高モンモリロナイト含有率の材料ほど膨潤線は完全飽和線まで至っており、完全飽和線が正規圧密曲線と一致するという実験事実を照らせば、モンモリロナイトは膨潤によって塑性化すると解釈できる。

さらに、モンモリロナイト含有率が低下すると平衡膨潤量は完全飽和線から乖離する傾向がある。その大小関係は、随伴鉱物の土粒子密度の大きさに依存し、微粉碎ケイ砂のように土粒子密度がモンモリロナイトと同程度の随伴鉱物の場合、平衡膨潤量は完全飽和線よりも大きくなり、アナルサイムのように、土粒子密度がモンモリロナイトよりも小さい場合、平衡膨潤量は完全飽和線よりも小さくなる。これは、モンモリロナイトの膨潤に対して、非膨潤性随伴鉱物の土骨格構造の応力履歴が影響しているためと考えられる。

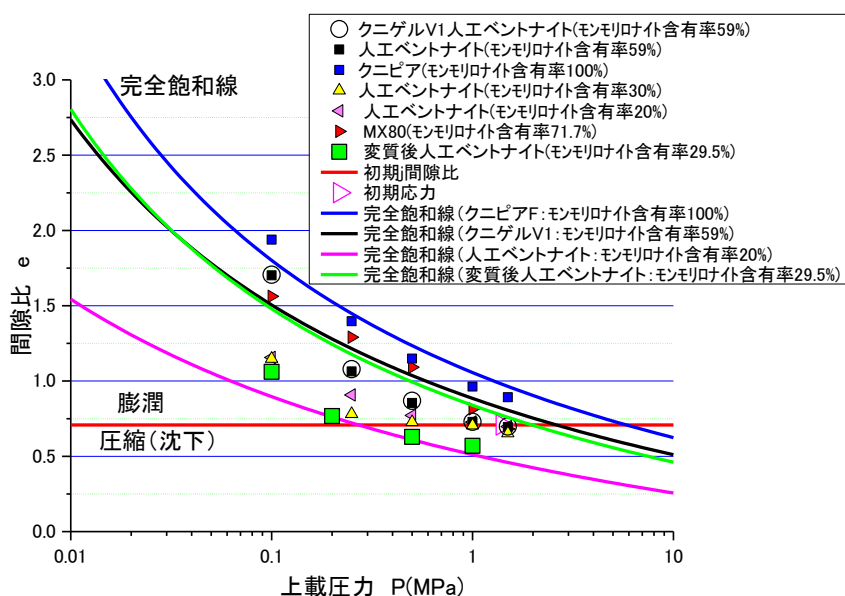


図 3.2.4-3  $e$ - $\log P$  平面における膨潤量試験結果と完全飽和線

これまでの試験結果から、

- ・ 高モンモリロナイト含有率の材料ほど膨潤線は完全飽和線まで至っており、モンモリロナイトは膨潤によって塑性化すると解釈できる。
- ・ 低応力レベルでは、モンモリロナイト含有率が低下すると平衡膨潤量は完全飽和線から小さく、逆にモンモリロナイト含有率が高いと平衡膨潤量は完全飽和線から大きくなる傾向がある。
- ・ 微粉碎ケイ砂のように土粒子密度がモンモリロナイトと同程度の随伴鉱物の場合、平衡膨潤量は完全飽和線よりも大きくなり、アナルサイムのように、土粒子密度がモンモリロナイトよりも小さい場合、平衡膨潤量は完全飽和線よりも小さくなる。

という傾向が分かったため、モンモリロナイトの膨潤に対して、非膨潤性随伴鉱物の土骨格構造の応力履歴が影響しているとの推論が得られた。完全飽和線は、粉体状態から飽和まで



単調圧縮した場合の応力と乾燥密度（間隙比）の関係であるため、完全飽和線上では正規状態と考えられる。ただし、モンモリロナイト含有率が小さくて、随伴鉱物の土粒子密度が大きい場合と随伴鉱物の土粒子密度が小さい場合を比較すると、後者の方が土粒子径が大きいため骨格構造が形成されやすい。このため、随伴鉱物の土粒子密度の大きさと含有率によって完全飽和線と平衡膨潤量の関係が変化するものと考えられる（図 3.2.4-4 参照）。

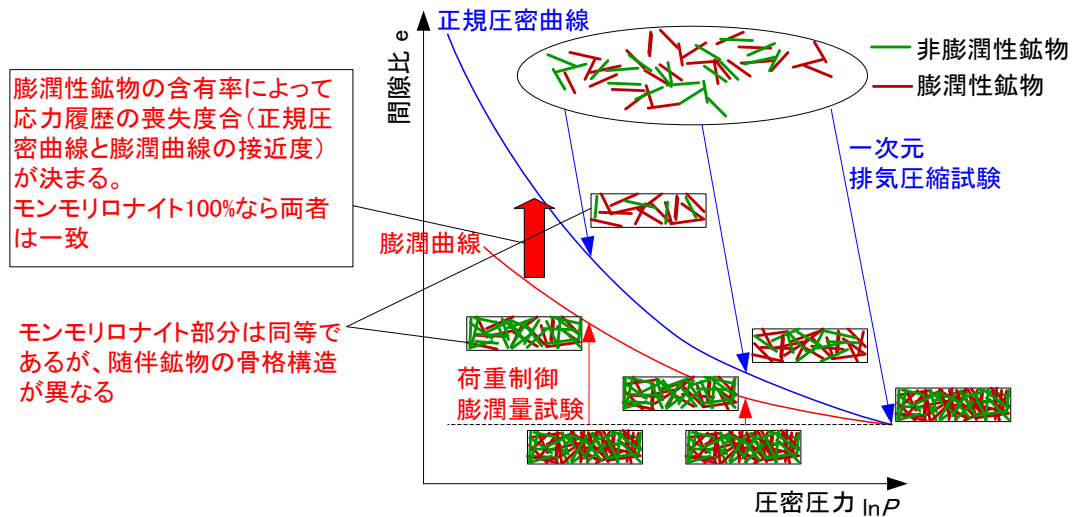


図 3.2.4-4 随伴鉱物の土骨格構造と膨潤性鉱物の分離のイメージ

随伴鉱物の骨格構造がモンモリロナイトの膨潤時に及ぼす影響としては、随伴鉱物とモンモリロナイトの分離や随伴鉱物の骨格構造によるモンモリロナイトの膨潤の阻害などが考えられる。そこで、先ず平成 26 年度の検討[3]では、表 3.2.4-1 に示すような条件で、膨潤時の随伴鉱物とモンモリロナイトの分離の影響について下記の手法で調べた。表 3.2.4-1 に示した人工ベントナイトについて、荷重制御膨潤量試験を行い、試験前後にメチレンブルー吸着量試験を実施する。モンモリロナイト含有率の均一性の変化を図 3.2.4-5 に示す方法で取得する。手順を以下に列挙する。

- ① 人工ベントナイトを乾燥密度  $1.6\text{Mg/m}^3$  に締固めた供試体を図 3.2.4-6 に示すスライサーでスライスする。
- ② ①で得られたスライスした各供試体に対してメチレンブルー吸着量試験を行い、モンモリロナイト含有率の均一性を確認する。
- ③ ①と同様に作成した供試体を死荷重  $0.1\text{MPa}$  とした荷重制御膨潤量試験に供し、定常状態に達したら、②と同様にスライスする。
- ④ ③で得られたスライスした各供試体に対してメチレンブルー吸着量試験を行い、モンモリロナイト含有率の均一性が変化していないかどうかを確認する。

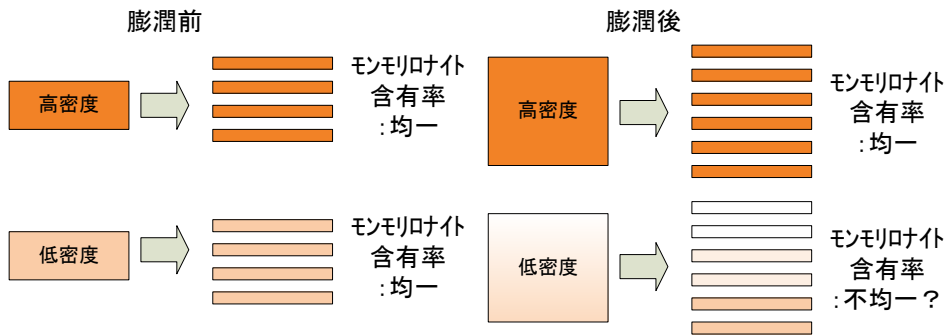


図 3.2.4-5 試験後のモンモリロナイト含有率の計測方法



図 3.2.4-6 解体用スライサー

これらの結果を図示すると図 3.2.4-7 のようになる。試験前の供試体では、供試体上下面近傍の乾燥密度が小さいものの、モンモリロナイト含有率は概ね均一であることが分かる。これは、モンモリロナイト含有率が質量割合であるため、バルクの乾燥密度に無関係に鉱物の質量割合のみで決まるためである。

一方、膨潤量試験後では、モンモリロナイト含有率 20mass% のケースでは、密度分布に大きな変化はなく、40mass% になると給水側のみが乾燥密度が小さく、モンモリロナイト含有率が高い 60mass% や 80mass% では、膨潤によって全体的に乾燥密度が低下しながらも、給水側の方が排水側よりも乾燥密度の低下割合が大きい傾向を示している。

モンモリロナイト含有率は、膨潤前後の乾燥密度の変化に比べて、ほとんど変化しない結果となった。このことは、モンモリロナイトの膨潤に伴って随伴鉱物も一体となって移動していることを意味している。言い換えれば、随伴鉱物が骨格構造を有している場合、モンモリロナイトの膨潤を妨げる要因になっている可能性がある。このために、完全飽和線（正規圧密線）と膨潤線が、図 3.2.4-8 に示すようにモンモリロナイト含有率に応じてずれると考えることが自然である。この膨潤線と完全飽和線はクニゲル V1 程度のモンモリロナイト含有率ではほぼ一致していることから、両者のズレは、モンモリロナイト含有率に対して線形ではなく、非線形であることが予想される。すなわち、

$$\kappa = C_{\alpha} \cdot f(\alpha_{mt})$$

としてモデル化できる。ただし、 $\kappa$  は膨潤指数、 $f(\alpha_{mt})$  はモンモリロナイト含有率による膨潤指数への影響の関数である。この  $f(\alpha_{mt})$  の具体的な関数は、これまでに実施してきた完全飽和線と荷重制御膨潤量試験の結果をまとめ直すことによって取得することが可能と

なるが、さらなるデータの蓄積が必要である。

一般の地盤材料において、正規圧密曲線と膨潤線のズレは非可逆比というパラメータで表される。非可逆比は、図 3.2.4-9 に示すように、圧縮指数と膨潤指数の比の関数で表され、0 であれば圧縮指数と膨潤指数は一致し、1 であれば、膨潤指数が 0 を意味する。ただし、一般的な地盤材料では、非可逆比が 0 や 1 となることはなく、概ね 0.4~0.8 程度である。

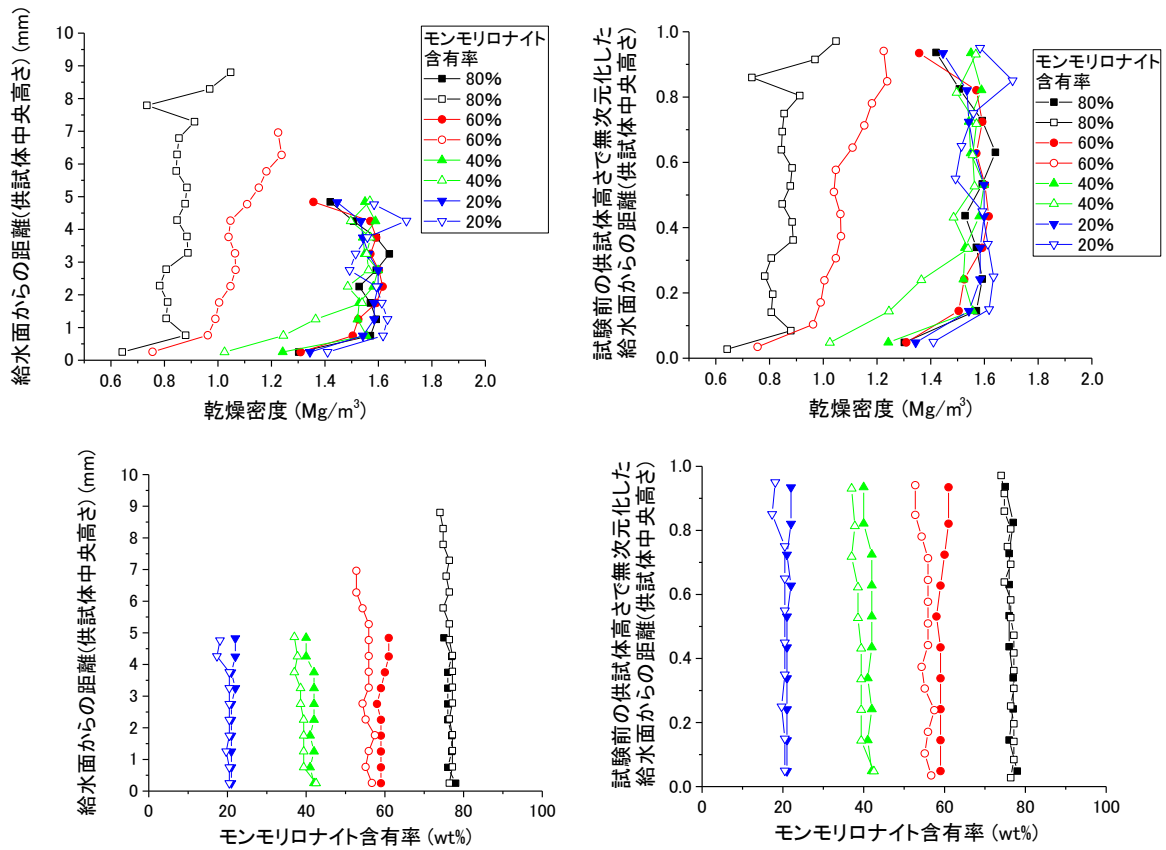


図 3.2.4-7 膨潤量試験前後の供試体の乾燥密度とモンモリロナイト含有率の分布

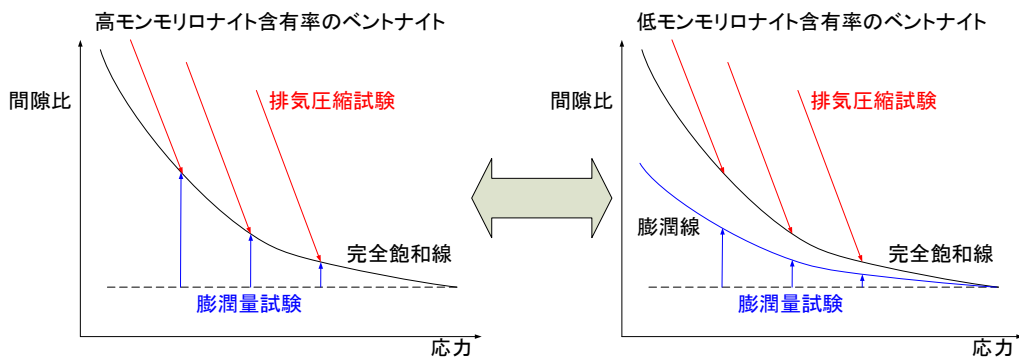


図 3.2.4-8 随伴鉱物の影響のイメージ

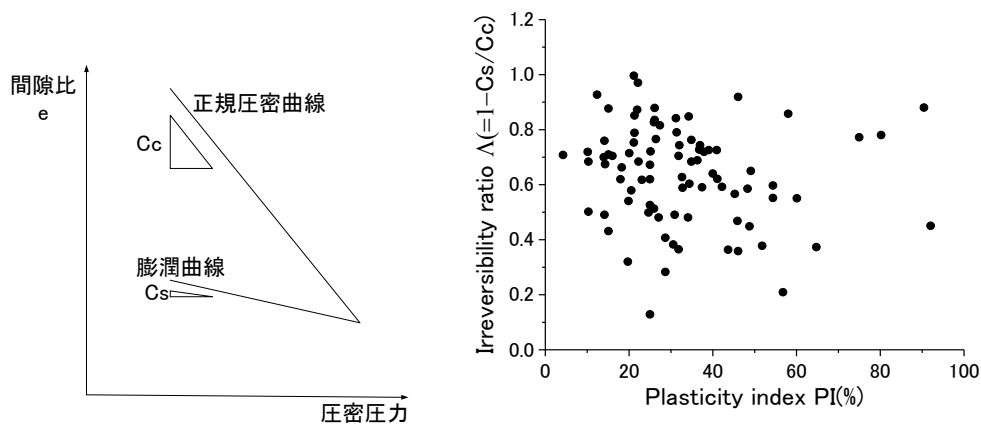


図 3.2.4-9 地盤材料の非可逆比（飯塚[10]に加筆）

図 3.2.4-10 に非可逆比を用いた随伴鉱物の影響のモデル化のイメージを示す。本検討では、完全飽和線が正規圧密曲線と一致するという実験事実に基づいて、非可逆比を完全飽和線の勾配と飽和度 100%の膨潤線の勾配の比として定義している。

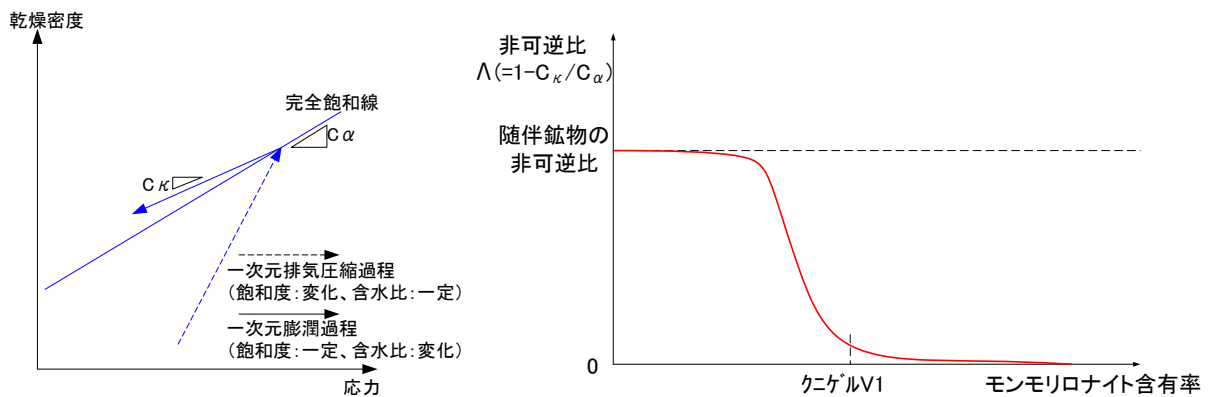


図 3.2.4-10 非可逆比を用いた随伴鉱物の影響のモデル化のイメージ

(2) 平成 28 年度の試験のねらい

これまでの検討を受けて、平成 27 年度では、随伴鉱物の骨格構造がモンモリロナイトの膨潤に及ぼす影響を調べる目的で、表 3.2.4-2 に示す人工ベントナイトについて荷重制御膨潤量試験を行った。モンモリロナイト含有率の違いによる膨潤挙動の違いを計測する。図 3.2.4-11 に試験結果のイメージを示す。

表 3.2.4-2 荷重制御膨潤量試験数量

モンモリロナイト含有率 mass%	微粉碎ケイ砂含有率 mass%	含水比 %	備考
80	20	15, 25	H27 年度実施済み
20	80	15, 25	
60	40	15, 25	各含水比で飽和点が見られるまで荷重し、除荷時の勾配が見られるように除荷する
50	50	15, 25	
40	60	15, 25	

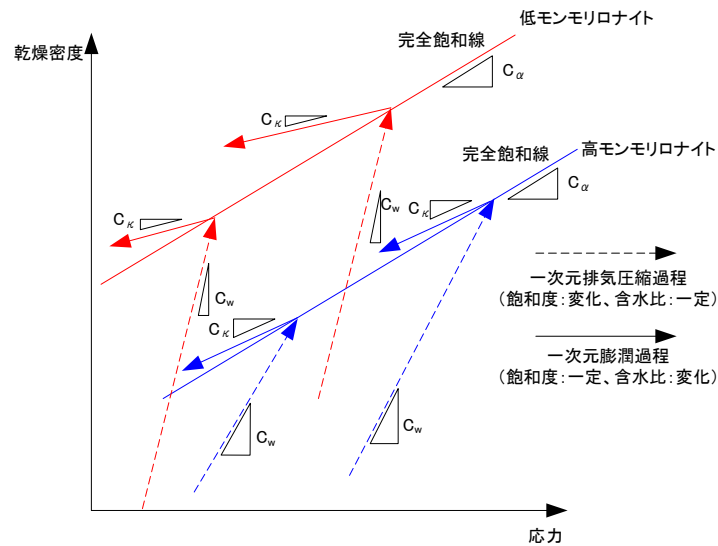


図 3.2.4-11 随伴鉱物による骨格構造の形成とモンモリロナイトの膨潤のイメージ

この試験から得られるパラメータは、完全飽和線の勾配  $C_\alpha$ 、等含水比線の勾配  $C_w$ 、膨潤時の勾配  $C_\kappa$  である。これらをまとめると表 3.2.4-3 に示すような成果が得られる。この結果を様々なモンモリロナイト含有率で実施すれば、膨潤指数とモンモリロナイト含有率の関係（応力履歴の亡失とモンモリロナイト含有率の関係）が得られる。これらの結果を非可逆比としてまとめて示すと図 3.2.4-12 のようになる。平成 27 年度は、モンモリロナイト含有率が 20mass% と 80mass% の場合の結果が得られるため、それぞれのモンモリロナイト含有率での非可逆比を得られる。

表 3.2.4-3 荷重制御膨潤量試験結果イメージ

パラメータ	モンモリロナイト含有率 mass%		備考
	80	20	
$C_\alpha$	○	○	既往の研究から、産地が同じであれば同じ勾配となる
$C_w$	△	▼	既往の研究から、モンモリロナイト含有率が異なれば、勾配が異なることが予想される
$C_\kappa$	◇	■	

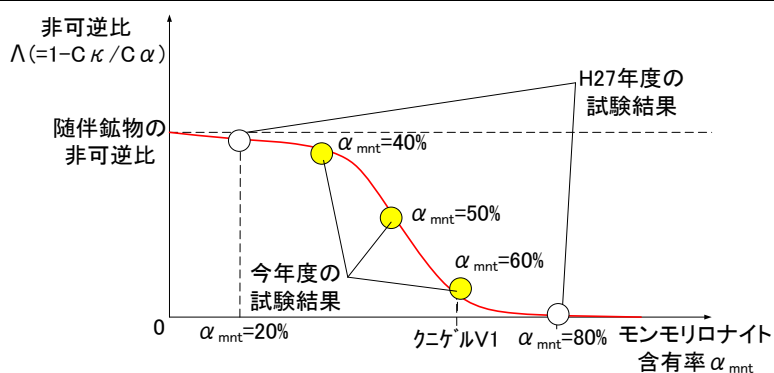


図 3.2.4-12 随伴鉱物の影響のモデル化のイメージ

(3) 試験結果

図 3.2.4-13 に一次元排気圧縮～吸水除荷（膨潤）試験時の乾燥密度 $-\log P$  関係を示す。各試験ケースともに飽和乾燥密度付近まで一次元排気圧縮した後に段階的に吸水除荷をさせた。吸水除荷は 2 段階として、各段階で荷重一定とした。図には昨年度実施したモンモリロナイト含有率 80mass%と 20mass%のケースも併せて示している（図 3.2.4-13(a)）。なお、図 3.2.4-14 に示すように、段階除荷時の膨潤量の経時変化から、各ケース共に、概ね定常状態に至っていることを確認している。

図 3.2.4-13 から、モンモリロナイト含有率 60%のケースの除荷時の勾配  $C_\kappa$  は、0.356 と 0.302 であり、モンモリロナイト含有率 50%のケースの除荷時の勾配  $C_\kappa$  は、0.170 と 0.167 となり、このモンモリロナイト含有率付近で膨潤性能は大きく低下することが分かった。さらに、モンモリロナイト含有率 40%のケースの除荷時の勾配  $C_\kappa$  は、0.139 と 0.099 であり、昨年度実施したモンモリロナイト含有率 20%のケースの除荷時の勾配  $C_\kappa$  が 0.184 と 0.095 であることから、このモンモリロナイト含有率付近で膨潤性能の低下は収束することが分かった。なお、完全飽和線の勾配  $C_\alpha$  0.36（自然対数軸で 0.156）はほぼ同等である。この結果から、吸水除荷（膨潤）時の経路がモンモリロナイト含有率の影響を受けることが分かった。

これらの結果をまとめると表 3.2.4-4 のようになる。表には、一次元排気圧縮中の等含水比線の勾配  $C_w$  も示している。表に示すように、モンモリロナイト含有率に依らず、完全飽和線の勾配  $C_\alpha$  は 0.36 程度と見なせる。また、等含水比線の勾配  $C_w$  と膨潤線の勾配  $C_\kappa$  はモンモリロナイト含有率毎に概ね一定と見なせることが分かる。

図 3.2.4-15 には、 $C_{\kappa}$ とモンモリロナイト含有率の関係を示す。図に示すように、モンモリロナイト含有率がある程度の大きさになると、完全飽和線の勾配  $C_{\alpha}$ である 0.36 に漸近することが分かる。昨年度の試験結果及びクニゲル V1 のモンモリロナイト含有率 59mass% であっても、正規圧密曲線と膨潤線の勾配が概ね同等であるという実験事実から、 $C_{\kappa}$ は、少なくともモンモリロナイト含有率 60mass% 付近までは  $C_{\alpha}$  と同等であり、それ以下になると急激に小さくなり、最終的には随伴鉱物の  $C_{\kappa}$  に漸近すると推測したが、試験結果は、概ね、この推察を裏付けるものとなった。

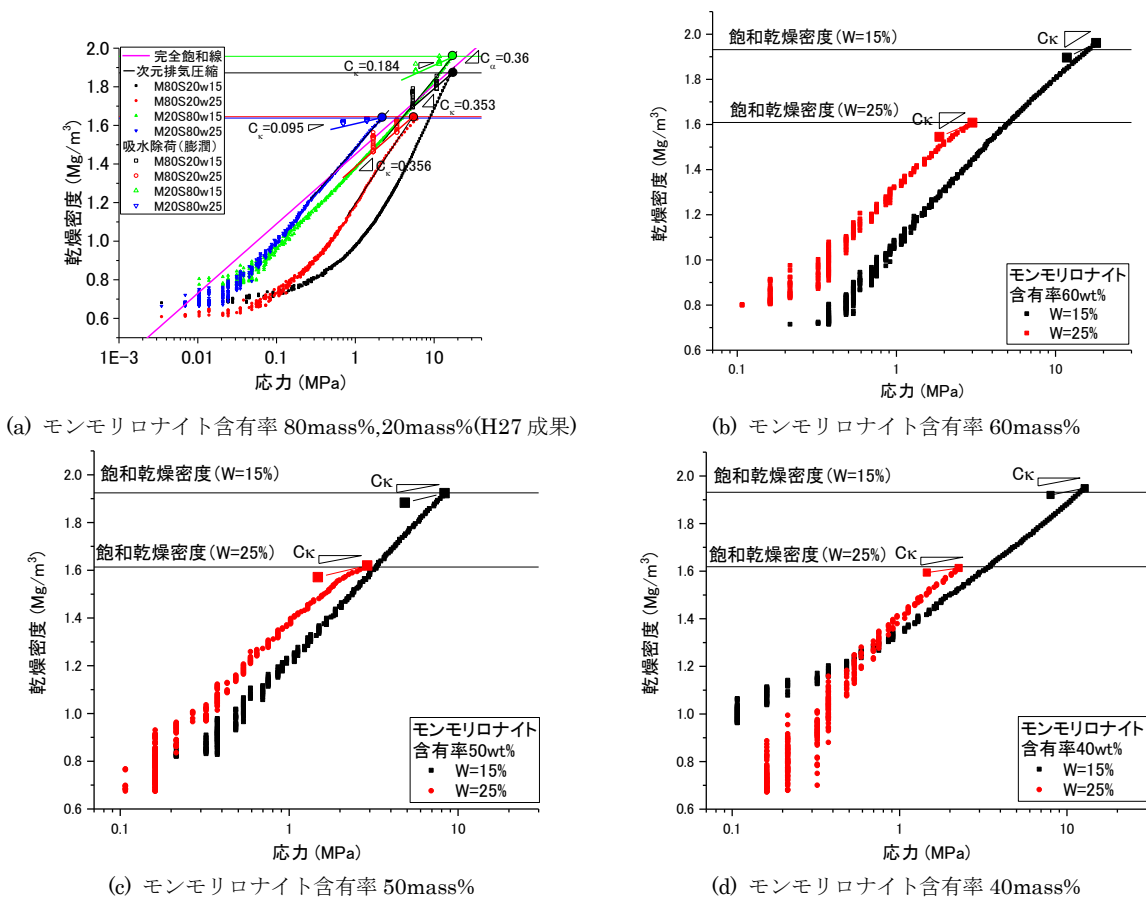
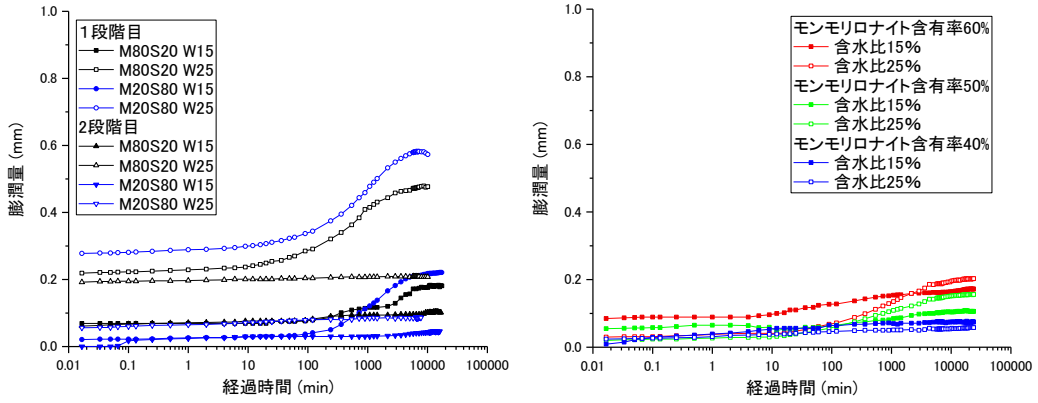


図 3.2.4-13 一次元排気圧縮～吸水除荷（膨潤）試験時の乾燥密度－log $P$ 関係





(a) モンモリロナイト含有率 80mass%,20mass%(H27 成果) (b) モンモリロナイト含有率 60mass%, 50mass%, 40mass%

図 3.2.4-14 段階除荷時の膨潤量の経時変化

表 3.2.4-4 一次元排気圧縮～吸水除荷（膨潤）試験結果の一覧

パラメータ	含水比	モンモリロナイト含有率 mass%					備考
	%	80	60	50	40	20	
完全飽和線の勾配 $C_\alpha$	15	0.36	0.36	0.36	0.36	0.36	既往の研究から、産地が同じであれば同じ勾配となる
	25	0.36	0.36	0.36	0.36	0.36	
等含水比線の勾配 $C_w$	15	0.853	0.723	0.796	0.569	0.495	既往の研究から、モンモリロナイト含有率が異なれば、勾配が異なることが予想される
	25	0.616	0.696	0.713	0.743	0.495	
膨潤線の $C_\kappa$	15	0.353	0.356	0.170	0.139	0.184	
	25	0.356	0.302	0.167	0.099	0.095	

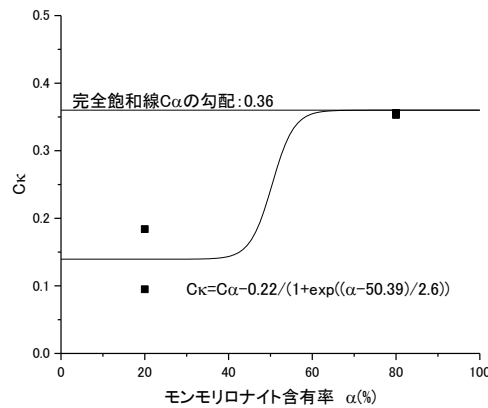


図 3.2.4-15  $C_\kappa$  とモンモリロナイト含有率の関係



図 3.2.4-16 には、非可逆比  $\Lambda$  とモンモリロナイト含有率の関係を示す。なお、この非可逆比は、通常的地盤工学では、正規圧密曲線の勾配（圧縮指数） $C_c$  と膨潤線の勾配（膨潤指数） $C_s$  を用いて、

$$\Lambda = 1 - \frac{C_s}{C_c}$$

で表されるが、ここでは、乾燥密度～ $\log P$  平面における完全飽和線の勾配  $C_\alpha$  と膨潤線の勾配  $C_\kappa$  を用いて、

$$\Lambda = 1 - \frac{C_\kappa}{C_\alpha}$$

で定義していることに注意を要する。

図から、非可逆比  $\Lambda$  はモンモリロナイト含有率 80% のケースでは、急激に小さくなることが分かる。これを、図 3.2.4-15 と同様に、近似線を描くと、クニゲル V1 のモンモリロナイト含有率である 50～60mass% 付近で非可逆比  $\Lambda$  が急激に小さくなり、概ね 0.01 程度まで小さくなるという結果となった。

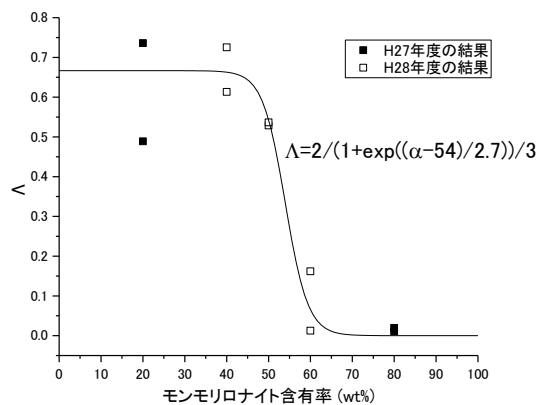


図 3.2.4-16 非可逆比  $\Lambda$  とモンモリロナイト含有率の関係

図 3.2.4-17 には、限界状態理論における非可逆比  $\Lambda$  の意味を示している。図には、Cam-Clay モデルの降伏曲面を示している。降伏曲面の内側は弾性域であり、弾塑性状態では応力点は降伏曲面上にある。図に示すように、先行圧密圧力、ダイレイタンシー係数などは一定として、非可逆比  $\Lambda$  のみを変化させると、降伏曲面の大きさが変化することが分かる。非可逆比  $\Lambda$  が大きくなると弾性域が小さくなり、非可逆比  $\Lambda$  が小さくなると弾性域が大きくなっている。

このことを本試験結果に当てはめると、モンモリロナイト含有率が高いほど非可逆比  $\Lambda$  が小さくなるため、弾性域が大きくなり、モンモリロナイト含有率が低いほど非可逆比  $\Lambda$  が大きくなるため、弾性域が小さくなる。なお、図 3.2.4-17 の本検討は、先行圧密圧力、ダイレイタンシー係数などは一定として、非可逆比  $\Lambda$  のみを変化させた場合の結果であり、一般的には、弾性域が大きいほど、材料の剛性或強度は増すと考えられるため、モンモリロナイト含有率が大きくなるほど弾性域が大きくなる（剛性或強度が小さくなる）という結果は実験事実と合致しない。このことから、非可逆比  $\Lambda$  が変化する際には先行圧密圧力や限界応力比、若しくはダイレイタンシー係数なども変化するものと考えられる。

これらの結果は、モンモリロナイト含有率によってベントナイトの降伏曲面の形状や弾性域の大きさが変化することを示唆しており、今後、データの拡充が必要である。

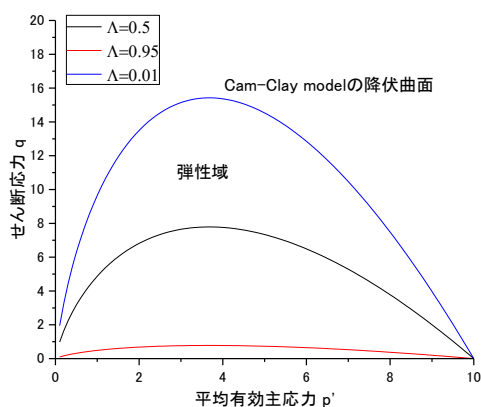


図 3.2.4-17 限界状態理論における非可逆比  $\Lambda$  の意味

### 3.2.5 せん断挙動に関するモデル化

前フェーズまでの検討では、ベントナイト系人工バリア材料の力学挙動として、膨潤挙動を中心に取得してきた。これは、弾塑性力学においては相似（圧密）変形に類するものであり、得られた結果は、弾塑性力学に立脚した構成モデルにおいては圧密項に反映される情報である。弾塑性力学に立脚した構成モデルにおけるせん断変形に反映すべき情報は、せん断試験から得られるが、ベントナイト系人工バリア材料のせん断挙動はあまり取得されておらず、力学モデルの構築のためにはせん断挙動の取得が求められてきた。そこで、ベントナイトのせん断挙動試験により、基本的な力学挙動に関する知見を蓄積し、化学変質のせん断挙動への影響についても把握して、力学挙動モデルに反映するためのせん断挙動のモデル化の検討をした。

#### (1) これまでの成果

##### 1) 膨潤圧がモンモリロナイトのせん断強度に及ぼす影響

本検討では、せん断挙動のモデル化に向けた第一歩として、せん断挙動に膨潤圧が及ぼす影響について調べた。具体的には、鉱物組成、間隙液組成、密度、飽和度が同じで膨潤圧が異なるモンモリロナイト供試体のせん断強度を取得して、膨潤圧がせん断強度に及ぼす影響を取得するとともに、膨潤圧を有効応力として取り扱うべきか、間隙水圧として取り扱うべきかに関する議論に資する情報を取得した。

図 3.2.5-1 には、粉碎方法が異なるモンモリロナイトの膨潤圧の経時変化を示している。これらの材料は、粉碎方法が異なるだけで、鉱物組成、間隙液組成、密度、飽和度がほぼ同じである。図から、鉱物組成、間隙液組成、密度、飽和度がほぼ同じであっても、粉碎方法の違いにより、膨潤圧が倍半分で異なることが分かる。よって、この粉碎方法が異なる材料のせん断挙動を調べることによって、膨潤圧がせん断挙動に及ぼす影響を調べることが可能と

なる。なお、図 3.2.5-2 に示す XRD の回折パターンから、この粉砕の過程で、回折パターンのピークが 2～3 層膨潤から、1～2 層膨潤状態にシフトしている。さらに、全体的に回折パターンがブロードである。これは、粉砕過程で、シート状のモンモリロナイトの引き裂かれるように粉砕されたのではなく、図 3.2.5-3 に示すような二次粒子が劈開して細かな二次粒子になったために、比表面積が増えて自由水が吸着水となったためであると考えられる。このことは、別途実施された AFM によっても確認されている。

よって、力学的には、この粉砕過程によって材料は何ら変化しておらず、膨潤圧だけが異なる材料と見なしてよい。さらに、粉砕作業に起因するメカノケミカル反応に関しても考慮が必要であるとの指摘があるが、メカノケミカル反応が比表面積の増加に伴う化学的な活性の増加だとすれば、粉砕中に上記のような二次粒子の劈開しか発生していないとすると、メカノケミカル反応は、不活性な層間が粉砕という物理的な力によって活性化され、水が浸透できる層間が増えることであると言える。これは、まさに膨潤圧だけが変わっていることに他ならず、膨潤中には、モンモリロナイトの層間の陽イオンに水分子が集まるだけで、化学的な変質が生じているわけではないため、セメント系材料のような材料の比表面積の増加に伴う水和反応の促進などとは意味合いが異なるものと考えられる。

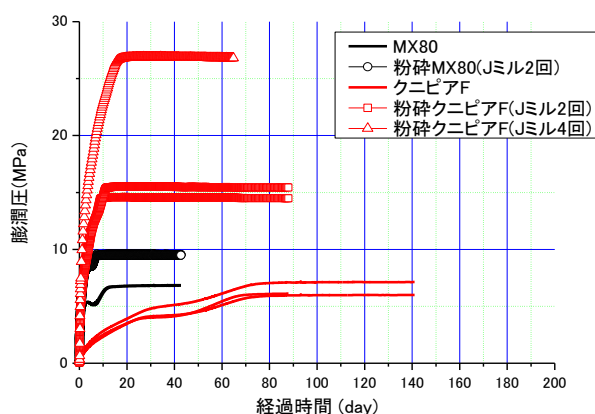


図 3.2.5-1 微粉砕モンモリロナイトの膨潤性能変化

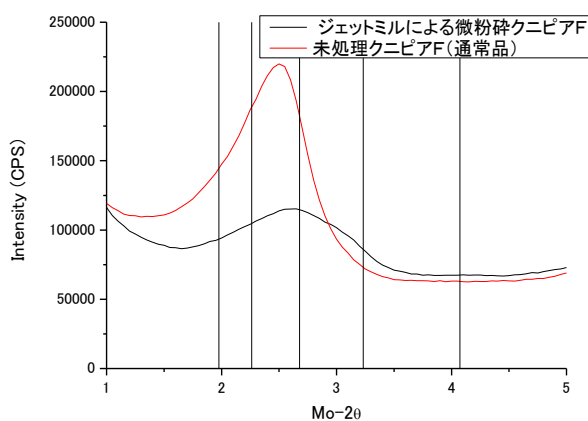


図 3.2.5-2 XRD によるモンモリロナイトの粉砕によるアスペクト比の変化の確認結果

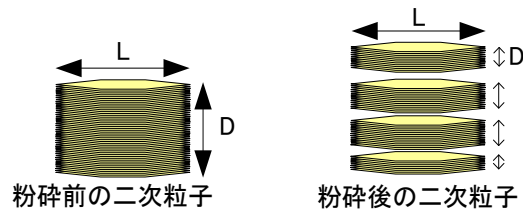


図 3.2.5-3 モンモリロナイトの粉碎によるアスペクト比の変化イメージ

図 3.2.5-4 にせん断試験のイメージを示す。本検討では、せん断試験として、等体積一面せん断試験を実施する。これは、せん断前の膨潤圧試験が容易であること、せん断中の体積拘束が容易であることなどのメリットがあるためである。図 3.2.5-4 に示すようなせん断箱を図 3.2.5-5 に示す一面せん断試験機にセットしてせん断を行った。図 3.2.5-6 に示すように、下せん断箱には凹凸をつけたポラスメタルを設置し、凸部を連ねた位置にせん断面が発生するようにした。表 3.2.5-1 に試験ケースの一覧を示す。

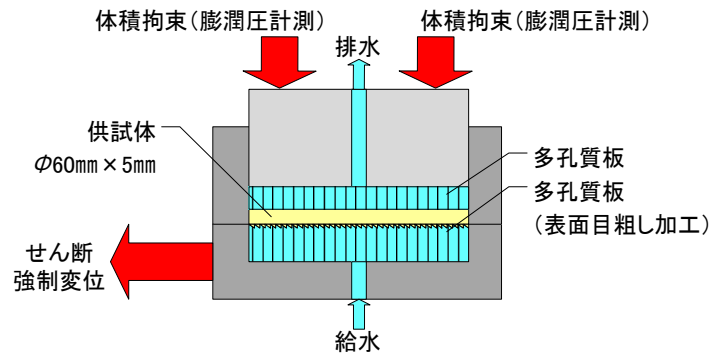


図 3.2.5-4 せん断試験イメージ図



図 3.2.5-5 一面せん断試験機の全景

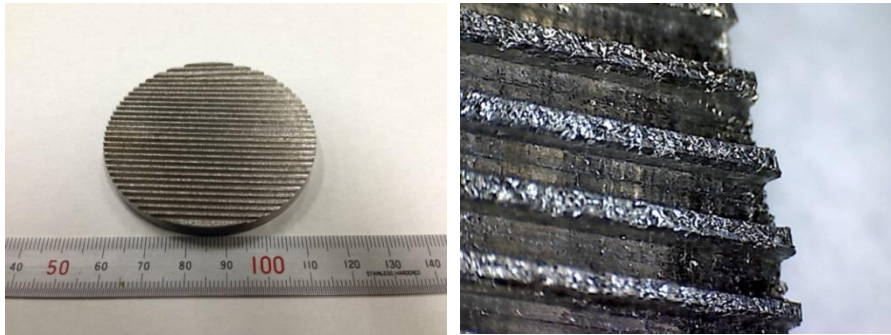


図 3.2.5-6 下せん断箱の凹凸を施したポーラスメタル

表 3.2.5-1 せん断試験ケース

鉱物	ミル	間隙液組成	乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	備考
モンモリロナイト (クニピア F)	0回	蒸留水	1.2	膨潤圧の影響 等体積せん断
	4回		1.2	
	ミル		1.2	
カオリンナイト	0回		1.2	
	4回		1.2	

試験では、膨潤圧のみが異なるモンモリロナイトのせん断試験に加え、鉱物の微粉碎がそのせん断強度に及ぼす影響を調べるために、鉱物組成、間隙液組成、密度、飽和度が同じ非膨潤性材料であるカオリンナイト供試体のせん断試験のケースも実施した。微粉碎の有無が強度に影響しないという結果が得られれば、メカノケミカルによるせん断強度への影響は小さいと言える。

図 3.2.5-7 にモンモリロナイトとカオリンの等体積一面せん断試験中の応力経路を示す。図から、微粉碎したカオリンは、微粉碎したモンモリロナイトに比べ、圧縮し難く、乾燥密度 1.2Mg/m<sup>3</sup> に一次元排気圧縮するのに 2.13MPa の鉛直応力が必要であった。これに対して、未粉碎カオリンでは、未粉碎モンモリロナイトに比べ乾燥密度 1.2Mg/m<sup>3</sup> に一次元排気圧縮するのに必要な鉛直応力は 0.23MPa であり、未粉碎のモンモリロナイトに比べて小さな鉛直応力であった。

地盤材料のような粉体材料の強度は、一般的に有効拘束圧に依存する。モンモリロナイトもカオリンの場合、初期鉛直応力が大きい微粉碎試料の方が、せん断強度が増加した。しかしながら、微視的に考えると、モンモリロナイトの場合、この有効拘束圧の増加分にはモンモリロナイトの膨潤圧と鉱物間の接触応力である有効応力が含まれるものと考えられるが、カオリンの場合には、拘束圧の増加は、有効応力の増加分のみであると考えられる。しかしながら、モンモリロナイトの有効拘束圧の増加のうち、モンモリロナイトの膨潤圧と鉱物間の接触応力である有効応力を分離することが難しい。そこで、図 3.2.5-7 を各試験の初期鉛直応力で無次元化することによって、初期鉛直応力の違いを排除して強度の相違を議論した。

本試験では、せん断直前の乾燥密度も  $1.2\text{Mg/m}^3$  で揃えてせん断試験を行っているため、強度の増減に影響を及ぼす因子は膨潤圧の大きさのみである。図 3.2.5-8 に初期鉛直応力で無次元化したせん断試験中のストレスパスを示す。図より、カオリンの場合では、粉碎の有無がピーク強度や残留強度に及ぼす影響は小さいと言えるのに対して、モンモリロナイトの場合では、微粉碎することでピーク強度と残留強度が増加していることが分かる。このことから、膨潤圧が強度増加にある程度寄与していると言える。

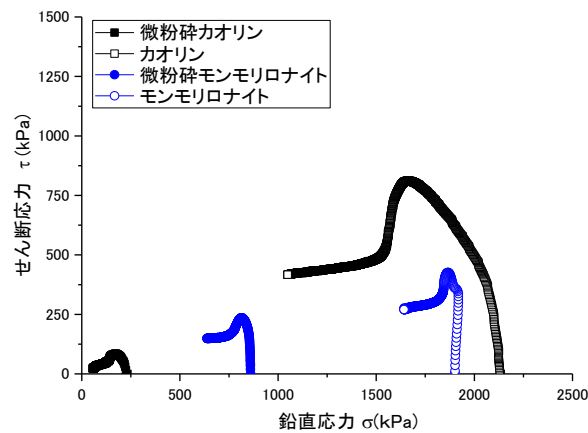


図 3.2.5-7 カオリンの等体積一面せん断試験中のストレスパス

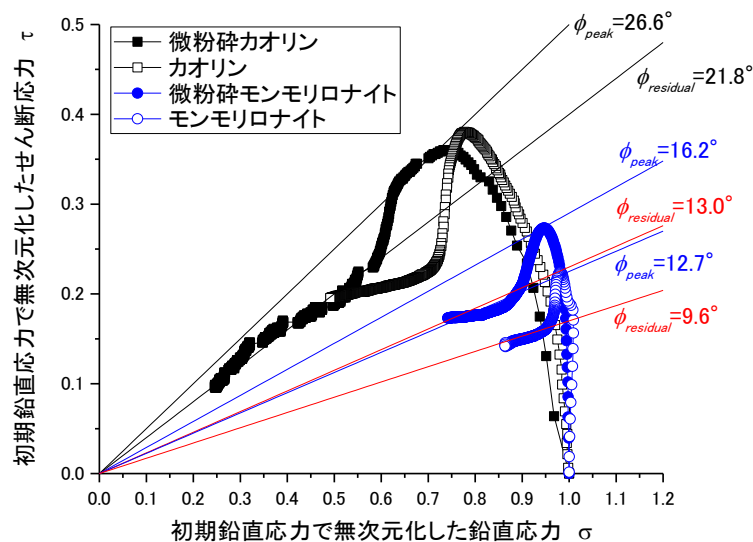


図 3.2.5-8 初期鉛直応力で無次元化したせん断試験中のストレスパス

## 2) モンモリロナイトの非排水せん断挙動（一次元排気圧縮～等体積一面せん断試験）

一般的に自然体積粘土の力学挙動は、限界状態理論に基づいて記述されることが多く、粘土の限界状態線は、その力学挙動を記述する上で重要な情報である。また、限界状態理論によれば、せん断試験から得られる限界状態線は、 $e\text{-log}P$  平面では正規圧密曲線とほぼ平行に存在する。仮にベントナイト系人工バリア材料のせん断試験から得られる限界状態線が正規

圧密曲線と並行に存在する結果が得られれば、ベントナイト系人工バリア材料のせん断挙動のモデル化のために有用な情報である。そこで、本検討では、等体積一面せん断試験を実施し限界状態線と、正規圧密曲線と等価であることが示されている完全飽和線の関係を以下の手順で調べた。

試験手順は以下の通りである。

- ① 表 3.2.5-2 に示した所定の含水比に調整した人工クニゲル V1 を飽和点になるまで一次元排気圧縮する。
- ② ①の工程で作製した飽和供試体を除荷することなく、そのまま一面せん断に供する。
- ③ せん断中は体積一定条件を課し、鉛直応力と水平応力を計測する。

このようにすれば、一連の手順で完全飽和線と限界状態線が得られ、両者を  $e$ - $\log P$  平面で整理することで、両者の関係を明確にすることができる。ただし、この際、既往の研究から  $K_0$  値は 1 を仮定して整理する。表 3.2.5-2 に試験条件を、図 3.2.5-9 に得られるせん断試験結果のイメージを示す。

表 3.2.5-2 等体積一面せん断試験ケース

鉱物	間隙液組成	初期含水比 (%)	飽和乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	先行圧密圧力
人工クニゲル V1	蒸留水	15	1.938	一次元排気圧縮過程で取得
		25	1.623	

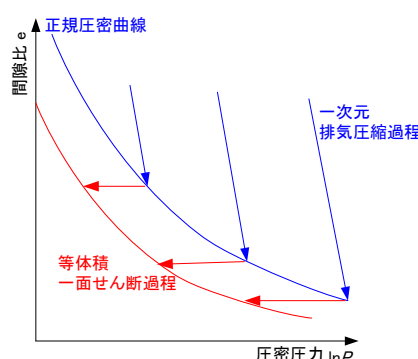


図 3.2.5-9 せん断試験結果のイメージ

表 3.2.5-3 に供試体諸元を示す。本試験では、一般的な等体積一面せん断試験装置を用いたため、表 3.2.5-2 に示した含水比 15% で飽和乾燥密度まで圧縮するためには荷重が足りなかった。そのため、含水比 18% の飽和乾燥密度である 1.8Mg/m<sup>3</sup> 程度を高密度ケースとして試験を実施した。



表 3.2.5-3 供試体諸元

	No.1	No.2
土粒子の密度 Mg/m <sup>3</sup>	2.768	
下部ポーラスメタル溝体積 cm <sup>3</sup>	1.319	
直径 mm	60	60
高さ mm	5.0	5.0
供試体体積 cm <sup>3</sup>	15.457	15.457
湿潤質量 g	31.61	33.58
含水比 %	24.97	18.34
乾燥質量 g	25.30	28.38
湿潤密度 Mg/m <sup>3</sup>	2.045	2.173
乾燥密度 Mg/m <sup>3</sup>	1.637	1.836
間隙比	0.691	0.508
飽和度 %	100.0	100.0

図 3.2.5-10 に一次元排気圧縮過程とせん断過程の乾燥密度と鉛直応力の関係、さらに間隙比と鉛直応力の関係を併せて示す。図に示すように、せん断終了時の鉛直応力を乾燥密度と鉛直応力の平面にプロットすると、その応力点を連ねた限界状態線は完全飽和線と平行関係にあることが分かる。このため、間隙比と鉛直応力の平面においては、完全飽和線と限界状態線が平行関係にならない。

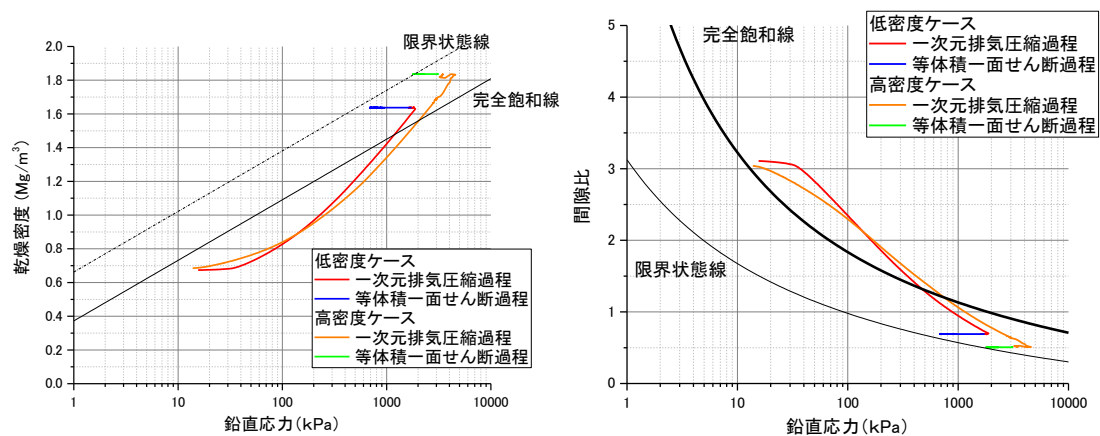


図 3.2.5-10 一次元排気圧縮過程とせん断過程の乾燥密度と鉛直応力の関係と  
間隙比と鉛直応力の関係

限界状態理論によれば[11]、ある応力比  $\eta (= q / p')$  で圧密された粘土の正規圧密曲線と限界状態線の間隔は、次式で与えられる。

$$\Delta e = (\lambda - \kappa) \left( 1 - \frac{\eta}{M} \right) \quad (\text{式 3.2-22})$$

ただし、 $\lambda$  は圧縮指数 ( $=0.434Cc$ )、 $\kappa$  は膨潤指数 ( $=0.434Cs$ )、 $M$  は限界状態応力比である。このため、 $e \sim \ln p'$  平面において限界状態線と正規圧密曲線が応力に依らず平行関係にあ



ることが分かる。

一方、図 3.2.5-10 に示したように、乾燥密度  $\rho_d \sim \ln p'$  平面で限界状態線と完全飽和線が平行関係にあると仮定すると、 $e \sim \ln p'$  平面において限界状態線と正規圧密曲線は平行とはならない。ここで、飽和したベントナイトの静止土圧係数  $K_0$  が 1 であったという実験事実[12]に基づいて、ベントナイトが等方材料であると仮定すれば、 $\eta(=0/p')=0$  であるから、(式 3.2-22) は、

$$\Delta e = \lambda - \kappa \quad (\text{式 3.2-23})$$

となる。さらに、図 3.2.5-10 に示した  $e \sim \ln p'$  関係のように、低間隙比になるほど限界状態線と正規圧密曲線の間隔が広がるためには、低間隙比（高密度）になるほど、 $\lambda$  と  $\kappa$  の差が大きくなる必要がある。

ここで、限界状態理論に基づけば、(式 3.2-23) は、

$$\Delta e = \lambda - \kappa = (1 + e_0) MD \quad (\text{式 3.2-24})$$

と書き直せるので、限界状態応力比  $M$  やダイレイタンシー係数  $D$  が間隙比（密度）に依存するという取扱いも考えられる。

図 3.2.5-11 には、せん断変位とせん断応力の関係を示す。高密度のケースはピーク強度までは線形的に応力が増加し、ピーク強度後に残留状態に漸近する傾向を示しているのに対して、低密度のケースはピーク強度までの応力増加も緩やかであり、残留強度とピーク強度の差異も小さい。これは、自然堆積粘土のせん断挙動に照らして考えれば、高密度のケースが重い過圧密で低密度のケースが軽い過圧密状態であるようにも見える。

図 3.2.5-12 には、ストレスパスを示す。両者のストレスパスを比較すると、形状が明確に異なることが分かる。パスの立ち上がり方が異なることから、高密度のケースよりも低密度のケースにおいて負のダイレイタンシーが顕著である可能性がある。このことは、前述の  $e \sim \ln p'$  平面において限界状態線と正規圧密曲線は平行ではない理由として、限界状態応力比  $M$  やダイレイタンシー係数  $D$  が間隙比（密度）に依存するという考察と整合する。今後、試験ケースを増やして、再現性の確認や議論の信頼性を高める必要がある。

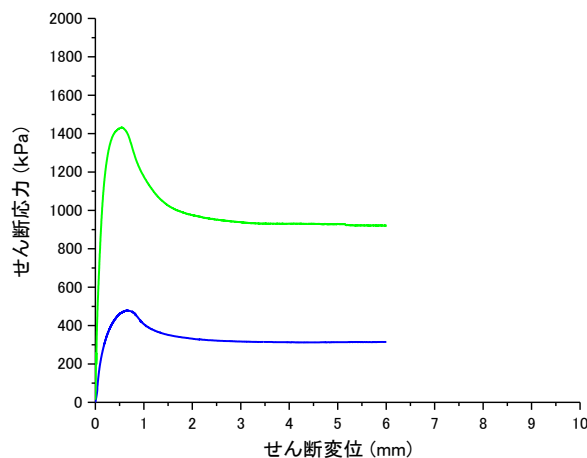


図 3.2.5-11 せん断変位とせん断応力の関係

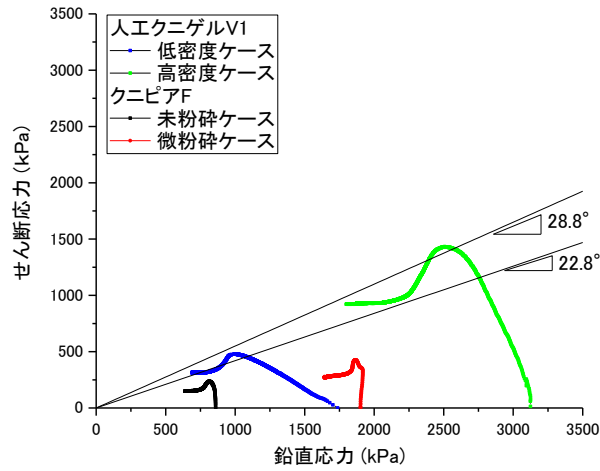


図 3.2.5-12 ストレスパス

前述のように、ベントナイト系人工バリア材料のせん断挙動が、鉛直応力の大小で応力経路が大きく異なることが分かった。有効応力経路の形状から、低密度供試体の場合、せん断初期に負のダイレイタンスが発生していることが予想されたが、それ以外にも拘束圧と膨潤圧の大小関係によってせん断面付近に局所的な膨潤が発生し、せん断挙動が変化した可能性もある (図 3.2.5-13)。そこで、表 3.2.5-4 に示すようなケースに対して一面せん断を実施し、拘束圧と膨潤圧の大小関係によるせん断挙動の違いを調べた。

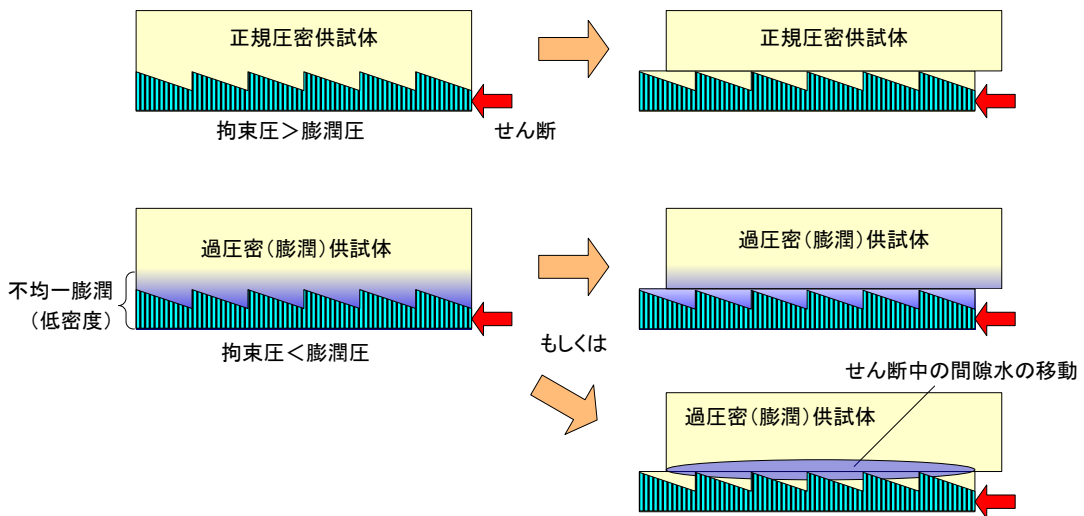


図 3.2.5-13 せん断試験中の供試体内の変化イメージ図

表 3.2.5-4 膨潤圧の影響評価試験ケース

鉱物	間隙液組成	初期乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	拘束圧 (上載圧) (MPa)	備考
クニゲル V1	蒸留水	1.6	0.5	完全飽和線から推定される膨潤圧 1.45MPa
			1.0	
			2.0	

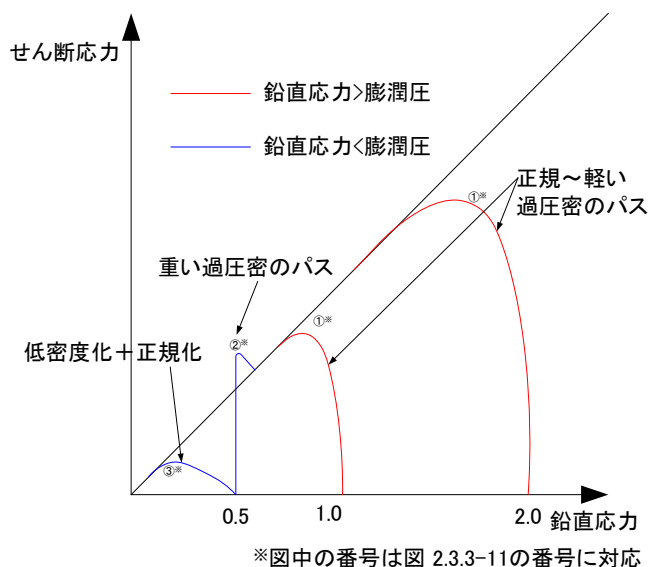


図 3.2.5-14 せん断試験成果のイメージ図

平成 27 年度の試験[4]では、一次元排気圧縮後に拘束圧 (上載圧) を付与するため、試験手順を以下ようにした。

- ① 表 3.2.5-2 に示した所定の含水比に調整した人工クニゲル V1 を飽和点になるまで一次元排気圧縮する。
- ② 体積拘束した条件で所定の拘束圧を付与する。
- ③ 拘束圧一定条件で、給排水を許容した状態で体積拘束を解除する。
- ④ 圧密、若しくは膨潤挙動が収束したら一面せん断に供する。
- ⑤ せん断中は再び体積一定条件を課し、鉛直応力と水平応力 (せん断応力) を計測する。

図 3.2.5-15 にはせん断試験中の乾燥密度の経時変化を示す。図から、拘束圧が 2.0MPa の場合、膨潤 (乾燥密度が低下) することなく、圧密 (乾燥密度が増加) している。一方、拘束圧が 1.0MPa と 0.5MPa の場合は膨潤 (乾燥密度が低下) していることが分かる。このことから、本試験の場合、膨潤圧が 1.0~2.0MPa の間であることが分かった。完全飽和線から推定されるクニゲル V1 の膨潤圧は 1.45MPa であり、概ね整合する。ただし、供試体とセルの界面の摩擦や凹凸をつけた底部多孔質板などの影響が含まれている可能性がある。

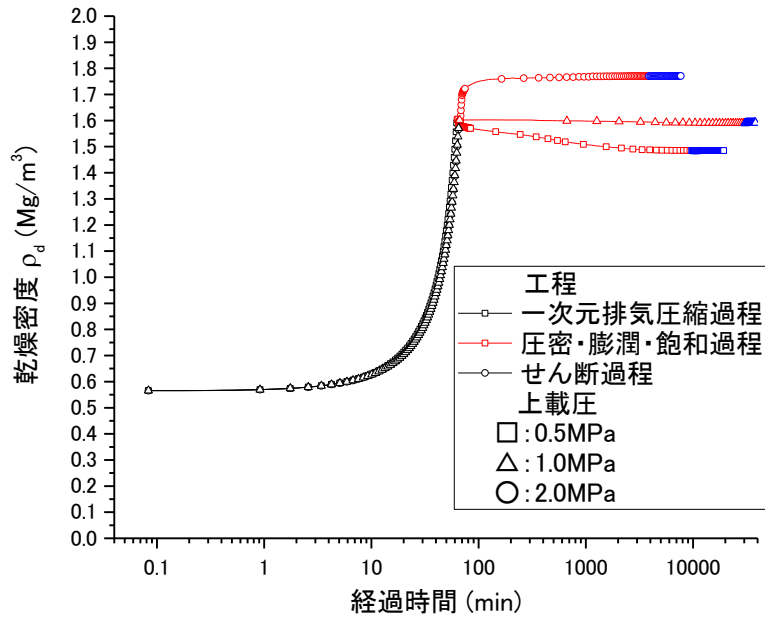


図 3.2.5-15 せん断試験中の乾燥密度の経時変化

図 3.2.5-16 には、せん断中の応力ひずみ関係と有効応力経路を示す。なお、有効応力経路の鉛直応力は、せん断面に作用している値と考えられる供試体下面で計測されている値を使用した。供試体下面（せん断面）に作用している垂直応力は供試体とせん断リングの間の摩擦により、供試体上面に作用している垂直応力よりも小さくなる。

図より、応力ひずみ関係は軟化型を示し、せん断変位が 1 mm 程度でピーク強度に達し、その後、緩やかに残留強度に至っている。拘束圧が 2.0MPa のケースでは、せん断前の圧密過程で圧密挙動を示しており、応力状態は正規状態となっていると考えられるが、正規状態であっても応力ひずみ関係が軟化型となっている。

有効応力経路では、拘束圧が 2.0MPa のケースでは、せん断初期に急勾配で立ち上がっており、平成 26 年度[3]に実施した高密度ケース（拘束圧が大きなケース）と類似の形状を示している。一方、せん断前の圧密過程で膨潤挙動を示した拘束圧が 0.5MPa のケースでは、応力状態が過圧密状態となっていると考えられるため、せん断初期の立ち上がりが他のケースよりも直線的であり、ピーク強度から残留強度に至る挙動は重い過圧密土の挙動に類似している。拘束圧が 1.0MPa のケースでは、両者の中間のような有効応力経路である。

図 3.2.5-17 には、応力履歴の違いによる有効応力経路の形状の違いを比較し易くするために、図 3.2.5-16 に示した有効応力経路を各拘束圧で正規化した有効応力経路を示す。図から、せん断初期の有効応力経路の立ち上がりの勾配は、拘束圧が低いほど急であることが分かる。このことは、過圧密状態の粘土を等体積せん断すると弾力的な挙動を示すために、せん断中拘束圧が変化しないが、正規圧密状態の粘土を等体積せん断するとせん断中にダイレイタンシーに伴う過剰間隙水圧の分だけ有効応力が低下する（有効応力経路は左に移動する）という、従来の粘土の非排水せん断挙動と合致した挙動がベントナイトであっても得られることを示唆している。

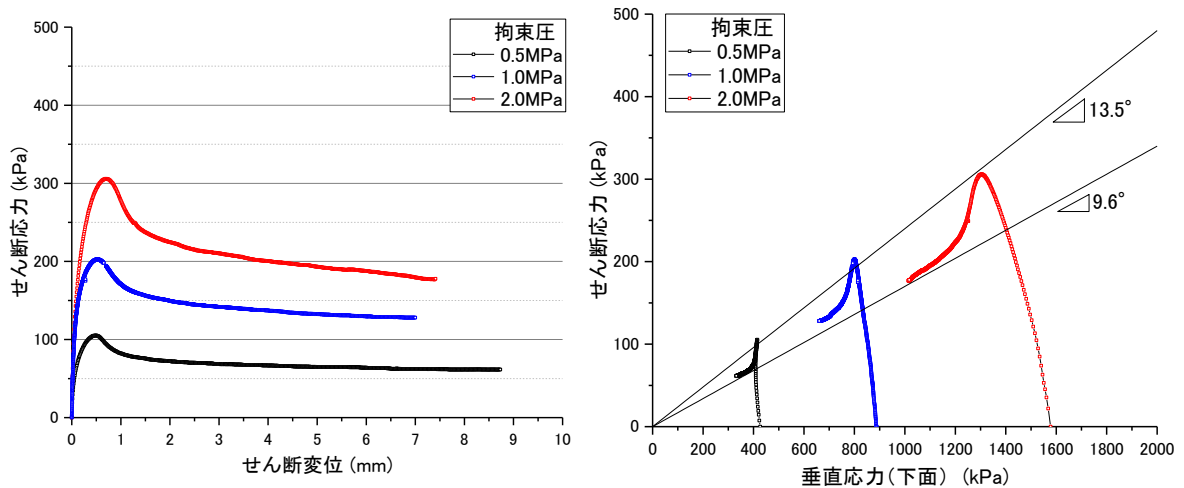


図 3.2.5-16 せん断中の応力ひずみ関係と有効応力経路

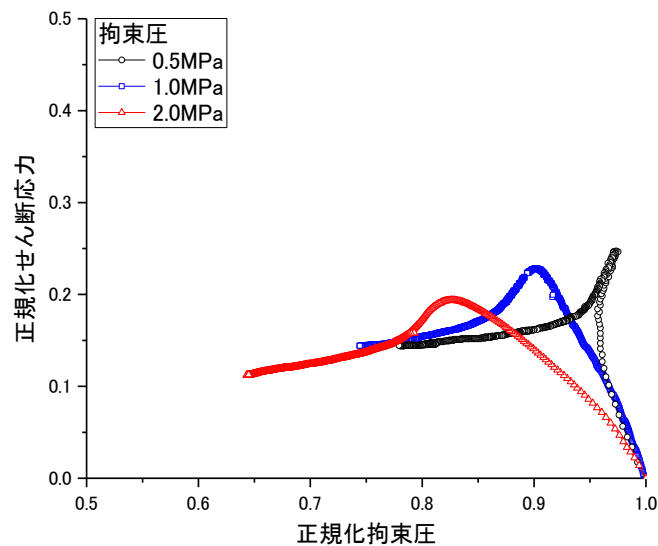


図 3.2.5-17 拘束圧で正規化した有効応力経路

図 3.2.5-18 には、 $\rho$  d-log $p$  平面、及び e-log $p$  平面での全試験過程における応力経路を示している。図から、平成 26 年度の低密度ケースは一次元排気圧縮後に応力を維持したままでせん断されているのに対して、高密度ケースは一次元排気圧縮後に応力が低下（図中赤丸箇所）していることが分かる。これは、言い換えれば、平成 26 年度の低密度ケースは正規圧密状態、高密度ケースは過圧密状態でせん断されていることになる。このことは、平成 27 年度の試験結果から得られた、応力履歴による有効応力経路の変化とも整合している。図 3.2.5-13 で説明すれば、高密度ケースが過圧密供試体であり、低密度供試体が正規圧密供試体に相当することになる。

ベントナイト系人工バリア材料であっても、正規圧密状態ではせん断時に過剰間隙水圧が発生することが分かったが、ベントナイト系人工バリア材料の場合、過剰間隙水圧の発生領域では浸透膨潤による局所的な密度低下も考えられる。一般的な過圧密粘土供試体における

非排水せん断時の有効応力経路は、せん断応力が漸増して限界状態に至るが、ベントナイト系人工バリア材料の場合、正規圧密状態であってもピーク強度を示す。さらに、一般的な過圧密粘土供試体における非排水せん断時の有効応力経路は直線的に拘束圧軸に対して垂直に増加するのが典型的であるが、本試験における過圧密供試体のせん断時の有効応力経路は反り上がる傾向を示す。

これらの一般的な粘性土と異なる挙動の原因が、図 3.2.5-13 に示したような、せん断時の間隙水のマイグレーションに伴う浸透膨潤による影響であるかどうかは、せん断試験後の供試体の速やかな解体などを行い、含水比分布や密度分布を取得する必要がある。今後の課題である。

さらに、図 3.2.5-18 に示した、 $\rho_d$ -log $p$  平面、及び e-log $p$  平面での全試験過程における応力経路では、一次元排気圧縮終了時の応力が完全飽和線を越えている。これは、垂直応力を供試体下面で評価していること、供試体の底面に凹凸があるためであると考えられる。

限界状態線は、平成 25 度の結果から規定しているが、平成 26 年度の結果も併せて、平成 27 年度の結果もほぼ同じ限界状態線に至っている。このことから、ベントナイト系材料の限界状態線は、応力履歴に依らず、間隙比と拘束圧の関係において平行にならず、乾燥密度と間隙比の関係において平行と見なすことが妥当と考えられる。

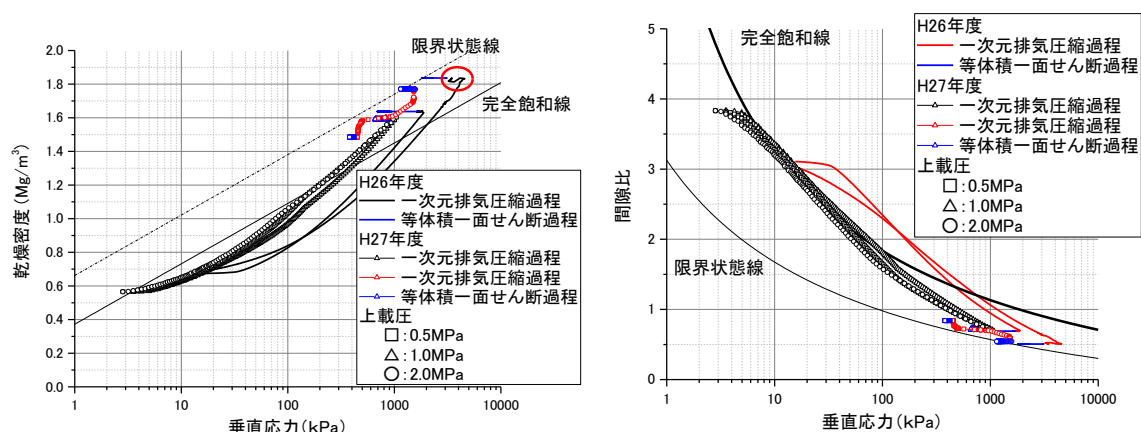


図 3.2.5-18  $\rho_d$ -log $p$  平面、及び e-log $p$  平面での全試験過程における応力経路

## (2) せん断挙動に対する変質影響評価

### 1) 試験概要

本検討では、これまで、図 3.2.5-19 に示すような試験装置を用いて膨潤圧試験を実施し、ベントナイト系人工バリア材料の膨潤挙動に対して変質挙動が及ぼす影響について検討を行ってきた。その一方で、図 3.2.5-20 に示すような試験装置を用いて、蒸留水を用いた一面せん断試験を実施して、主にせん断時の飽和乾燥密度などの応力履歴をパラメータとしたせん断挙動について検討してきた。

今年度は、図 3.2.5-20 に示すような一面せん断試験装置を用いて、せん断挙動に対する変質影響評価を実施する。

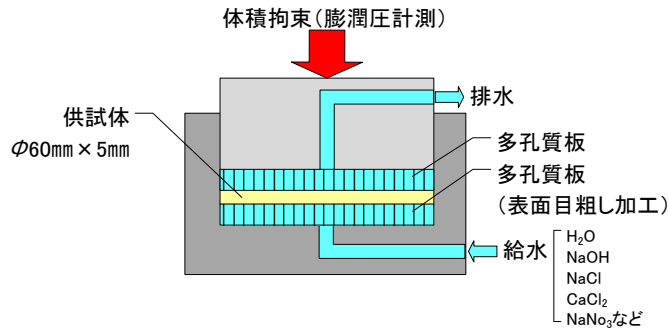


図 3.2.5-19 膨潤挙動に対する変質影響評価のイメージ図

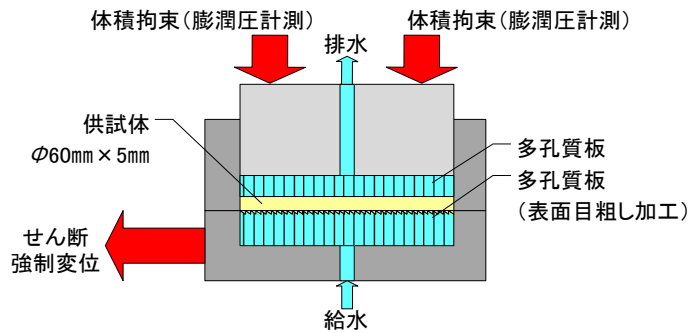


図 3.2.5-20 せん断挙動に対する変質影響評価のイメージ図

供給液は比較のための蒸留水と NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液として、イオン強度はどちらも 0.1 とした。試験手順は以下の通りである。

- ① せん断箱内で、蒸留水を用いて乾燥密度 1.6Mg/m<sup>3</sup> の飽和含水比(26%程度)に調整したクニゲル V1 を、過剰間隙水圧が発生しないように十分にゆっくりと一次元排気圧縮し、乾燥密度 1.6Mg/m<sup>3</sup> になるようにする。
- ② 供試体下面から供給水を作用させる。
- ③ 体積一定条件で一面せん断試験を実施する。
- ④ せん断試験後はせん断面の鉱物分析を行う。

これらのケースをまとめると表 3.2.5-5 のようになる。図 3.2.5-21 には試験結果のイメージを示す。

表 3.2.5-5 せん断挙動に対する変質影響評価試験ケース

鉱物	一次元排気圧縮時の 間隙液組成	供給液	イオン強度	初期 乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	備考
クニゲル V1	蒸留水	H <sub>2</sub> O	—	1.6	供給液をせん断面に供給し変質させる
		NaCl	0.1	1.6	
		CaCl <sub>2</sub>	0.1	1.6	

※NaOH のモル濃度をパラメータに振るとイオン強度の影響評価になる(瞬時に変質しない)ので、Ca 型化の影響が見込める CaCl<sub>2</sub> を加えた。



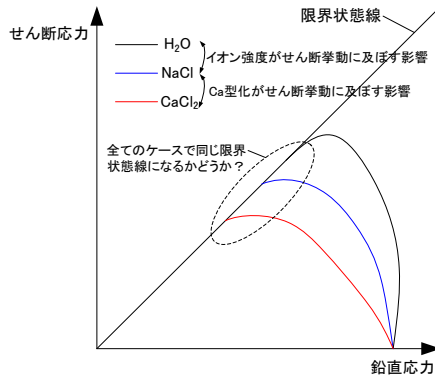


図 3.2.5-21 せん断試験成果のイメージ図

表 3.2.5-6 には、せん断挙動に対する変質影響評価試験の各工程時の供試体諸元を示す。一次元排気圧縮前と直後は概ね同じ応力履歴をえていることが分かる。一方、一次元排気圧縮後に液種を変更させた場合に応力に変化が発生している。

表 3.2.5-6 せん断挙動に対する変質影響評価試験の供試体諸元

	材料	蒸留水	NaCl 水溶液	CaCl <sub>2</sub> 水溶液
一次元排気圧縮前	土粒子密度 $\rho_s$ (g/cm <sup>3</sup> )	2.733	2.733	2.733
	直径 $D$ (cm)	6.000	6.000	6.000
	高さ $H_0$ (cm)	1.5000	1.5000	1.5000
	断面積 $A$ (cm <sup>2</sup> )	28.274	28.274	28.274
	体積 $V_0$ (cm <sup>3</sup> )	42.412	42.412	42.412
	溝体積 $V_g$ (cm <sup>3</sup> )	1.319	1.319	1.319
	全体積 $V_0$ (cm <sup>3</sup> )	43.731	43.731	43.731
	湿潤質量 $m_w$ (g)	30.78	30.64	30.72
	含水比 $w$ (%)	24.46	23.91	24.23
	乾燥質量 $m_s$ (g)	24.73	24.73	24.73
一次元排気圧縮後	垂直応力(上面) (kPa)	1944.64	1957.61	1667
	垂直応力(下面) (kPa)	1786.07	1809.65	1521.40
	垂直変位 (mm)	10.000	10.000	1376.99
	供試体高さ (mm)	5.000	5.000	10.000
	乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	1.600	1.600	5.000
	間隙比 (---)	0.708	0.708	1.600
	飽和度 (%)	94.4	92.3	0.708
(液種変化後) せん断直前	垂直応力(上面) (kPa)	1944.64	2258.85	1523.20
	垂直応力(下面) (kPa)	1786.07	1149.45	1238.46
	垂直変位 (mm)	10.000	1091.69	1177.75
	供試体高さ (mm)	5.000	0.000	0.000
	乾燥密度 (g/cm <sup>3</sup> )	1.600	5.000	5.000
	間隙比 (---)	0.708	1.603	1.600
	飽和度 (%)	94.4	93.94	93.49

## 2) 試験結果

図 3.2.5-22 には  $p_a \cdot \log P$  平面、及び  $e \cdot \log P$  平面での全試験過程（一次元排気圧縮～溶液作用～等体積一面せん断）における応力経路を示す。図には、図 3.2.5-18 に示した完全飽和線と限界状態線も併せて示す。図から、各ケースの違いは等体積せん断過程のみであるため、全体的に大きな差異は見られない。

一次元排気圧縮中の間隙水は蒸留水であるため、全てのケースで圧縮中の経路はほぼ一致している。ここで、一次元排気圧縮時の飽和点が H<sub>2</sub>O の完全飽和線と一致していないのは、下面のポーラスメタルの凹凸の影響であると考えられる。その後、溶液を作用させた際の応力の変化量は、図 3.2.5-22 中に併せて示した蒸留水とイオン強度 0.1 の NaOH 水溶液の完



全飽和線の差とほぼ同程度であった。また、図 3.2.5-23 に示すように、せん断強度はまだ完全に残留状態には至っていないため、せん断過程の最終応力状態は限界状態に向かって推移している過程であると考えられる。液種を変化させても、限界状態に至る過程は大差なく、図 3.2.5-22 中に併せて示したこれまでの検討から取得した限界状態線に対して概ね整合する結果となった。このことから、液種が限界状態に及ぼす影響は小さい可能性がある。ただし、前述の一次元排気圧縮試験の結果から、間隙水のイオン強度が及ぼす影響は低応力レベル（低乾燥密度領域）において非常に大きいことから、低乾燥密度の場合の結果も実施する必要がある。

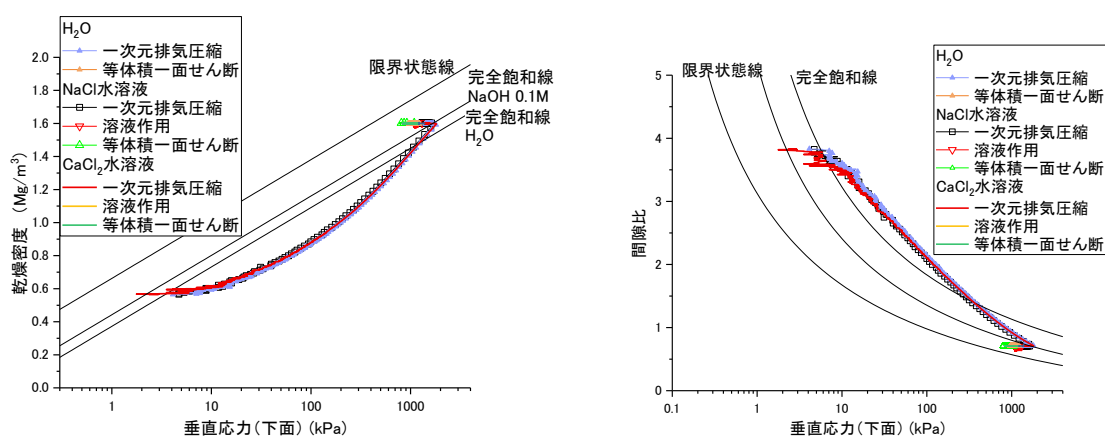


図 3.2.5-22  $\rho_d$ -logp 平面、及び e-logp 平面での全試験過程における応力経路

図 3.2.5-23 左図に液種の違いによるせん断挙動の違いを示す。全てのケースで一次元排気圧縮過程までは蒸留水を使用しているため、先行圧密圧力は同等と言えるが、一次元排気圧縮後に溶液を作用させた後に等体積一面せん断に移行するため、それぞれのケースで等体積一面せん断直前の鉛直応力（図 3.2.5-23 左図の X 切片）が異なっている。

全てのケースの有効応力経路は、図 3.2.5-16 に示した有効応力経路の正規圧密の場合に類似した形状であることが分かる。ただし、応力経路の形状は、蒸留水と NaCl 水溶液のケースで類似しており、CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは、他のケースに比べ応力経路の立ち上がりが緩い。さらに、蒸留水のケースは平成 27 年度のピーク強度での  $\phi$  や残留強度での  $\phi$  と同様であったのに対し、NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液を作用させたケースは、蒸留水よりもピーク強度と残留強度が若干増加した。また、NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液で比較すると、ピーク強度に若干の差異はあるものの、残留強度は概ね同等であった。

図 3.2.5-23 右図には、せん断変位とせん断応力の関係を示す。図に示すように、せん断直前の垂直応力が若干異なるのにも拘らず、蒸留水と NaCl 水溶液のケースのせん断変位とせん断応力の関係は全てのケースで概ね一致している。CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは、他のケースよりも剛性が小さめで、ピーク強度から残留強度に至る過程が緩やかである。

図 3.2.5-24 には、せん断直前の鉛直応力で正規化した有効応力経路を示す。図から、蒸留水から NaCl 水溶液に間隙水が変化すると、ピーク強度や残留強度が増加する可能性がある

ことが分かる。また、蒸留水から  $\text{CaCl}_2$  水溶液に変化すると、ピーク強度や残留強度が増加するとともに、ダイレイタンスーによる過剰間隙水圧の発生状況が変化することが分かる。

図 3.2.5-25 には各種応力の経時変化を示す。蒸留水のケースでは、せん断中に正のダイレイタンスーが発生し、一時的に垂直応力が増加に転じていることが分かる。この垂直応力の増加がダイレイタンスーによるものか局所的な膨潤によるものかは不明である。一方、 $\text{NaCl}$  水溶液のケースでは、垂直応力はせん断中に漸減し、せん断応力はなだらかなピークを示し、その後わずかに減少して定常に至っている。

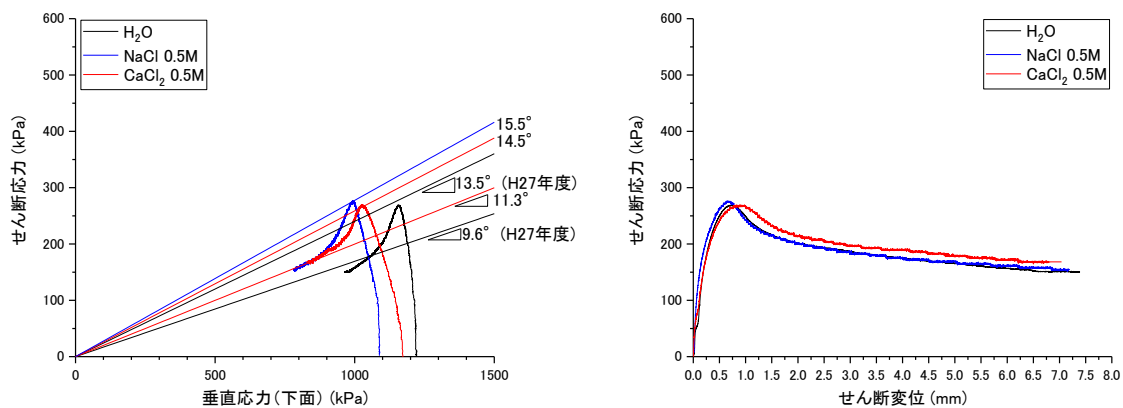


図 3.2.5-23 液種の違いによるせん断挙動の違い

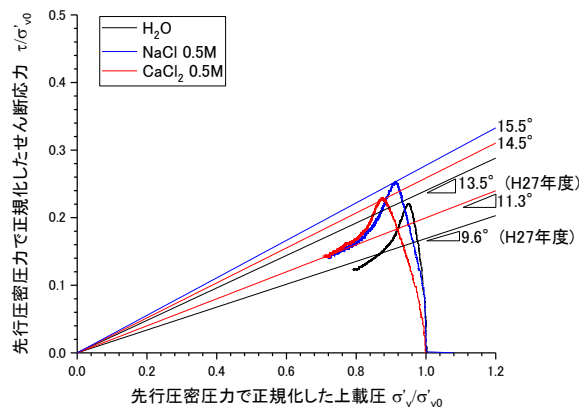


図 3.2.5-24 液種の違いによるせん断挙動の違い（正規化した有効応力経路）

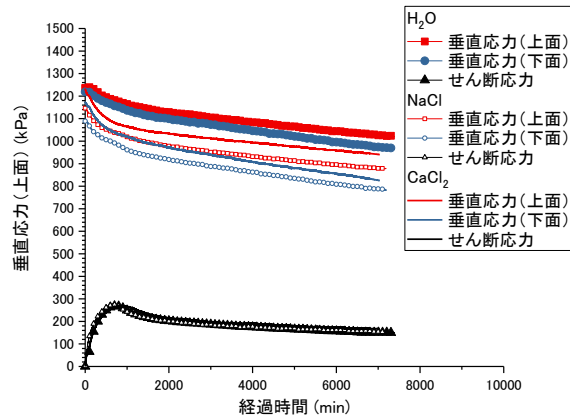


図 3.2.5-25 液種の違いによる各種応力の経時変化の違い

図 3.2.5-26 には、図 3.2.5-25 に示した供試体の上面と下面の垂直応力の差から算出した摩擦応力の推移を示す。蒸留水に比べて NaCl 水溶液のケースと CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースの摩擦応力が大きいことが分かる。また、蒸留水のケースと NaCl 水溶液のケースでは、摩擦応力の大きさは異なるが、せん断に伴う推移の傾向はほぼ同じである。

図 3.2.5-27 には、摩擦応力に各応力レベルで算出した  $\phi'$  を摩擦係数と見なして水平応力を算出し、垂直応力に三角形分布を仮定して重心位置で算出した垂直応力を用いて  $K_0$  値（水平応力/垂直応力）のせん断中の推移を示す。図から、ピーク強度付近までは  $K_0$  値が減少し、等方状態 ( $K_0=1$ ) 付近まで低下するが、その後、せん断応力が残留状態に至る過程で  $K_0$  値は漸増していることが分かる。 $K_0$  値の推移は、NaCl 水溶液のケースと CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは概ね一致しており、蒸留水のケースは、他のケースとその傾向は同様であるが、一定間隔で小さい傾向を示している。

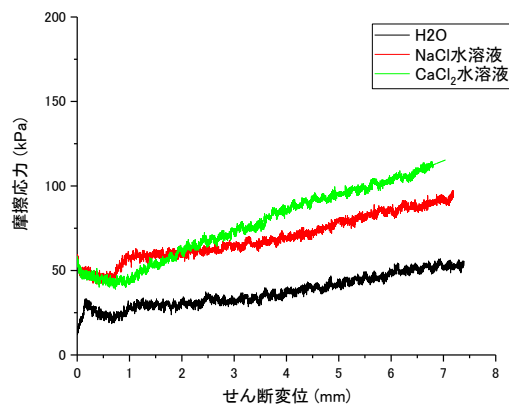


図 3.2.5-26 側面摩擦の推移

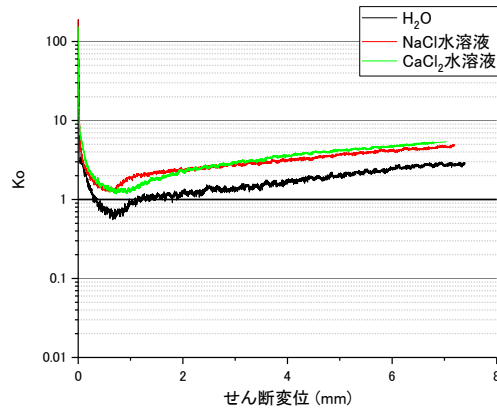


図 3.2.5-27 側面摩擦から算出した  $K_0$  値の推移

### (3) せん断挙動試験における供試体寸法の検討

#### 1) 試験概要

等体積一面せん断によるせん断挙動評価には以下のような得失が存在する。欠点としては、

- ① せん断中主応力が回転する。
  - ② 仮定をしなければ平均有効主応力~せん断応力関係を取得できない。
  - ③ ひずみの定義が出来ない。
- などが挙げられ、長所としては、
- ④ 供試体サイズが小さい。
  - ⑤ せん断面をある程度制御できる。
  - ⑥ 体積拘束が容易である。

などが挙げられる。

一方、三軸  $\bar{c}\bar{v}$  試験によるせん断挙動評価には以下のような得失が存在する。欠点としては、

- ① 供試体寸法が大きい( $\phi 50 \text{ mm} \times H100 \text{ mm}$ 程度が一般的)。
- ② 拘束圧付与に時間が掛かる。
- ③ 飽和中の膨潤挙動に対して体積拘束が難しい。

などが挙げられ、長所としては、

- ④ 3主応力を制御可能である。
- ⑤ 平均有効主応力~せん断応力関係を取得できる。
- ⑥ 応力ひずみ関係が取得できる。
- ⑦ 間隙水圧を計測できる。
- ⑧ さまざまな応力履歴を与えられる。

などが挙げられる。

等体積一面せん断の欠点を解決することは困難であるが、三軸  $\bar{c}\bar{v}$  試験の欠点①、②は供試体寸法を小さくすることで解決可能である。学会基準：土の三軸試験の供試体作製・設置方

法（JGS0520-2000）に依れば、最大粒径 20mm 以下の材料の三軸せん断試験の場合の供試体は、直径 35 mm～100 mmとして、供試体高さは直径の 1.5～2.5 倍の円筒形と定めている。ここでモンモリロナイトの 1 次粒子の粒子径は 100nm 程度と考えられるため、最大粒径 20mm に対して 20 万分の 1 であるのに対して、供試体寸法の範囲は 3 倍弱である。仮にベントナイト供試体の直径を 10 mmとしても、最大粒径に対して直径が 10 万倍であるのに対して、最大粒径 20mm の材料の供試体直径を 100 mmとした場合はわずかに 5 倍である。このことからベントナイト系人工バリア材料の直径を小さくすることはある程度の合理性があると考えられる。さらに、この供試体寸法は最大粒径だけでなく、計測精度などの面からも規定されていると考えられるため、計測精度が担保出来る範囲で供試体寸法をベントナイト系人工バリア材料に合わせて小さくすることは、上記の多くの長所に鑑みて検討に値するものと考えられる。

そこで、今年度は、クニゲル V1 を用いて、供試体直径をパラメータとした 1 軸圧縮せん断試験を行い、試験から得られる一軸圧縮強さや変形係数などを比較し、ベントナイト系人工バリアの場合の妥当な供試体寸法を取得する。

試験ケースをまとめると表 3.2.5-7 の通りである。表に示す通り、供試体直径は 10mm、20mm、35mm、50mm の 4 通りであり、縦横比は 2:1 とした。また、乾燥密度は 1.6Mg/m<sup>3</sup> である。供試体寸法を検討する場合、供試体作製の容易さも重要である。そこで、供試体作製方法として、所定の高さの供試体を 1 回の静的締固め（仕上がり厚さ＝供試体高さ）とした場合と、所定の高さの供試体を 10 層に分割して 10 回の静的締固め（仕上がり厚さ×10＝供試体高さ）とした場合も比較した。

表 3.2.5-8 に供試体諸元を示す。また、表 3.2.5-8 には一軸圧縮強さ、破壊ひずみ、変形係数も併せて示す。

表 3.2.5-7 せん断挙動評価に対する供試体寸法の影響評価試験ケース

鉱物	間隙液組成	供試体直径 φ(mm)	供試体高さ	初期乾燥密度 (Mg/m <sup>3</sup> )	1層当たりの仕上がり層厚(mm)		備考
クニゲル V1	蒸留水	10	φ×2	1.6	1 層 締固め	20	各 3 回実施する
		20		1.6		40	
		35		1.6		70	
		50		1.6		100	
		10	φ×2	1.6	10 層 締固め	2	各 3 回実施する
		20		1.6		4	
		35		1.6		7	
		50		1.6		10	

表 3.2.5-8 せん断挙動評価に対する供試体寸法の影響評価試験の供試体諸元および試験結果

供試体 No		φ10mm					
		1層締固め			10層締固め		
		No.1	No.2	No.3	No.1	No.2	No.3
直径	φ (cm)	0.996	0.993	0.994	0.999	0.999	0.999
高さ	H (cm)	2.038	2.036	2.034	2.005	2.002	2.000
体積	V (cm <sup>3</sup> )	1.589	1.578	1.577	1.571	1.568	1.567
湿潤質量	mt (g)	3.0600	3.1100	3.1100	3.1360	3.1240	3.1250
乾燥質量	md (g)	2.4900	2.5400	2.5100	2.5800	2.5780	2.5810
含水比	w (%)	22.89	22.44	23.90	21.55	21.18	21.08
湿潤密度	ρt (g/cm <sup>3</sup> )	1.926	1.971	1.972	1.997	1.993	1.995
乾燥密度	ρd (g/cm <sup>3</sup> )	1.567	1.610	1.592	1.643	1.644	1.647
間隙比	e	0.744	0.698	0.717	0.664	0.662	0.659
飽和度	Sr (%)	84.14	87.90	91.13	88.73	87.43	87.41
一軸圧縮強さ	qu (kN/m <sup>2</sup> )	1505.26	1664.56	1580.67	2137.17	2132.08	2299.44
破壊ひずみ	ε (%)	5.41	5.46	5.86	4.36	4.30	4.86
変形係数	E50 (MN/m <sup>2</sup> )	5.83E+01	6.14E+01	6.42E+01	8.72E+01	1.02E+02	8.50E+01
供試体 No		φ20mm					
		1層締固め			10層締固め		
		No.1	No.2	No.3	No.1	No.2	No.3
直径	φ (cm)	1.995	1.993	1.994	1.998	1.998	1.998
高さ	H (cm)	4.052	4.059	4.074	3.998	4.001	4.004
体積	V (cm <sup>3</sup> )	12.665	12.661	12.725	12.533	12.547	12.550
湿潤質量	mt (g)	25.1900	25.0600	25.2800	25.0400	25.0460	25.0870
乾燥質量	md (g)	20.3300	20.3400	20.4900	20.2140	20.3020	20.3050
含水比	w (%)	23.91	23.21	23.38	23.87	23.37	23.55
湿潤密度	ρt (g/cm <sup>3</sup> )	1.989	1.979	1.987	1.998	1.996	1.999
乾燥密度	ρd (g/cm <sup>3</sup> )	1.605	1.607	1.610	1.613	1.618	1.618
間隙比	e	0.703	0.701	0.697	0.695	0.689	0.689
飽和度	Sr (%)	93.00	90.45	91.63	93.94	92.68	93.39
一軸圧縮強さ	qu (kN/m <sup>2</sup> )	1507.62	1537.25	1455.75	1716.10	1785.65	1737.96
破壊ひずみ	ε (%)	5.12	5.41	4.54	4.93	4.79	4.80
変形係数	E50 (MN/m <sup>2</sup> )	8.83E+01	9.02E+01	7.58E+01	7.98E+01	7.93E+01	8.29E+01
供試体 No		φ35mm					
		1層締固め			10層締固め		
		No.1	No.2	No.3	No.1	No.2	No.3
直径	φ (cm)	3.492	3.495	3.497	3.496	3.496	3.496
高さ	H (cm)	7.004	6.997	6.992	6.998	7.001	7.001
体積	V (cm <sup>3</sup> )	67.091	67.128	67.138	67.151	67.210	67.192
湿潤質量	mt (g)	134.5600	134.0200	134.3300	133.9900	134.0200	133.9800
乾燥質量	md (g)	108.2800	107.6800	107.8600	107.9600	108.1600	108.6100
含水比	w (%)	24.27	24.46	24.54	24.11	23.91	23.36
湿潤密度	ρt (g/cm <sup>3</sup> )	2.006	1.996	2.001	1.995	1.994	1.994
乾燥密度	ρd (g/cm <sup>3</sup> )	1.614	1.604	1.607	1.608	1.609	1.616
間隙比	e	0.693	0.704	0.701	0.700	0.698	0.691
飽和度	Sr (%)	95.66	94.99	95.66	94.15	93.58	92.42
一軸圧縮強さ	qu (kN/m <sup>2</sup> )	1420.15	1436.29	1412.84	1453.60	1424.29	1509.74
破壊ひずみ	ε (%)	4.85	5.03	4.23	4.42	4.40	4.35
変形係数	E50 (MN/m <sup>2</sup> )	7.84E+01	7.17E+01	9.26E+01	9.36E+01	8.33E+01	9.68E+01
供試体 No		φ50mm					
		1層締固め			10層締固め		
		No.1	No.2	No.3	No.1	No.2	No.3
直径	φ (cm)	5.000	5.000	5.000	5.000	5.001	5.000
高さ	H (cm)	9.993	9.998	10.008	9.993	9.990	10.011
体積	V (cm <sup>3</sup> )	196.215	196.336	196.523	196.202	196.196	196.526
湿潤質量	mt (g)	392.8100	393.9000	394.9900	391.4900	393.0300	393.0500
乾燥質量	md (g)	315.7300	316.6200	317.3900	315.3000	316.5300	316.3700
含水比	w (%)	24.41	24.41	24.45	24.16	24.17	24.24
湿潤密度	ρt (g/cm <sup>3</sup> )	2.002	2.006	2.010	1.995	2.003	2.000
乾燥密度	ρd (g/cm <sup>3</sup> )	1.609	1.613	1.615	1.607	1.613	1.610
間隙比	e	0.698	0.695	0.692	0.701	0.694	0.698
飽和度	Sr (%)	95.53	96.02	96.53	94.25	95.18	94.94
一軸圧縮強さ	qu (kN/m <sup>2</sup> )	1476.32	1547.66	1519.88	1397.18	1447.25	1406.53
破壊ひずみ	ε (%)	5.35	5.86	5.67	4.36	3.84	4.31
変形係数	E50 (MN/m <sup>2</sup> )	9.16E+01	8.90E+01	7.92E+01	8.21E+01	8.92E+01	7.42E+01

## 2) 試験結果

図 3.2.5-28 には様々な供試体寸法の一軸圧縮試験の結果として、応力とひずみの関係を示す。図には、供試体の作製方法の違いの影響も併せて示す。図から、供試体の寸法が大きくなる程、同じ方法で作製した応力ひずみ関係のばらつきが小さいことが分かる。一方、供試体の作製方法の違いによる応力ひずみ関係の違いは、 $\phi 35\text{mm}$  のケースが最も影響が小さく見える。

ここで、表 3.2.5-9 には、一軸圧縮試験後の供試体一覧を示す。写真から、1層締固めに比べ、10層締固めのせん断面が幾何学的に複雑であることが分かる。一般的に、締固め層内では、表面が高密度であり、底面が低密度になる。このため、1層締固めは供試体の上面が高密度で底面が低密度である。一方、10層締固めは各層毎に上面が高密度で底面が低密度となっている。物体の強度は最弱部で決まる為、締固め方法の相違に起因する低密度領域の位置の相違によってせん断面が異なると考えられる。また、せん断面が幾何学的に複雑になるほど強度が高くなると考えられるため、10層締固めで作製した供試体の方が、1層締固めで作製した供試体よりも強度が大きくなるのが自然である。

このように考えると、供試体寸法で $\phi 10\text{mm}$ 、 $20\text{mm}$ の10層締固めが妥当な結果を示しており、 $\phi 35\text{mm}$ 以上になると、10分割して締固めても各層内の密度分布が供試体全体の強度に対して大きな影響を及ぼしていることが予想される。

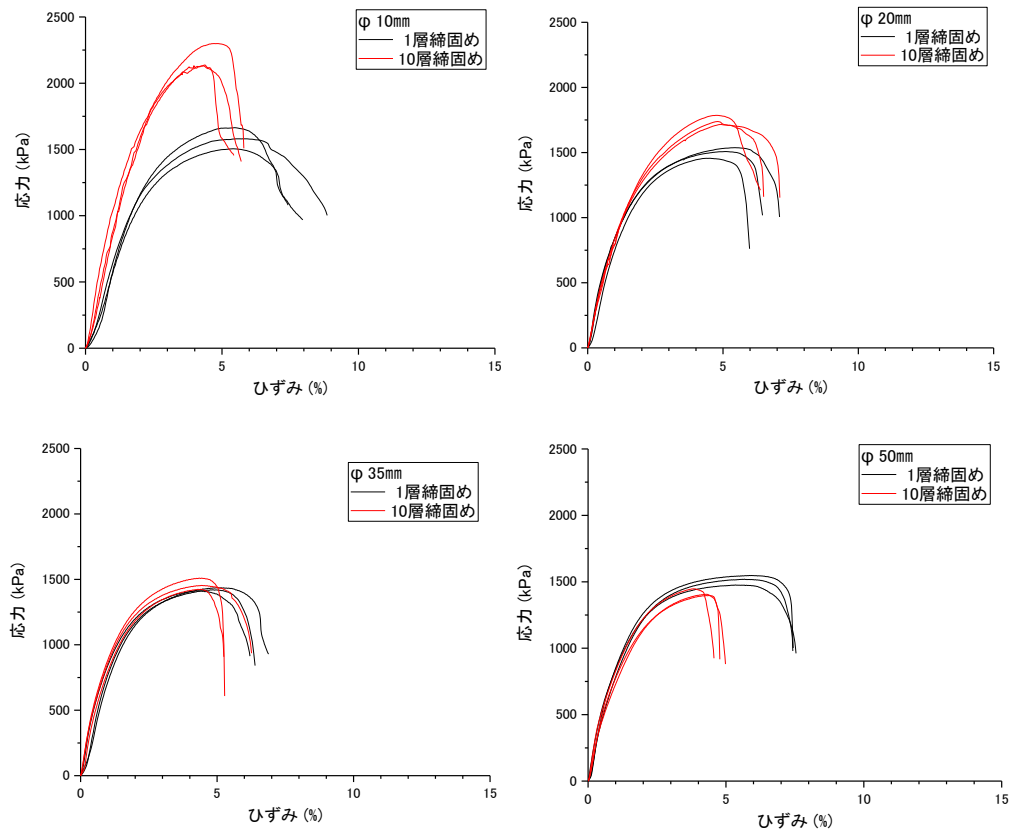


図 3.2.5-28 様々な供試体寸法の一軸圧縮試験結果 (応力～ひずみ関係)

































図 3.2.5-29 には、供試体寸法と一軸圧縮試験結果のまとめとして、供試体直径と一軸圧縮強度、変形係数、破壊ひずみの関係を示す。10 層締固めの一軸圧縮強度は、供試体寸法が小さくなる程大きくなり、1 層締固めは供試体寸法に鈍感である。ただし、1 層締固めの一軸圧縮強さは、10 層締固めの一軸圧縮強度の下限値と一致しており、 $\phi 10\text{mm}$  であっても 1 層締固めで供試体を作製すると密度の不均質さによって強度が低下することを示している。変形係数は供試体寸法や作製方法に対して鈍感であるが、 $\phi 10\text{mm}$  であるとばらつく傾向があることが分かる。これは、供試体寸法が小さく作製精度が悪化するためであると考えられる。破壊ひずみに関しては、10 層締固めの供試体では寸法に依らずほぼ一定であるが、1 層締固めの場合、供試体寸法が大きくなる程大きくなる傾向がある。これは、1 層締固めで供試体寸法が大きくなる程、密度の小さい領域が大きくなり、破壊に至るまでの変形量が増えるためだと考えられる。図 3.2.5-30 には、供試体作製時の撒出し厚と強度・剛性の関係を示す。撒出し厚が  $20\text{mm}$  よりも小さくなると、強度と剛性が急激に増加する傾向を示している。このことから、均質に供試体を作り、低密度領域の影響を小さくするためには供試体寸法を極力小さくする必要がある。一方、図 3.2.5-31 には、供試体寸法ごとの作製精度を示す。図から、締固め方法に依らず  $\phi 20\text{mm}$  の供試体のばらつきが最も小さいことが分かる。供試体寸法を小さくすると、わずかな人為的誤差の試験結果に及ぼす影響が大きくなるため、供試体寸法の決定には様々な観点から検討する必要がある。

以上から、一軸圧縮試験における供試体寸法の影響評価をまとめると表 3.2.5-10 のようになる。総合的に判断すると、圧縮せん断試験に供するベントナイト系人工バリア材料の寸法は  $\phi 20\text{mm} \times$  高さ  $40\text{mm}$  が妥当であると言える。また、締固め層数は、 $\phi 10\text{mm}$  で 10 層締固めの方が圧縮強度が高かったことから、 $\phi 20\text{mm}$  においても 20 層以上の締固め層数が望ましいと言える。ただし、あまり締固め層数を増やすと、1 層当たりの撒き出し量が小さくなり、均一に撒き出せなくなるなどの新たな誤差要因が生じるので注意を要する。

図 3.2.5-32 には、 $\phi 20\text{mm} \times H40\text{mm}$  の供試体の一軸圧縮試験結果を示す。図から、 $\phi 20\text{mm}$  の供試体寸法でも十分な精度で乾燥密度の違いによる一軸圧縮強度の差異を表すことができ、再現性も担保出来ることが分かる。



表 3.2.5-9 一軸圧縮試験後の供試体一覧

供試体	作製方法	0°	90°	180°	270°
φ 10mm	1層締固め				
	10層締固め				
φ 20mm	1層締固め				
	10層締固め				
φ 35mm	1層締固め				
	10層締固め				
φ 50mm	1層締固め				
	10層締固め				

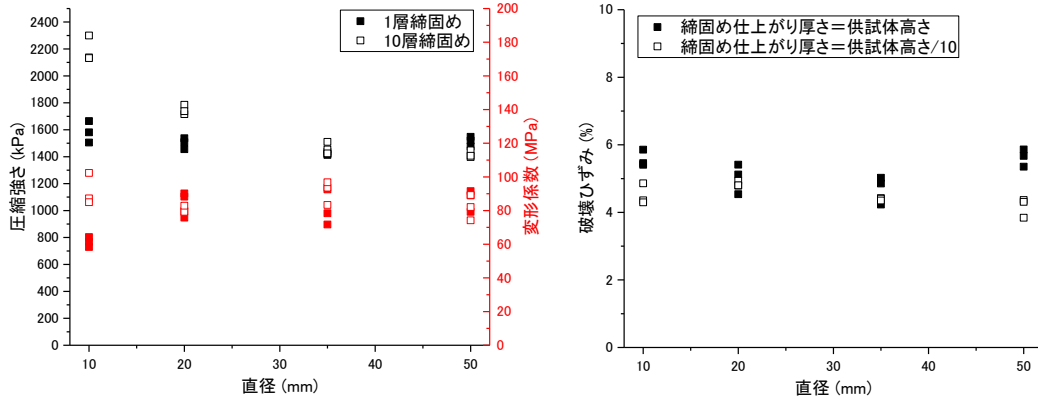


図 3.2.5-29 供試体寸法と一軸圧縮試験結果のまとめ

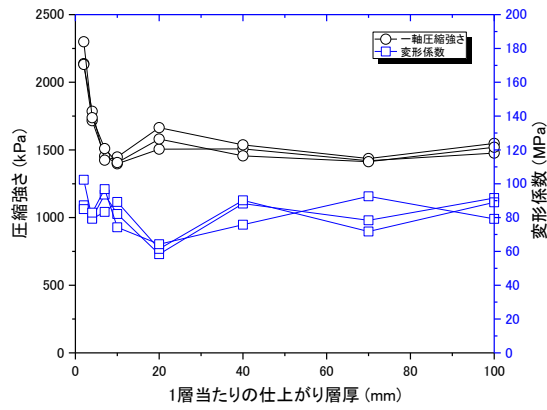


図 3.2.5-30 供試体作製時の撤出厚と強度・剛性の関係

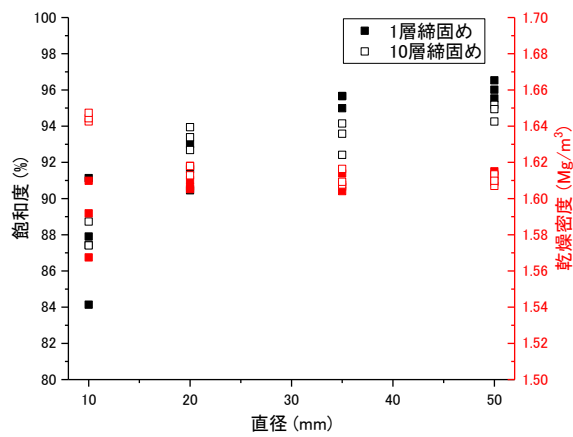


図 3.2.5-31 供試体寸法ごとの作製精度

表 3.2.5-10 一軸圧縮試験における供試体寸法の影響評価

供試体直径 (mm)	試験時間短縮効果	取り扱い	寸法精度	密度分布	試験精度	総合評価	
10	0.04	×	×	○	○	試験時間は非常に短縮できるが、取り扱いに難がある	○
20	0.16	○	○	○	○	試験時間が短縮できて、試験精度も確保できる	◎
35	0.5	○	△	△	△	精度はそこそこであるが試験時間が非常に長くなる	△
50	1	○	×	×	×	精度が悪く、試験時間が非常に長くなる	×

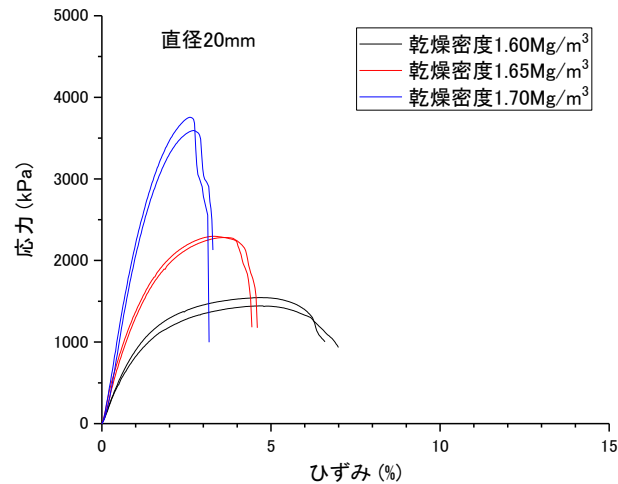


図 3.2.5-32 φ 20mm×H40mm の供試体の一軸圧縮試験結果

### 3.2.6 力学挙動に関する試験とモデル化のまとめ

#### (1) 完全飽和線のモデル化（排気一次元圧縮試験）

平成 26 年度に完全飽和線を高度化するために、新たに  $\sigma'_{vmin}$  なるパラメータを導入した修正完全飽和線、

$$\rho_d / \rho_w = C_\alpha \ln(\sigma'_v - \sigma'_{vmin}) + \bar{\rho}_d$$

を用いて、高含水比材料のベントナイト（クニゲル V1）、Ca 型ベントナイト（Ca 型化クニゲル V1）、モンモリロナイト（クニピア）の一次元排気圧縮試験を実施し、高度化の妥当性確認と  $\sigma'_{vmin}$  の取得を行った。その結果、完全飽和線は乾燥密度～logP 平面で直線とはならず、高含水比領域では低乾燥密度側（高間隙比側）に折れ曲がること示唆された。この実験事実を表現するためには、上式の  $\sigma'_{vmin}$  の符号は“-（マイナス）”であり、クニゲル V1、Ca 型化クニゲル V1、クニピアの  $\sigma'_{vmin}$  が、それぞれ 0.04MPa、0.24MPa、0.50MPa となることが分かった。

これまでのベントナイトの圧密挙動の成果を踏まえ、ベントナイト系人工バリア材料の完全飽和線に対して間隙水組成が及ぼす影響について調べた。ベントナイト系人工バリア材料としては人工クニゲル V1（モンモリロナイト含有率 60mass%程度）、間隙水組成としては、NaOH

水溶液（イオン強度：0.01、0.1）を用いた。さらに、セメント浸出液を模擬した模擬 Region I 浸出液と模擬 Region I 浸出液と同じイオン強度の NaOH 水溶液も用いた。

試験結果の結果、NaOH 水溶液がイオン強度 0.01 程度であれば完全飽和線は蒸留水と大差ないことが分かった。ただし、低応力レベル（低乾燥密度領域）の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  は、0.1MPa であった。これは、低応力レベル（低乾燥密度領域）では間隙水のイオン強度が土骨格に及ぼす影響が大きいためであると考えられる。

一方、NaOH 水溶液がイオン強度 0.1 の場合、完全飽和線の基準乾燥密度  $\bar{\rho}$  が 1.45Mg/m<sup>3</sup> から 1.52Mg/m<sup>3</sup> に平行移動した。この際の低応力レベル（低乾燥密度領域）の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  は、0.1MPa のままであった。さらに、イオン強度 0.5 の NaOH 水溶液でも完全飽和線はイオン強度 0.1 の NaOH 水溶液の場合と同等であった。このことは、既往の研究において、膨潤挙動に対するイオン強度の影響は 0.1 程度までが大きく、それ以上イオン強度が増加してもその影響は小さいという結果と整合している。また、NaOH 水溶液がイオン強度 0.01 から 0.5 まで低応力レベル（低乾燥密度領域）の膨潤挙動を規定するパラメータ  $\sigma'_{vmin}$  が 0.1MPa で一定なのは、低応力レベルでは、イオン強度 0.01 のイオン強度でも十分に大きな影響を及ぼし、それ以上イオン強度が増加しても、一次粒子の凝集などによる膨潤挙動への影響は小さいことを意味しているものと考えられる。

模擬 Region I 浸出液のケースでは、イオン強度が 0.5 程度で、陽イオンが K と Na が主体であるため、完全飽和線はイオン強度 0.5 が NaOH 水溶液の場合と同等であった。Region II の浸出液では、陽イオンとして Ca イオンが主体となるため、本試験とは異なる結果となる可能性もある。

本試験結果から、特定のイオン強度や pH を有する間隙水の場合の膨潤挙動も、H26 年度に高度化した完全飽和線で十分に表現可能であることが分かった。短期間ではモンモリロナイトの溶解が発生しないため、地下水組成の影響は pH よりもイオン強度によるものと考えた方が妥当である。

## (2) 膨潤挙動取得試験（荷重制御膨潤量試験）

これまでの検討で、二次鉱物の種類が膨潤挙動に及ぼす影響は小さく、膨潤挙動はモンモリロナイト含有率が支配的であること、モンモリロナイトは膨潤によって塑性化することなどが明らかとなっている。その一方で、モンモリロナイト含有率が同等なクニゲル V1 と人工ベントナイト（モンモリロナイト含有率 59%）では大きな相違がないが、モンモリロナイト含有率が小さいほど、荷重制御膨潤量試験の平衡値は完全飽和線よりも小さい値を示すことが分かった。さらに、モンモリロナイト含有率が高い場合でも、上載圧が小さく膨潤量が非常に大きいケースでも、その平衡値は完全飽和線よりも大きい値を示すことが分かった。

このため、モンモリロナイト含有率が低下する程、完全飽和線（正規圧密線）と膨潤線が乖離するものと考え、モンモリロナイト含有率と完全飽和線（正規圧密線）と膨潤線の乖離を定量評価した。完全飽和線（正規圧密線）と膨潤線の乖離の程度は非可逆比  $\Lambda$  を用いた。この非

可逆比は、完全飽和線の傾き  $C_a$  と膨潤線の傾き  $C_r$  を用いて、 $\Lambda=1-C_r/C_a$  として定義して、モンモリロナイト含有率と非可逆比  $\Lambda$  の関係を取得した。

試験の結果、非可逆比  $\Lambda$  は、クニゲル V1 のモンモリロナイト含有率である 40~60mass% 付近で急激に小さくなり、モンモリロナイト含有率が 60mass% 以上になると概ね 0.01 程度まで小さくなるという結果となり、これをもとに定式化した。

### (3) せん断挙動に関するモデル化

#### 1) せん断挙動に対する変質影響評価

ベントナイト系人工バリア材料のせん断挙動を取得すべく、等体積一面せん断を実施した。せん断面が地下水組成の変化によって化学的な影響を受けた場合に、上記の完全飽和線や限界状態線の関係が変化するかどうかを調べるために、蒸留水とイオン強度 0.1 の NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液をせん断前にせん断面に作用させた等体積一面せん断を実施した。

その結果、液種を変化させても、限界状態に至る過程は大差なく、これまでの検討から取得した限界状態線に対して概ね整合する結果となった。このことから、液種が限界状態に及ぼす影響は小さい可能性がある。ただし、前述の一次元排気圧縮試験の結果から、間隙水のイオン強度が及ぼす影響は低応力レベル（低乾燥密度領域）において非常に大きいことから、低乾燥密度の場合の結果も実施する必要がある。

応力経路の形状は、蒸留水と NaCl 水溶液のケースで類似しており、CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは、他のケースに比べ応力経路の立ち上がりが緩い。さらに、蒸留水のケースは H27 年度のピーク強度での  $\phi$  や残留強度での  $\phi$  と同様であったのに対し、NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液を作用させたケースは、蒸留水よりもピーク強度と残留強度が若干増加した。また、NaCl 水溶液と CaCl<sub>2</sub> 水溶液で比較すると、ピーク強度に若干の差異はあるものの、残留強度は概ね同等であった。せん断変位とせん断応力の関係は、せん断直前の垂直応力が若干異なるものにも拘らず、蒸留水と NaCl 水溶液のケースのせん断変位とせん断応力の関係は全てのケースで概ね一致している。CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは、他のケースよりも剛性が小さめで、ピーク強度から残留強度に至る過程が緩やかであった。せん断直前の鉛直応力で正規化した有効応力経路から、蒸留水から NaCl 水溶液に間隙水が変化すると、ピーク強度や残留強度が増加する可能性があることが分かった。また、蒸留水から CaCl<sub>2</sub> 水溶液に変化すると、ピーク強度や残留強度が増加するとともに、ダイレイタンスーによる過剰間隙水圧の発生状況が変化する可能性があることが分かった。

せん断箱の上下面に作用する垂直応力差から算出した摩擦応力に各応力レベルで算出した  $\phi'$  を摩擦係数と見なして水平応力を算出し、垂直応力に三角形分布を仮定して重心位置で算出した垂直応力を用いて Ko 値（水平応力/垂直応力）のせん断中の推移を取得した。その結果、ピーク強度付近までは Ko 値が減少し、等方状態 (Ko=1) 付近まで低下するが、その後、せん断応力が残留状態に至る過程で Ko 値は漸増していることが分かる。Ko 値の推移は、NaCl 水溶液のケースと CaCl<sub>2</sub> 水溶液のケースは概ね一致しており、蒸留水のケースは、他のケースとその傾向は同様であるが、一定間隔で小さい傾向を示している。

## 2) せん断挙動試験における供試体寸法の検討

等体積一面せん断によるせん断挙動評価では、せん断中主応力が回転する、一般的には平均有効主応力~せん断応力関係を取得できない、ひずみの定義が出来ない、などの欠点があり、これらを解決することは難しい。一方、三軸 $\overline{CU}$ 試験によるせん断挙動評価では、供試体寸法が大きい( $\phi 50 \text{ mm} \times H100 \text{ mm}$ 程度が一般的)、拘束圧付与に時間が掛かる、飽和中の膨潤挙動に対して体積拘束が難しい、などの欠点が挙げられる。しかしながら、三軸 $\overline{CU}$ 試験の長所としては、3主応力を制御可能である、平均有効主応力~せん断応力関係を取得できる、応力ひずみ関係が取得できる、間隙水圧を計測できる、さまざまな応力履歴を与えられる、などが挙げられ、地盤材料のせん断挙動を取得するためには強力なツールである。そこで、三軸 $\overline{CU}$ 試験の欠点を解決し、ベントナイト系人工バリア材料のせん断挙動のモデル化に適用するために、供試体寸法を小さくした場合の試験結果の変化について、一軸圧縮せん断試験によって調べた。

クニゲル V1 を用いて、供試体直径をパラメータとした 1 軸圧縮せん断試験を行い、試験から得られる一軸圧縮強さや変形係数などを比較し、ベントナイト系人工バリアの場合の妥当な供試体寸法を取得した。供試体直径は 10mm、20mm、35mm、50mm の 4 通りであり、縦横比は 2:1 とした。また、乾燥密度は  $1.6\text{Mg/m}^3$  である。供試体作製方法として、所定の高さの供試体を 1 回の静的締固め（仕上がり厚さ＝供試体高さ）とした場合と、所定の高さの供試体を 10 層に分割して 10 回の静的締固め（仕上がり厚さ $\times 10$ ＝供試体高さ）とした場合も比較した。

試験結果から、10 層締固めの一軸圧縮強度は、供試体寸法が小さくなる程大きくなり、1 層締固めは供試体寸法に鈍感であったが、撒出し厚が 20mm よりも小さくなると、強度と剛性が急激に増加する傾向があることが分かった。このことから、均質に供試体を作るためには、供試体寸法を極力小さくするとともに、撒き出し厚を小さくする必要があることが分かった。ただし、その一方で、供試体寸法を小さくすると、わずかな人為的誤差の試験結果に及ぼす影響が大きくなるため、供試体寸法の決定には様々な観点から検討する必要がある。

以上から、一軸圧縮試験における供試体寸法の影響評価を総合的に判断すると、圧縮せん断試験に供するベントナイト系人工バリア材料の寸法は  $\phi 20\text{mm} \times$  高さ 40mm が妥当であると言える。また、締固め層数は、 $\phi 10\text{mm}$  で 10 層締固めの方が圧縮強度が高かったことから、 $\phi 20\text{mm}$  においても 20 層以上の締固め層数が望ましいと言える。ただし、あまり締固め層数を増やすと、1 層当たりの撒き出し量が小さくなり、均一に撒き出せなくなるなどの新たな誤差要因が生じるので注意を要する。

### 3.3 水理挙動に関するモデル化

#### 3.3.1 これまでの成果

##### (1) Kozeny-Carman 則

本検討では、浸潤に伴うモンモリロナイトの微視的構造の変化を考慮できるベントナイトの水理モデルとして、Kozeny-Carman 則を採用し、様々な検討を実施してきた。以下に、そのレビューを行う。

先ず、Kozeny-Carman 則は次式の通りである：

$$k = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e} \quad (\text{式 3.3-1})$$

ここで、 $k$  は透水係数、 $C$  は土粒子の形状係数（通常 5 で一定）、 $\rho$  は間隙液の密度、 $g$  は重力加速度、 $\mu$  は粘性係数、 $S_v$  は単位体積当たりの表面積（比表面積）、 $e$  は間隙比である。なお、図 3.3.1-1 に示した比表面積は単位質量当たりの表面積であり、Kozeny-Carman 則に必要な単位体積当たりの表面積にするためには乾燥密度を乗じるなどの計算が必要であることに注意が必要である。さらに、表中の比表面積は大量の水に対して十分に分散させた系での比表面積であり、Kozeny-Carman 則に必要なのはある乾燥密度に締められた状態での比表面積であることにも注意を要する。

この Kozeny-Carman 則は、球状の土粒子と Hazen-Poiseuille 流れを仮定しており、本検討対象と必ずしも整合しない点があるといえるものの理論的に導かれた式であるため、透水係数の定義できる乾燥密度の範囲  $0 < \rho_d < \rho_s$  において単調減少関数であるなど、大局的には物理現象を齟齬なく表現できる長所がある。さらに、この Kozeny-Carman 則は、(式 3.3-1) に示すように、微視的構造を表すパラメータと巨視的構造を表すパラメータから成っている。すなわち、間隙比は、全土粒子体積に対する全間隙体積の割合であり、それだけでは土粒子の細かさや土粒子構造の変化を表現できないために巨視的構造のパラメータと言え。一方、比表面積は、粒径の大きさや膨潤程度などによって変化する土粒子構造に応じて変化するため、微視的構造のパラメータと言え。例えば、(式 3.3-1) を用いれば、図 3.3.1-1 に示したカオリナイトとモンモリロナイトの同じ間隙比での透水係数の違いを表 3.3.1-1 に示した比表面積の差として表すことが可能であり、さらに体積一定条件下での浸透膨潤による微視的構造でも、比表面積の増加として止水性能の向上（透水係数の低下）を表現可能である。

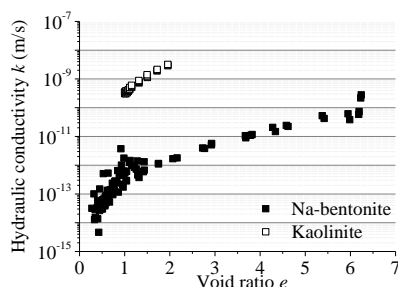


図 3.3.1-1 カオリナイトとモンモリロナイトの透水係数の比較

表 3.3.1-1 モンモリロナイトとカオリナイトの比表面積の比較[13]

粘土鉱物	粒子形状	粒径 μ m	比表面積 m <sup>2</sup> /g
モンモリロナイト	シート	0.1 × 0.1 × 0.001 ~ 1 × 1 × 0.001	760 ~ 810
カオリナイト	パネル シート	1 × 1 × 0.02 ~ 1 × 1 × 0.1	9 ~ 40

このように、ベントナイト系人工バリアの止水性能評価のための水理モデルとして **Kozeny-Carman** 則を採用した場合、これまで主流であった乾燥密度と透水係数の関係を実験的に取得するアプローチに比べて表現できる事象が多く、理論的に導かれた式であるために予測能力が高いと考えられる。その一方で、**Kozeny-Carman** 則を採用するためには、締固められた膨潤性粘性土のある浸潤状態の比表面積を体積一定条件で取得する必要がある。

## (2) XRD を用いた膨潤性粘土鉱物の比表面積の取得

ベントナイトの比表面積計測に関する既往の研究としては、**Kozaki** の研究[14]が挙げられる。**Kozaki** は、ベントナイト中の放射性核種の拡散挙動に対して微視的構造が及ぼす影響を評価するために、**SEM** や **AFM** による表面観察、粒度分布の測定、マイクロフォーカス X 線 **CT** による内部観察などを実施している。この中で、窒素ガスを用いた **BET** 法とエチレングリコールモノエチルエーテルを用いた表面吸着法 (**EGME** 法) による比表面積を実施し、両者の測定差から、1 次粒子間の表面積の算出を試みている (表 3.3.1-2 参照)。しかしながら、窒素ガスを用いた **BET** 法や **EGME** 法はどちらも粉体の絶乾試料を用いた試験であり、この試験で得られる表面積と **Kozeny-Carman** 則に必要な間隙流体と鉱物の接触面積とが必ずしも一致するとは限らない。

前述のように、ベントナイト系人工バリア中のベントナイトは締固められた膨潤性粘性土であり、乾燥密度だけでなく間隙を満たす液体の種類によって微視的構造が変化するものと考えられる。そのため、**Kozeny-Carman** 則でベントナイト系人工バリアの止水性能を評価するためには、浸潤状態のベントナイトの比表面積を体積一定条件で取得する方法が必要である。そこで本検討では、この比表面積を合理的に取得する方法を以下の通り提案した。

表 3.3.1-2 モンモリロナイト試料の **BET** 法および **EGME** 法による比表面積の測定結果[14]

粒径分布 Mesh	<b>BET</b> 法 m <sup>2</sup> /g	<b>EGME</b> 法 m <sup>2</sup> /g
100-200	45	7.0 × 10 <sup>2</sup>
<330	62	7.0 × 10 <sup>2</sup>

まず、鉱物表面における水 1 分子当たりの占有面積は、その射影面積として  $10.8\text{\AA}^2(\text{m}^2)$  として考えられる[15]。そのため、水の単位質量当たりの鉱物表面での占有面積  $s_g$  は次式で表される。



$$S_g = 10.8 \text{ \AA}^2 \times 6.02 \times 10^{23} / 18 = 3.6 \times 10^3 (\text{m}^2 / \text{g} - \text{water}) \quad (\text{式 3.3-2})$$

ここで、 $6.02 \times 10^{23}$  はアボガドロ数であり、 $18(\text{g/mole})$  は水の分子量である。

ここで、図 3.3.1-2 に示すように、水分子がモンモリロナイトの 1 次粒子の表面に過不足なく単分子吸着した場合、1 次粒子間には水分子が 2 層存在することになる。よって、この状態を 2 層膨潤状態と定義し、2 層膨潤状態の含水比を 2 層膨潤含水比  $w^*$  と定義する。この 2 層膨潤含水比  $w^*$  を用いると、単位質量当たりの比表面積  $sv$  は次式のように表される。

$$sv = 3.6 \times 10^3 \times w^* (\text{m}^2 / \text{g} - \text{soil}) \quad (\text{式 3.3-3})$$

Kozeny-Carman 則で必要な比表面積は、単位体積当たりの表面積であるため、(式 3.3-3) の両辺に乾燥密度  $\rho_d$  ( $\text{Mg/m}^3$ ) を乗じると、

$$S_v = 3.6 \times 10^3 \times w^* \times \rho_d = 3.6 \times 10^9 w^* \rho_d (\text{m}^2 / \text{m}^3 - \text{soil}) \quad (\text{式 3.3-4})$$

が得られる。この式を用いれば、ある乾燥密度に締固められたモンモリロナイトの単位体積当たりの表面積  $S_v$  は、2 層膨潤含水比  $w^*$  によって算出可能である。

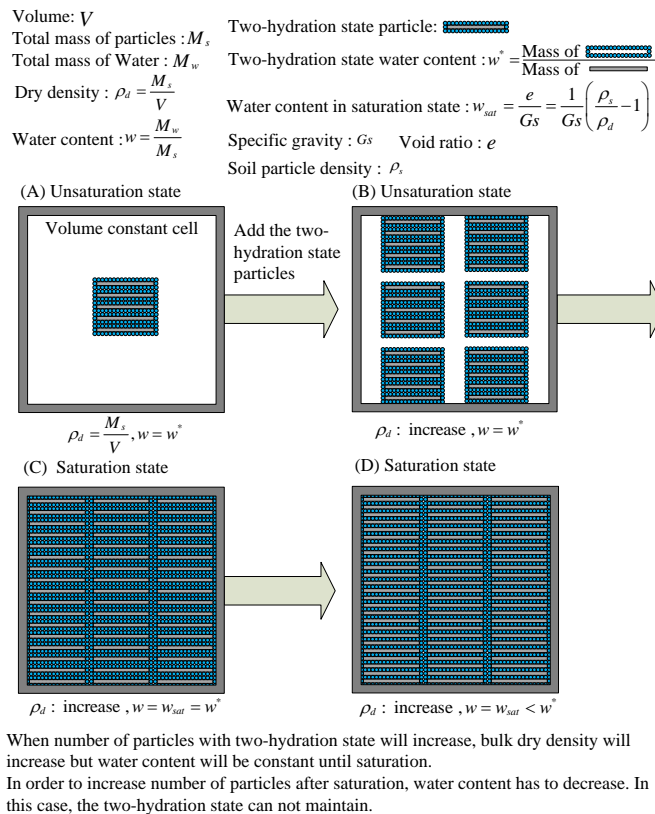


図 3.3.1-2 2 層膨潤状態の概念

本検討では、2 層膨潤状態の判断を X 線回折 (XRD) によって行った。通常、X 線回折 (XRD) は結晶のような原子が規則的に配列された材料の原子間隔を計測するのに適用される。これに

対して、本検討では、モンモリロナイトが浸透膨潤すると 1 次粒子の間隔が均等に広がる性質に着目して、図 3.3.1-3 に示すように、複数の 1 次粒子の間隔を X 線回折(XRD)パターンのピーク位置によって計測し、その距離から 1 次粒子間の水分子の数を算出するという方法で 2 層膨潤状態の判断する方法を採用した。この XRD による 2 層膨潤状態の判断では、Kawamura et al.[16]による“その場 XRD”を援用した。その場 XRD とは、体積一定条件で通水可能な XRD セルに所定の乾燥密度に締固めたモンモリロナイトを入れ、通水飽和過程のモンモリロナイトの 1 次粒子間の変化を観察可能な XRD 手法であり、本検討に適した手法である。

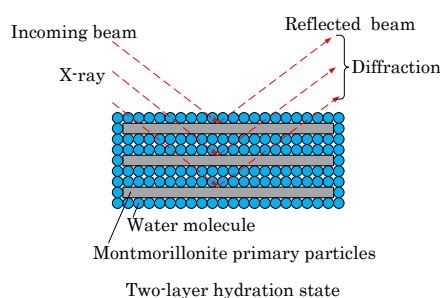


図 3.3.1-3 XRD によるモンモリロナイトの 2 層膨潤状態の計測

本検討では、Na 型モンモリロナイト、Ca 型モンモリロナイト、Na 型ベントナイト、Ca 型ベントナイト、人工 Na 型ベントナイトの 5 種類の材料を対象に 2 層膨潤含水比を計測した。Na 型ベントナイトは、山形県産の天然のベントナイトであり、Na 型モンモリロナイトは、Na ベントナイトからモンモリロナイトだけを抽出したものである。さらに、Ca 型モンモリロナイトと Ca 型ベントナイトは、Na 型モンモリロナイトと Na 型ベントナイト、CaCl<sub>2</sub> 水溶液で強制的に陽イオン交換反応させて精製したものである。また、人工ベントナイトは、天然の Na 型ベントナイトのモンモリロナイト含有率と同等になるように Na 型モンモリロナイトに微粉碎ケイ砂を混合したものである。

各材料の 2 層膨潤含水比  $w^*$  の取得手順は以下の通りである。

- 1) 各ベントナイトと氷を-20℃程度まで冷却する。
- 2) 冷却した氷をそのまま微粉碎して粉末状にする。
- 3) 冷却したベントナイトと氷を所定の含水比となるように粉体混合する。
- 4) 粉末状にした氷と冷却したベントナイトの混合物を図 3.3.1-3 に示す XRD セルに入れ、所定の乾燥密度になるように締固める。締固め後、しっかり蓋をする。以上の 1)から 4) までの作業は、全て粉末状にした氷が解けないように-20℃の環境で実施する。
- 5) XRD セルに封入された粉末状にした氷と冷却したベントナイトの混合物を室温で自然解凍することによって含水比の調整が完了する。このような手順で、1%刻みで含水比に調整した各ベントナイトを準備する。なお、XRD セルは 1.5mm ポリカーボネイト製のパイプと体積拘束のためのステンレス製の鞘管から構成されており、ステンレス製の鞘管には X 線を透過させるための窓が設けてある。XRD の際には、X 線はこの窓からポリカーボネイト製のパイプを透過して含水比調整試料に到達し、回折した X 線は反対側の

窓を透過して計測される。なお、本検討で使用した XRD の管球の線源は、モリブデンである(MoK $\alpha$ )。

- 6) 各試料に対して XRD を行い、含水比ごとの 1 次粒子間の距離を計測する。回折パターンはピーク分離を行い、1 から 4 層膨潤状態のどの回折強度が最も高いかによって膨潤状態を判断する。例えば、含水比が低い試料から高い試料の順で XRD を実施すると、ピーク分離した回折パターンのうち最も強度が高い膨潤状態が 1 層から 4 層に推移する。このため、3 層膨潤状態が最も強度が高い状態になった直前の含水比を 2 層膨潤含水比  $w^*$  として決定する。

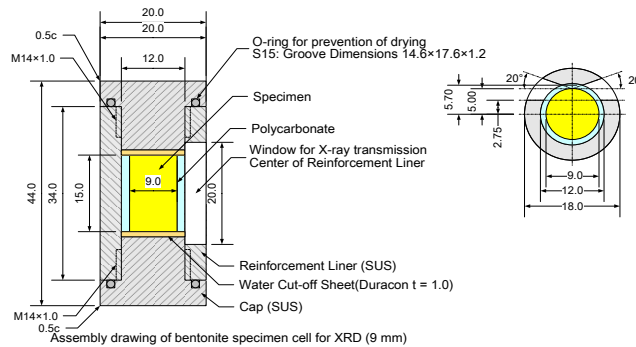


図 3.3.1-4 2 層膨潤含水比計測用 XRD セル

図 3.3.1-5 に全てのケースの XRD パターンを示す。赤色の縦線は層間距離がゼロ、水分子 1 個分から 4 個分に対応する回折角を示している。よって 2 層膨潤状態は真ん中の赤線の位置 (2.6792°) に相当する。図中の凡例の括弧内の数値はモンモリロナイトの乾燥質量に対する間隙水の質量で定義したモンモリロナイト部分含水比である。

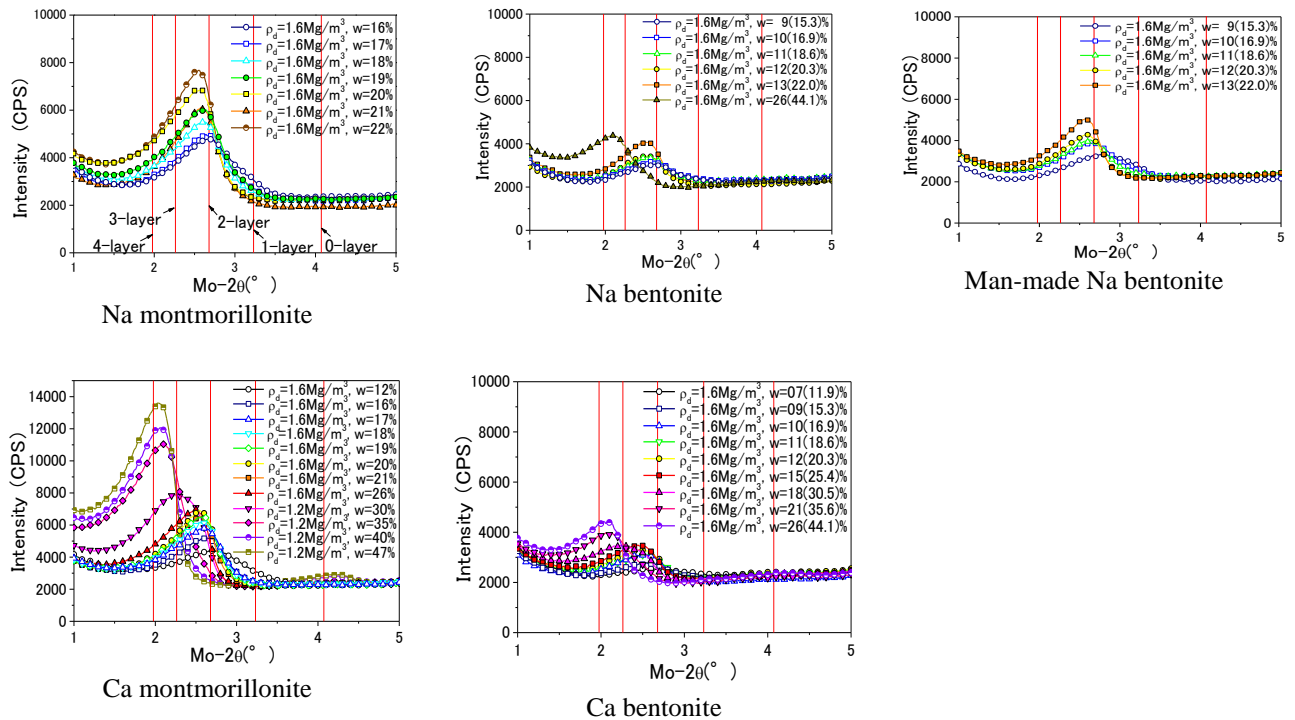


図 3.3.1-5 XRD 回折パターン

図から、全てのケースで試料の含水比が増加するに従って回折ピークの位置が左側に移動しているのが分かる。これは含水比が多いほど層間の水分子が多くなり層間距離が増加したことを意味している。よって、含水比をパラメータにして XRD を行い、回折ピークの位置が  $2.6792^\circ$  となる含水比が 2 層膨潤含水比となる。ただし、図 3.3.1-5 に示した回折パターンには、ポリカーボネート製のパイプの影響などを含んでいるため、ベースラインの除去を行う必要がある。さらに、1 次粒子間に含まれる水分子の数は、常に均一ではなくある程度の幅を有しているため、ピーク分離の操作を行い 2 層膨潤状態の判断を行った。

図 3.3.1-6 には、Na 型モンモリロナイトの場合のベースライン除去とピーク分離の例を示す。上図に示すように、含水比 19%では、2 層膨潤状態( $2.6792^\circ$ )の回折強度が大きいのが、下図に示すように、含水比が 20%になると 2 層膨潤状態の強度が急激に小さくなり、3 層膨潤状態( $2.6792^\circ$ )の回折強度が増加して、両者が同等になっていることが分かる。このような手順で XRD を行い、含水比を 1%刻みで増加させて 2 層膨潤状態の回折強度が急激に低下する直前の含水比を 2 層膨潤含水比と定義した。この定義に従って、Na 型モンモリロナイトの 2 層膨潤含水比は 19%となった。

さらに、試験の結果、2 層膨潤状態のベントナイトのモンモリロナイト部分含水比は、モンモリロナイトの種類が同じであれば概ね一定であることが分かった。

ここで、モンモリロナイト部分含水比  $w_{mnt}$  は、次式のように表される。

$$w_{mnt} = \frac{M_w}{M_{smnt}} = \frac{M_w}{\chi_{mnt} M_s} = \frac{w}{\chi_{mnt}} \quad (\text{式 3.3-5})$$

ただし、 $M_w$  は間隙水の質量、 $M_{smt}$  はモンモリロナイトの乾燥質量、 $M_s$  は全土粒子質量、 $w = M_w/M_s$  はベントナイトの含水比、 $\chi_{smt}$  はモンモリロナイト含有率（本検討では 0.59）である。（式 3.3-5）は、2 層膨潤含水比の場合でも成り立つため、ベントナイトの 2 層膨潤含水比  $w^*$  はモンモリロナイト含有率を用いて  $w_{smt}^* = \chi_{smt} w^*$  と表される。

すなわち、モンモリロナイトの種類が同じでその含有率が異なるベントナイトの 2 層膨潤含水比は、モンモリロナイト単体の 2 層膨潤含水比を取得して、モンモリロナイト含有率を掛けることで取得可能である。

このことは、ベントナイトに加えた水のほとんどがモンモリロナイトに吸着され、随伴鉱物の保水量が僅かであることを意味している。

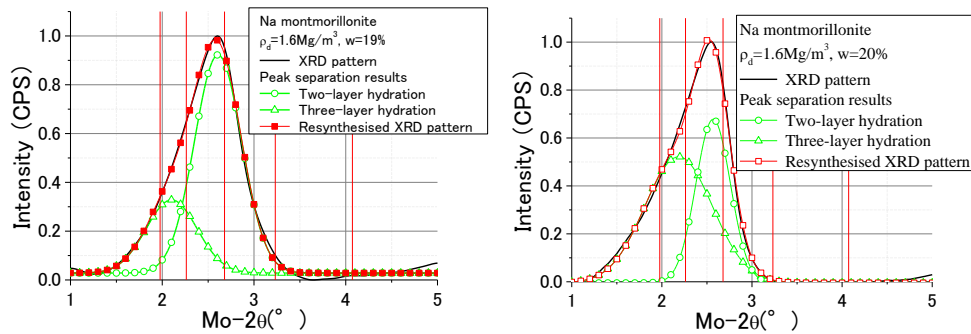


図 3.3.1-6 XRD 回折パターンのピーク分離例

### (3) 2 層膨潤含水比と乾燥密度の関係

全ての試験結果をまとめると表 3.3.1-3 のようになる。表に示すように、天然の Na 型ベントナイトと人工ベントナイトの 2 層膨潤含水比は同じであった。このため、2 層膨潤含水比に対して随伴鉱物の影響はほとんどないことが分かる。このことは延いては、ベントナイト系人工バリアの止水性能に対して随伴鉱物の影響が小さいことを意味している。ここで、これらの試験結果を用いて、乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係は以下のようにして決定した。

まず、図 3.3.1-2 に示したように、2 層膨潤含水比は飽和含水比  $w_{sat}$  以下であれば乾燥密度に無関係であると考えられるため、

$$w^* = \text{const. where } w^* < w_{sat} \quad (\text{式 3.3-6})$$

を満足しなければならない。一方、間隙体積が小さく、2 層膨潤状態になるための空間が不足するような高乾燥密度の場合、2 層膨潤含水比よりも飽和含水比の方が小さくなる。このような状態では、2 層膨潤含水比は飽和含水比と等しいとみなした。

既往の研究[17]によれば、このような状態は、ベントナイトの乾燥密度が  $1.7 \text{ Mg/m}^3$  以上の場合である。実際でも、このような高乾燥密度領域では、土粒子同士が直接接触するようになるものと考えられることから、ある乾燥密度以上では、乾燥密度の増加に伴って比表面積は減少するものと考えられる。よって、

$$w^* = w_{sat} = \frac{e}{G_s} = \frac{1}{G_s} \left( \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \right) \text{ where } w^* > w_{sat} \quad (\text{式 3.3-7})$$

という条件を満足しなければならないと仮定した。本検討では、このような条件を満足する乾燥密度  $\rho_d$  と 2 層膨潤含水比  $w^*$  の関係を、

$$w^* = \frac{0.01\chi_{mnt}}{c_{mnt} + a_{mnt}\chi_{mnt}\rho_d^{b_{mnt}\chi_{mnt}}} \quad (\text{式 3.3-8})$$

と定義した。ここで、 $a_{mnt}$ 、 $b_{mnt}$ 、 $c_{mnt}$  はフィッティングパラメータであり、表 3.3.1-3 に示す通りである。さらに、表中のベントナイトの欄には、試験結果から決定した乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係だけでなく、モンモリロナイト単体の試験結果にモンモリロナイト含有率を掛けて取得した乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係を記載している。

表 3.3.1-3 有効ベントナイト乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係

Material	$w^*$	有効ベントナイト乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係
Na 型モンモリロナイト	0.19	$w^* = \chi_{mnt} / (0.052 + 3.8\chi_{mnt}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mnt}})$
Ca 型モンモリロナイト	0.15	$w^* = \chi_{mnt} / (0.066 + 2.6\chi_{mnt}E - 7\rho_d^{15.16\chi_{mnt}})$
Na ベントナイト	0.11	$w^* = 0.01 / (0.091 + 2.2E - 8\rho_d^{17.57})$ $\approx \chi_{mnt} / (0.052 + 3.8\chi_{mnt}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mnt}})$
人工 Na ベントナイト	0.11	$w^* = 0.01 / (0.091 + 2.2E - 8\rho_d^{17.57})$ $\approx \chi_{mnt} / (0.052 + 3.8\chi_{mnt}E - 6\rho_d^{12.1\chi_{mnt}})$
Ca ベントナイト	0.09	$w^* = 0.01 / (0.11 + 3.9E - 11\rho_d^{24.5})$ $\approx \chi_{mnt} / (0.066 + 2.6\chi_{mnt}E - 7\rho_d^{15.16\chi_{mnt}})$

表に示すように、乾燥密度と 2 層膨潤含水比の関係は、層間陽イオンの種類によって異なることが分かる。このような層間陽イオンが止水性能に及ぼす影響を表すためには、Ca 型化率  $CR$  という指標を用いることが可能である [18]。層間陽イオンに含まれる Na イオン当量  $[Na^+]$  (meq/100g) と Ca イオン当量  $[Ca^{2+}]$  (meq/100g) の総和に占める  $[Ca^{2+}]$  の割合を  $R$  とすると、

$$R = \frac{[Ca^{2+}]}{[Ca^{2+}] + [Na^+]} \quad (\text{式 3.3-9})$$

となる。この時、Ca 型化率  $CR$  は次式で表される。

$$CR = \frac{R - R_0}{R_{100} - R_0} \quad (\text{式 3.3-10})$$

ただし、下添え字 0 は天然状態の  $R$  であり、100 は完全に層間の Na イオンが Ca イオンに交換された場合の  $R$  である。このように定義すると、天然の状態のベントナイトの場合  $CR$  は 0 であり、Na イオンが全て Ca イオンに置き換わった時には  $CR$  が 1 となる。本試験では、試験ケースとして  $CR$  が 0 と 1 の場合しかないため、 $a_{mnt}$ 、 $b_{mnt}$  and  $c_{mnt}$  を  $CR$  の関数とするためには線形近似することになる。 $CR$  をパラメータとして同様の検討をおこなえば、 $CR$  が  $a_{mnt}$ 、 $b_{mnt}$ 、 $c_{mnt}$  に及ぼす影響を詳細にモデル化できる。



(4) 2層膨潤含水比を用いた Kozeny-Carman 則の適用

図 3.3.1-7 には、Na 型モンモリロナイトの乾燥密度  $\rho_d$  と 2 層膨潤含水比  $w^*$  の関係（左図）、乾燥密度と単位質量当たりの表面積  $sv$  の関係（中図）、乾燥密度と単位体積当たりの表面積  $S_v$  の関係（右図）をそれぞれ示す。2 層膨潤含水比の関係（左図）2 層膨潤含水比の関係（左図）。図から、単位質量当たりの表面積は飽和含水比まで一定で、それ以降は、(式 3.3-7)

$$w^* = w_{sat} = \frac{e}{G_s} = \frac{1}{G_s} \left( \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \right) \text{ where } w^* > w_{sat} \quad (\text{式 3.3-7})$$

の条件に従って飽和含水比の低下に伴って表面積も小さくなっている。また、中図に示した単位質量当たりの表面積は、表 3.3.1-1 に示したモンモリロナイトよりも小さめの値となっている。これは、表 3.3.1-1 が分散系のモンモリロナイトの比表面積であるのに対して、図中の比表面積が圧縮系で得られた値だからである。

Kozeny-Carman 則に必要な単位体積当たりの比表面積は、右図に示すように、乾燥密度  $1.8\text{Mg/m}^3$  付近で最大値となっている。この乾燥密度は、土粒子密度  $2.766\text{ Mg/m}^3$  の Na 型モンモリロナイトの 2 層膨潤含水比 19% が飽和含水比となる乾燥密度 ( $1.813\text{ Mg/m}^3$ ) として算出できる。

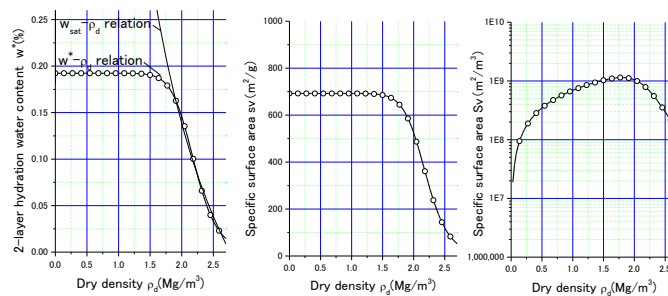


図 3.3.1-7 2層膨潤含水比と有効ベントナイト乾燥密度の関係 (Na 型モンモリロナイト)

ここで、全ての材料について、図 3.3.1-8 に示す手順で算出した乾燥密度と透水係数の関係を図 3.3.1-9 に示す。図には、既往の研究で提案された乾燥密度と透水係数の関係 ([19], [20]) と既往の研究で示された Na 型ベントナイトの実験結果も併せて示している[21]。図から、Na 型ベントナイトについて、Kozeny-Carman 則が既往の研究に比べ、実験結果と概ね整合していることがわかる。ただし、Kozeny-Carman 則の結果は実験値よりも大きめの値を与えている。

図 3.3.1-9 には、Na モンモリロナイト、Ca モンモリロナイト、Ca ベントナイトの結果も示している。図から、同じ乾燥密度でも層間陽イオンやモンモリロナイト含有率の違いによって透水係数が異なることを表現できていることが分かる。

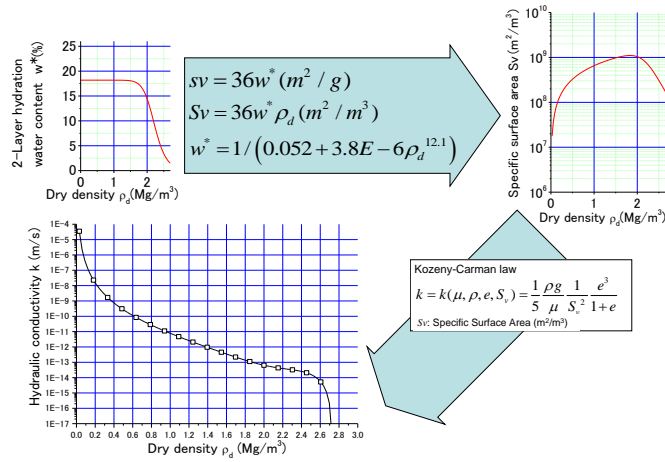


図 3.3.1-8 透水係数の算出手順

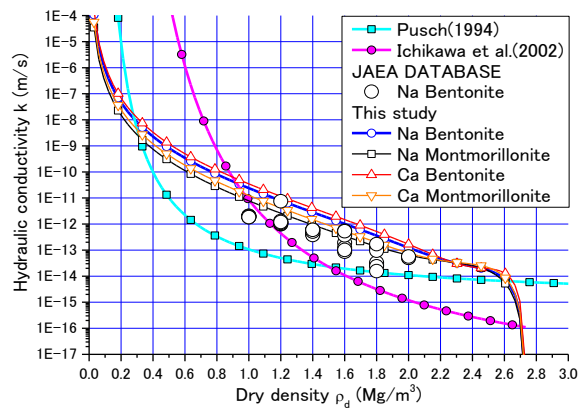


図 3.3.1-9 2層膨潤含水比を用いた Kozeny-Carman 則と実験結果の比較

(5) 内間隙と外間隙の分離

図 3.3.1-9 に示したように、2層膨潤含水比から求めた比表面積を用いて Kozeny-Carman 則から算出した乾燥密度と透水係数の関係が、既往の研究に比べ、実験結果と概ね整合しているものの、その値は実験値よりも大きめの値を与えている。そこで、本検討では、内間隙と外間隙を分割して、それぞれの透水係数について考察を行った。

Na 型モンモリロナイトでは、浸潤した水は層間に吸着され、最終的には水の中に一次粒子が分散した状態になる。一方、Ca 型モンモリロナイトは、Na 型モンモリロナイトよりも膨潤性能が劣るために、浸潤した水は最大でも 3 から 4 層膨潤状態にしかなれず、それ以上水が浸潤すると最終的には材料分離状態となる。従って、内間隙と外間隙の割合は、層間陽イオンの種類に依存すると考えられる。これらの割合は、微視的構造のパラメータであり、これらを個別に検討することは水理性能を評価する上で重要である。内間隙と外間隙の分離のために、まず、内間隙の定義を行なった。

本検討では、2層膨潤状態までを内間隙と定義した。これにより、それ以外の間隙が全て外間隙となる。このように定義すると、内間隙比  $e_{im}$  は 2 層膨潤含水比  $w^*$  を用いて、次式で表される。



$$w^* = \frac{M_w^*}{M_s} = \frac{\rho_w V_{int}}{\rho_s V_s} = \frac{e_{int}}{G_s} \quad (\text{式 3.3-11})$$

$$e_{int} = G_s w^*$$

ただし、 $G_s$ は土粒子比重、 $\rho_w$ と $\rho_d$ は水の密度と乾燥密度、 $V_{int}$ と $V_s$ はそれぞれ内間隙と土粒子の体積である。さらに、外間隙比 $e_{ext}$ は全間隙比 $e$ と内間隙比 $e_{int}$ を用いて次式で表される。

$$e_{ext} = e - e_{int} = \frac{w_{sat} G_s}{1} - w^* G_s = (w_{sat} - w^*) G_s \quad (\text{式 3.3-12})$$

図 3.3.1-10 には、乾燥密度と全間隙比、内間隙比、外間隙比の関係を示す。図から、外間隙比は 1.3 Mg/m<sup>3</sup> 付近で内間隙比よりも小さくなり、乾燥密度 1.813Mg/m<sup>3</sup> でゼロとなっている。これは、既往の研究[17]と概ね整合する結果である。この外間隙が消滅する乾燥密度 $\rho_d^*$ は次式で表される。

$$\rho_d^* = \frac{\rho_s}{w^* G_s + 1} \quad (\text{式 3.3-13})$$

さらに、この乾燥密度 $\rho_d^*$ を超えると全間隙比と内間隙比は一致する。

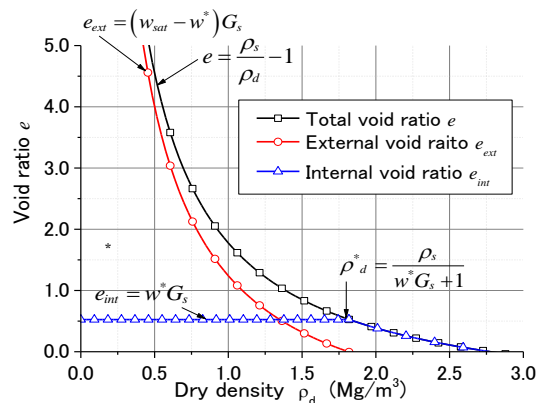


図 3.3.1-10 Na モンモリロナイトの内間隙と外間隙の分離

なお、本検討では、内間隙の定義を 2 層膨潤状態までとしたが、これは 1 次粒子間の水が吸着水ではなく自由水として振る舞うことができるのが 3 層膨潤状態以上と考えたからである。実際には、3 層膨潤状態でも 1 次粒子間の水は吸着水の影響を受けるものと考えられるため、現実的には、実験結果を上手く表現できる内間隙の定義を行うべきである。本検討では、内間隙と外間隙の分離手順を示すことも重要であると考え、上記のような定義とした。なお、内間隙の定義を別の膨潤状態とする場合は、2 層膨潤含水比 $w^*$ を定義と整合する膨潤状態の含水比に変更するだけである。

(6) 内間隙と外間隙を考慮した Kozeny-Carman 則

内間隙比と外間隙比は、2 層膨潤状態までを内間隙と定義することで定量的に分離できることを示した。ここで、この分離した内間隙比と外間隙比を用いた Kozeny-Carman 則による透水係数の算出を試行した。まず、内間隙の透水係数  $k_{int}$  と外間隙の透水係数  $k_{ext}$  を次式で定義した。

$$k_{int} = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_{vint}^2} \frac{e_{int}^3}{1+e_{int}} \quad (\text{式 3.3-14})$$

$$k_{ext} = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_{vext}^2} \frac{e_{ext}^3}{1+e_{ext}} \quad (\text{式 3.3-15})$$

ここで、 $S_{vint}$  は単位体積当たりの内間隙の表面積であり、 $S_{vext}$  は単位体積当たりの外間隙の表面積である。ただし、 $S_{vint}$  と  $S_{vext}$  は論理的に分離することができないため、全間隙比と内間隙比、外間隙比の割合を用いて以下のように仮定した。

$$S_{vint} = S_v \left( \frac{e_{int}}{e} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (\text{式 3.3-16})$$

$$S_{vext} = S_v \left( \frac{e_{ext}}{e} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (\text{式 3.3-17})$$

ここで、ベントナイト系人工バリア内でモンモリロナイトの内間隙と外間隙に並列状態で水が浸潤する（両者に同じ動水勾配が作用している）と仮定すると、全体の透水係数は次式で表される（並列モデル）。

$$k = k_{int} + k_{ext} \quad (\text{式 3.3-18})$$

一方、内間隙と外間隙が直列状態で水が浸潤する（両者の流量が同じ）と仮定すると、全体の透水係数は次式で表される（直列モデル）。

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{k_{int}} + \frac{1}{k_{ext}} \quad (\text{式 3.3-19})$$

並列モデルは両透水係数の内、大きな透水係数によって全体の透水係数が決まり、直列モデルは全体の透水係数が小さい方の透水係数で決まる。

図 3.3.1-11 に Na 型ベントナイトの乾燥密度と透水係数の関係を内間隙のみ、外間隙のみ、直列モデル、並列モデルで算出した結果を示す。図には、図 3.3.1-9 に示した既往の研究の実験結果も併せて示している。

図から、内間隙の透水係数と直列モデルの透水係数が、通常の Kozeny-Caman 則と比較して実験結果とよく整合していることが分かる。内間隙の透水係数よりも外間隙の透水係数が小さくなる乾燥密度では、外間隙が存在できない（外間隙と内間隙の区別ができない）ため、全体の透水係数が主に内間隙によって決まっているといえよう。この結果は、ある程度の乾燥密度のベントナイト系人工バリアでは、外間隙が存在しても、それぞれの外間隙は連通しておらず、独立状態であることを示唆している。

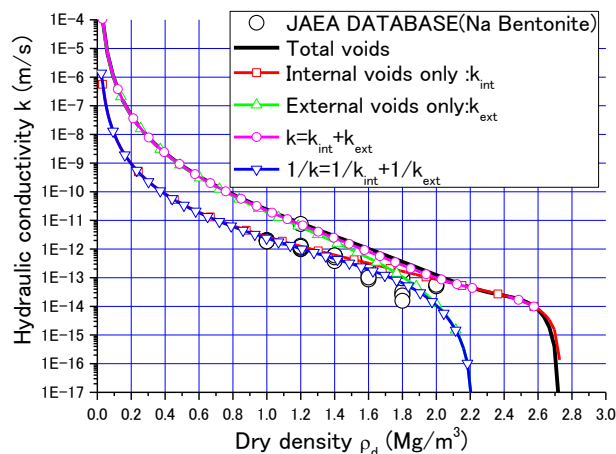


図 3.3.1-11 内間隙と外間隙を考慮した Kozeny-Carman 則と実験結果の比較

### 3.3.2 Ca 型化を考慮した Kozeny-Carman 則

本検討では、前述のように、ベントナイト系人工バリアの物質移行特性として、Kozeny-Carman 則を取り上げ、Kozeny-Carman 則に必要な比表面積を計測する技術を開発してその適用性を検討してきた。検討では、ベントナイト系人工バリアの 2 層膨潤状態を定義し、2 層膨潤状態を XRD によって計測することによってベントナイト系人工バリアの比表面積を乾燥密度一定で湿潤状態で計測した。その結果、内間隙と外間隙を非常に簡単な式で分離できることを示した。また、内間隙で定義した透水係数と外間隙で定義した透水係数によって、バルクの透水係数の合成方法についても検討した。しかしながら、図 3.3.2-1 に示すように、これまでの成果で取得した内間隙に基づく透水係数  $k_{int}$  と外間隙に基づく透水係数  $k_{ext}$  と既往の研究成果[12]を比較すると、Ca 型化による透水係数の増加を適切に表現できているとは言い難い。Ca 型化による透水係数の増加は、内間隙と外間隙の割合の変化と理解できることから、現状で得られている知見を基に、内間隙と外間隙の分解方法などを検討した。

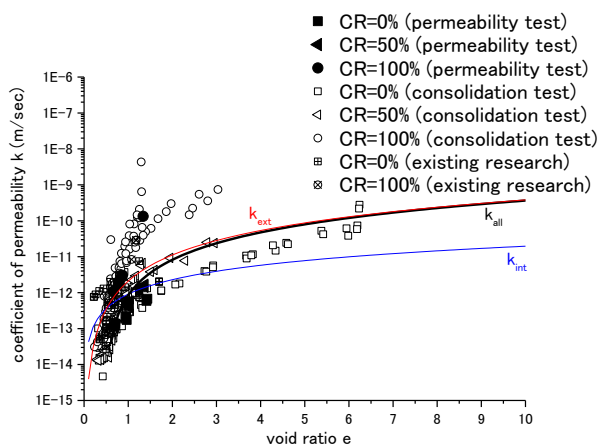


図 3.3.2-1 透水係数に Ca 型化が及ぼす影響と本検討で得られた知見の比較

### 3.3.3 ベントナイト系人工バリアの Ca 形化の考慮方法の検討

Darcy 則によれば、粉体を充填したカラムの断面積  $A$ 、カラムの長さ  $l$ 、カラム両端の圧力差  $\Delta P$ 、カラムを通過する流量  $Q$  とすると、透水係数  $K$  は

$$K = \frac{Q/A}{\Delta P/l}$$

で表される。ここで、 $U_e$  を流動速度とすると、

$$U_e = \frac{Q}{A}$$

となる。流れに直交する断面の空隙と固相の面積比は、多孔質体の空隙率  $n = \frac{V_v}{V}$  に等しいと仮定すると、多孔質体中の空隙での真の流動速度  $U$  と  $U_e$  との間には、次式の関係がある。

$$U_e = Un$$

ここで、多孔質体内の流路に円筒管を仮定し、流れに Hagen-Poiseuille 流を仮定すると、

$$Q_c = \frac{\pi \Delta P}{8 \eta l_c} \left( \frac{d_c}{2} \right)^4,$$

ここで、 $Q_c$  : 円筒管の流量、 $\frac{d_c}{2}$  : 円筒管の半径、 $l_c$  : 円筒管長さ、 $\eta$  : 粘性係数である。さらに、多孔質体内の流路に平行平板を仮定し、流れに Hagen-Poiseuille 流を仮定すると、

$$Q_p = \frac{2b \Delta P}{3 \eta l_p} \left( \frac{d_c}{2} \right)^3,$$

ここで、 $Q_p$  : 平行平板の流量、 $\frac{d_c}{2}$  : 平板の距離、 $b$  : 平板の幅 (奥行)、 $l_p$  : 平行平板長さである。

よって、円筒管流れを仮定した場合、

$$U = \frac{Q_c}{A_c} = \frac{Q_c}{\pi r^2} = \frac{Q_c}{\pi \left( \frac{d_c}{2} \right)^2} = \frac{\Delta P}{8 \eta l_c} \left( \frac{d_c}{2} \right)^2$$

となり、平行平板流れを仮定した場合、

$$U = \frac{Q_p}{A_p} = \frac{Q_p}{b d_c} = \frac{\Delta P}{3 \eta l_p} \left( \frac{d_c}{2} \right)^2$$

となる。ここで、流路の表面積を  $s$ 、固相の単位体積当たりの表面積を  $s_v$  とすると、

$$\frac{\pi \left( \frac{d_c}{2} \right)^2 l_c}{2 \pi \left( \frac{d_c}{2} \right) l_c} = \frac{V_v}{S} = \frac{d_c}{4}$$

だから、

$$\frac{d_c}{2} = 2 \frac{V_v}{S} = 2 \frac{V}{S} \frac{V_v}{V} = 2n \frac{V}{S} = 2n \frac{V_s}{S} \frac{V}{V_s} = 2 \frac{1}{S_s} \frac{n}{1-n} = 2 \frac{e}{S_s}$$

となり、円筒管流れを仮定した場合、

$$U = \frac{\Delta P}{8\eta l} \left(\frac{d_c}{2}\right)^2 = \frac{\Delta P}{2\eta l_c} \left(\frac{e}{S_v}\right)^2$$

平行平板流れを仮定した場合、

$$\frac{\left(\frac{d_c}{2}\right) b l_c}{b l_c} = \frac{V_v}{S} = \frac{d_c}{2}$$

だから、

$$\frac{d_c}{2} = \frac{V_v}{S} = \frac{V V_v}{S V} = n \frac{V}{S} = n \frac{V_s V}{S V_s} = \frac{1}{S_v} \frac{n}{1-n} = \frac{e}{S_v}$$

$$U = \frac{Q_p}{A_p} = \frac{Q_p}{b d_c} = \frac{\Delta P}{3\eta l_p} \left(\frac{e}{S_v}\right)^2$$

となる。ここで、カラム長さ  $l$  実際の流路の長さ  $l_c$ 、 $l_p$  を使って、見かけの流速は、それぞれ、

$$U_e = \frac{U n}{\left(\frac{l_c}{l}\right)}, \quad U_e = \frac{U n}{\left(\frac{l_p}{l}\right)}$$

である。よって、円筒管流れを仮定した場合、

$$U_e = \frac{n}{\left(\frac{l_c}{l}\right)} \frac{\Delta P}{2\eta l_c} \left(\frac{e}{S_v}\right)^2 = \frac{1}{2\left(\frac{l_c}{l}\right)^2} \frac{\Delta P}{\eta S_v^2 l} n e^2 = \frac{1}{2\left(\frac{l_c}{l}\right)^2} \frac{\Delta P}{\eta S_v^2 l} \frac{e}{1+e} e^2 = \frac{1}{2\left(\frac{l_c}{l}\right)^2} \frac{1}{\eta S_v^2} \frac{e^3}{1+e} \frac{\Delta P}{l}$$

平行平板流れを仮定した場合、

$$U_e = \frac{n}{\left(\frac{l_p}{l}\right)} \frac{\Delta P}{3\eta l_p} \left(\frac{e}{S_v}\right)^2 = \frac{1}{3\left(\frac{l_p}{l}\right)^2} \frac{1}{\eta S_v^2} \frac{e^3}{1+e} \frac{\Delta P}{l}$$

となる。

以上から、Kozeny-Carman 則の透水係数は、

$$k = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e}$$

で表され、形状係数  $C$  は、円筒流れを仮定した場合、

$$C = 2 \left(\frac{l_c}{l}\right)^2$$

となり、平行平板を仮定した場合、

$$C = 3 \left(\frac{l_p}{l}\right)^2$$

となる。ここで、 $\frac{l_c}{l}$  や  $\frac{l_p}{l}$  は屈曲度  $\tau$  である。

これまでの検討では、Carman による実験的な検討に基づいて形状係数  $C$  は材料に依らず一定として

$$C = 5$$

としてきた。実際のベントナイト中の流路の形状は、平行平板や管路といった単純な形状ではなく、乾燥密度や間隙水の組成などによって変化するものと考えられる。そこで、屈曲度  $\tau$  と乾燥密

度や間隙水の組成の関係について検討した。

屈曲度と空隙率の関係は、既往の研究において幾つか提案されている（内海,2014） [22]。

$$\tau = \sqrt{\phi^{-\frac{1}{3}}} \quad (\text{Millington, 1959}) [23]$$

$$\tau = \sqrt{1 - 0.5 \ln(\phi)} \quad (\text{Weissberg, 1963}) [24]$$

$$\tau = \sqrt{1 - 2 \ln(\phi)} \quad (\text{Boudreau, 1996}) [25]$$

$$\tau = 1 + 0.8 * (1 - \phi) \quad (\text{Koponen et al., 1996}) [26]$$

さらに、ベントナイトに関しても、佐藤(1998)[27]によって屈曲度と空隙率の関係が算出されており、その結果をフィッティングすると次式で与えられている。

$$\tau = 0.35 + 0.65 * \exp(1.26 * \rho_d) \quad (\text{佐藤, 1998}) [27]$$

ここで、空隙率と間隙比、乾燥密度の関係は、

$$\phi = \frac{V_v}{V} = \frac{e}{1+e} = \frac{\rho_s - \rho_d}{\rho_s}$$

で与えられる。ここで、Kozeny-Carman 則を

$$k = \frac{1}{2\tau^2} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e} \quad (\text{円筒形モデル})$$

$$k = \frac{1}{3\tau^2} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e} \quad (\text{平行平板モデル})$$

として既往の試験結果との整合性について検討した。図 3.3.3-1 に、上記の屈曲度モデルを示す。屈曲度の物理的な意味から、乾燥密度 0 の際には屈曲度は 1 となるべきであるが、全てのモデルでこの条件を満足している。また、佐藤(1998)[27]は比較的低い乾燥密度から屈曲度が増加するのに対して、他は非常に高い乾燥密度領域で急激に屈曲度が増加することが分かる。

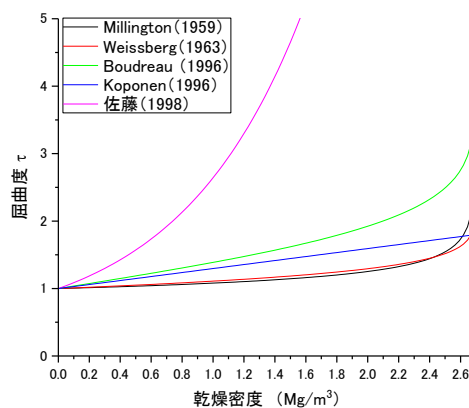


図 3.3.3-1 様々な屈曲率モデル

図 3.3.3-2 に、様々な屈曲率モデルを導入した Kozeny-Carman 則と実験結果の比較を示す。図には、円筒管モデルと平行平板モデルを併せて示している。図 3.3.3-3 には各モデルと実験結

果の比較を示す。図から、佐藤のモデルは平行平板モデルで概ね良好な一致を示し、その他は円筒管モデルで良好な一致を示している。

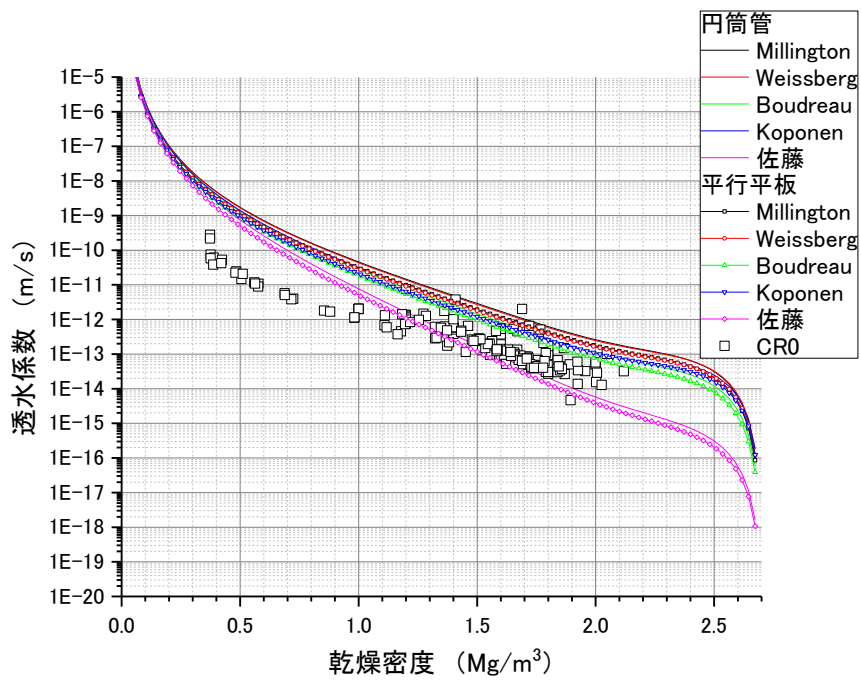


図 3.3.3-2 様々な屈曲率モデルを導入した Kozeny-Carman 則と実験結果の比較図

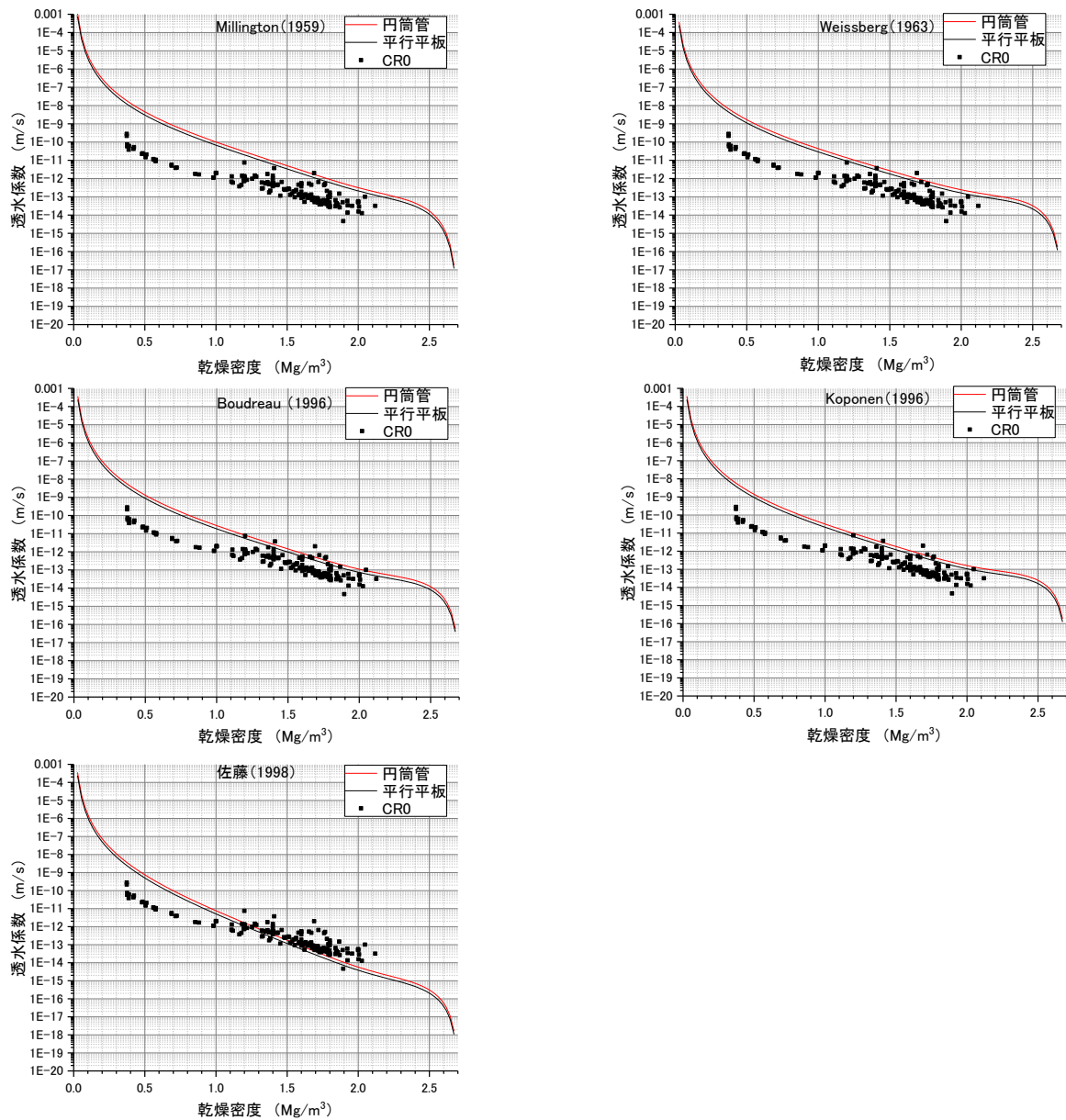


図 3.3.3-3 屈曲率モデルを導入した Kozeny-Carman 則と実験結果の比較

これらの結果から、物理的に矛盾がなく、関数として単純であり、かつ実験結果と概ね整合している平行平板モデルで実験と概ね整合した佐藤による実験のフィッティング式、

$$\tau = 0.35 + 0.65 \cdot \exp(1.26 \cdot \rho_d)$$

を採り上げて検討した。

図 3.3.3-4 に Ca 型化率毎の乾燥密度と透水係数の関係を示す。図には、Ca 型化率 0%、50%、100%の実験結果を示している。図から、Ca 型化率が大きいほど透水係数は大きい、その影響は乾燥密度が大きいほど小さくなる傾向があることが分かる。Ca 型化したモンモリロナイトは膨潤性が小さくなるため、Na 型モンモリロナイトに比べ、同じ乾燥密度で外間隙の平均径が大きいことが予想される。このことは、観点を換えれば、乾燥密度一定で、Na 型モンモリロナイトが Ca 型化するとその屈曲度が小さくなるとも表現できる。このことから、形状係数を Ca 型化率の関係とすることで Ca 型化による止水性能の変化を表現することには合理性がある。



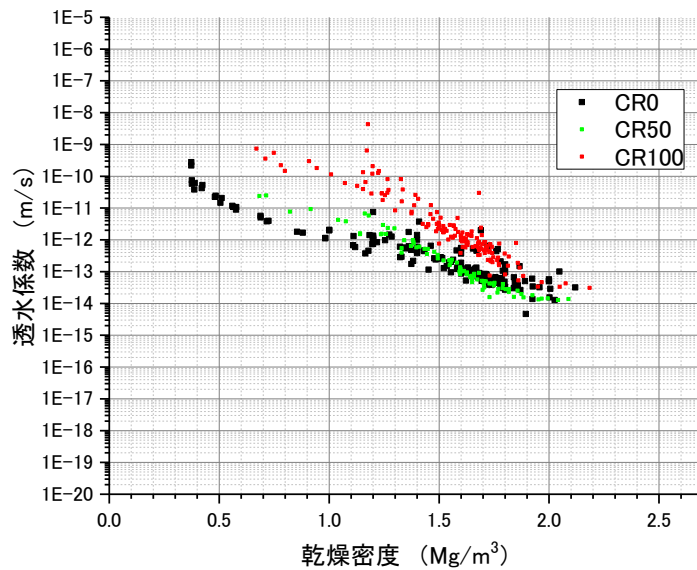


図 3.3.3-4 Ca 型化率毎の乾燥密度と透水係数の関係

そこで、Kozeny-Carman 則の形状係数  $C$  を屈曲度と Ca 型化率の関数とした場合の満たすべき条件をまとめると下記の通りである。

- ① 乾燥密度が高くなると Ca 型化率の影響は小さくなる。
- ② Ca 型化率が 50%程度までは影響が小さく、Ca 型化率が 50%を超えると急激にその影響が大きくなる。

この条件を満たすモデルとして、

$$C = \frac{\tau^2}{C^*}$$

$$C^* = a \left( 1.0 + \frac{CR^e}{1 + \exp(b - c^*(\rho_d - d))} \right)$$

と仮定した。ここで、 $C^*$  は Ca 型化の影響の補正係数であり、パラメータ  $a$  は透水係数の大きさを補正するパラメータであり、 $b$  は Na 型ベントナイトの Ca 型ベントナイトの透水係数が概ね同じになる乾燥密度の値を決定するパラメータであり、 $c$  は Ca 型化の影響が発揮される Ca 型化率を決定するパラメータである。なお、パラメータ  $a$  は、円筒形モデルと平行平板モデルの違いによって現れる屈曲度に掛かる係数（円筒形モデル：2、平行平板モデル：3）を含める形とした。

図 3.3.3-5 に Ca 型化の影響の補正係数のパラメータの効果を示す。図から各パラメータが想定通りの役割を果たしていることが分かる。さらに図 3.3.3-6 には Ca 型化率毎の Ca 型化の影響の補正係数を示す。図では、 $a=0.1$ 、 $b=5.0$ 、 $c=5.0$ 、 $d=1.0$ 、 $e=3.0$  としている。

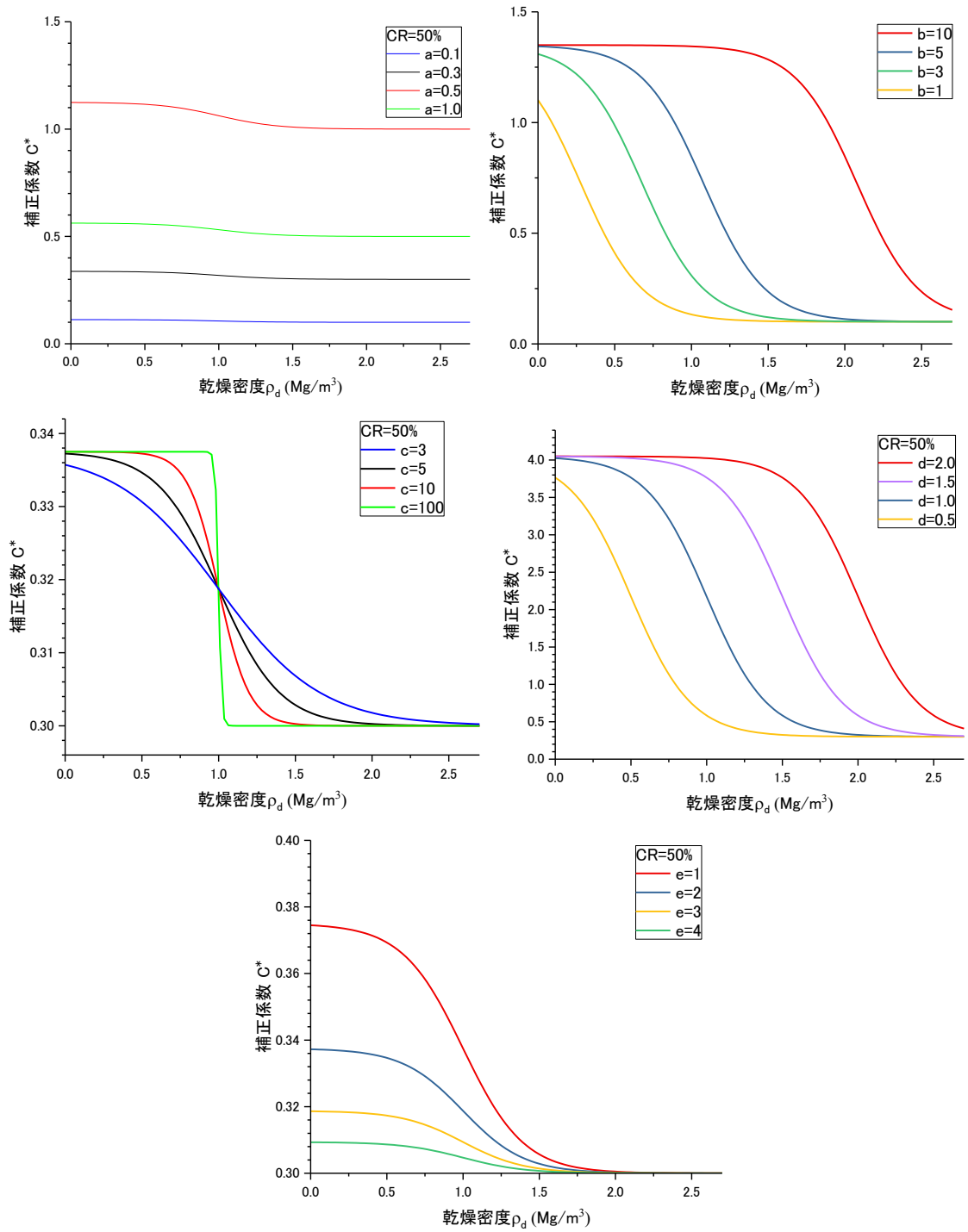


図 3.3.3-5 Ca 型化の影響の補正係数のパラメータの効果

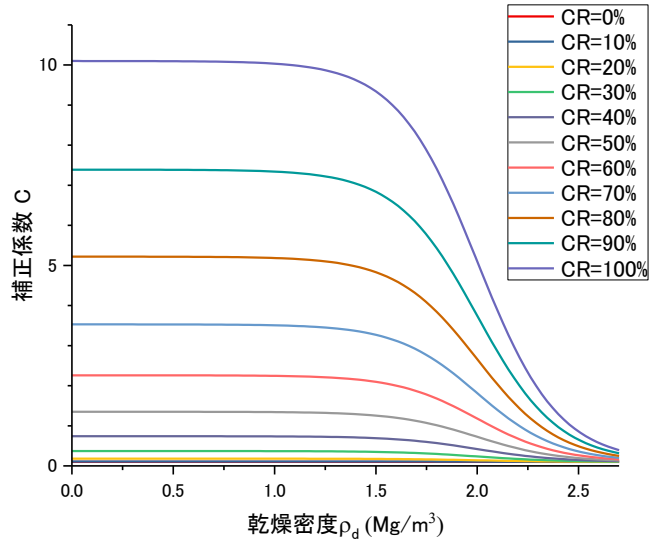


図 3.3.3-6 Ca 型化率毎の Ca 型化の影響の補正係数

佐藤による実験のフィッティング式を適用した場合の Kozeny-Carman 則による Ca 型化ごとの透水係数を図 3.3.3-7 に示す。パラメータは  $a=0.5$ 、 $b=5.0$ 、 $c=5.0$ 、 $d=1.2$ 、 $e=5.0$  とした。図から、適切にパラメータを設定することによって、Ca 型化率が 50%程度まではあまり透水係数が増加しないことや乾燥密度が高い領域では Ca 型化率の影響がほとんどなくなることなど、実験事実を上手く表現できることが分かる。

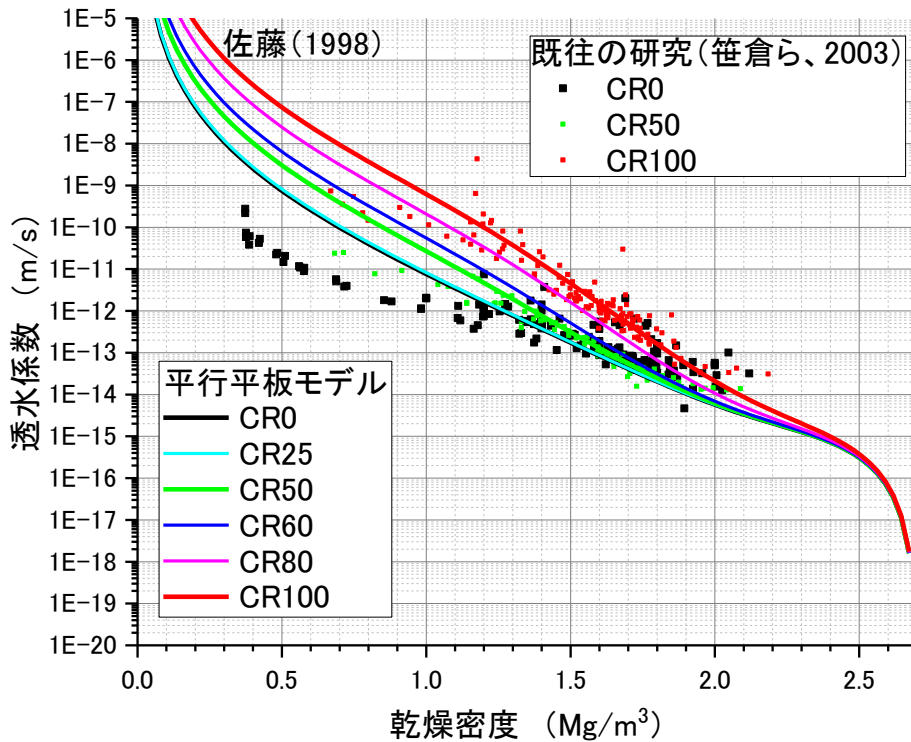


図 3.3.3-7 Ca 型化を考慮した形状係数を用いた Kozeny-Carman 則による Ca 型化ごとの透水係数

### 3.3.4 水理挙動に関するモデル化のまとめ

本検討では、Kozeny-Carman 則の形状係数が屈曲度の関数であることに着目して、乾燥密度と屈曲度の関係から、Kozeny-Carman 則の高度化を試みた。Kozeny-Carman 則の導出過程に鑑みれば形状係数が材料や材料の乾燥密度に依らず常に 5 で一定であるという実験事実の方が不自然に思える。長期的な予測に供するモデルを構築するためには、理論的な妥当性を正とする姿勢が大切である。

以上をまとめると、Kozeny-Carman 則は、

$$k = \frac{1}{C} \frac{\rho g}{\mu} \frac{1}{S_v^2} \frac{e^3}{1+e}$$

で与えられる。この時、比表面積は、2 層膨潤含水比を用いて、

$$S_v = 3.6 \times 10^3 \times w^* \times \rho_d = 3.6 \times 10^9 w^* \rho_d (m^2 / m^3 - soil)$$

で与えられる。さらに、2 層膨潤含水比は、

$$w^* = \chi_{mi} / (0.052 + 3.8 \chi_{mi} E - 6 \rho_d^{12.1 \chi_{mi}})$$

である。ここで、Kozeny-Carman 則の形状係数が屈曲度の二乗に比例することから、

$$C = \frac{\tau^2}{C^*}$$

として定義した。この時、屈曲度は、

$$\tau = 0.35 + 0.65 \exp(1.26 \rho_d)$$

で与えられ、屈曲度を考慮した形状係数の補正係数を、

$$C^* = a \left( 1.0 + \frac{CR^c}{1 + \exp(b - c * (\rho_d - d))} \right)$$

で与えられる。

なお、本検討で用いた乾燥密度と屈曲度の関係は、本来であれば試験によって取得すべきものであり、この際に Ca 型化を考慮すれば、前述の様々な仮定が排除され、より説明性の高いモデルとなる。どのような試験を実施すればよいかなど、既往の研究を参考しながら考える必要がある。

### 3.4 緩衝材の化学変質を伴う力学挙動に関する試験とモデル化のまとめ

第3章では、HMC 連成解析手法に関わる、ベントナイト系材料の化学変質挙動を考慮した力学挙動モデルおよび透水係数モデルの検討を行った。3.2 では、セメント浸出水による化学変質による二次鉱物生成、間隙水のイオン強度等の影響を力学挙動に反映する検討を実施し、3.2 では、透水係数モデルの Ca 型化を考慮するための高度化の検討を実施した。

3.2 の力学挙動に関する試験とモデル化では、化学変質の影響を受けた場合の力学挙動について、圧密挙動、膨潤挙動及び限界状態線に関わるせん断挙動に関して、試験による挙動の把握と定式化を行っている。圧密挙動は、これまでに完全飽和線で定式化し、モンモリロナイトの溶解及び二次鉱物の生成による影響を完全飽和線の移動で表すことが可能となっているが、純水での挙動であるため、セメント浸出水を模擬した溶液での試験を実施し、イオン強度と完全飽和線の移動で整理できる見込みを得た。地下水の組成の影響も考えられることから、同様にイオン強度や完全飽和線の移動で整理できるか検討する必要もある。膨潤挙動は、化学変質によりモンモリロナイト量が減少した場合に、平衡膨潤量は、完全飽和線まで至らないことから試験結果を元に非可逆比で定式化を行った。限界状態線は、等体積一面せん断試験により完全飽和線と平行になることを確認してきており、試験により溶液種により限界状態線は概ね変わらないことを確認した。加えて、せん断挙動のより信頼性の高いモデル化のために三軸  $\overline{CU}$  試験を  $\phi 20 \times 40\text{mm}$  供試体で実施する手法を検討、構築した。

3.3 の水理挙動に関するモデル化では、これまでに検討、提案した Kozeny-Carman 則による透水係数式への Ca 型化の考慮について検討し、形状係数を屈曲度等で表すことで、これまでよりも試験結果との整合性の高い定式化が出来る見込みを得た。形状係数における屈曲度の設定やモンモリロナイトの溶解挙動への対応などを検討することで、これまでよりも広範囲の乾燥密度に適用可能な透水係数式の構築が可能となる。

平成 29 年度の取りまとめに向けては、各種力学挙動モデル（圧密、膨潤、限界状態線）について、溶液種の影響、せん断挙動等のデータ拡充によるモデルの信頼性の向上を行い、力学解析への反映する必要がある。透水係数モデルについては、上述の通り形状係数に関する検討により信頼性を高めると共に化学変質挙動や乾燥密度の適用範囲を広げ、化学解析及び力学解析に反映する必要がある。

### 3章の参考文献

- [1] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター, 平成 24 年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処分技術 人工バリア長期性能評価技術開発 平成 19 年度～24 年度取りまとめ報告書 (2013).
- [2] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター, 平成 25 年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発報告書 (第 4 分冊) -人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定-(2014).
- [3] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター, 平成 26 年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発報告書 (第 4 分冊) -人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定-(2015).
- [4] (公財) 原子力環境整備促進・資金管理センター, 平成 27 年度 地層処分技術調査等事業 TRU 廃棄物処理・処分技術高度化開発報告書 (第 4 分冊) -人工バリア材料長期挙動評価・人工バリア初期条件の設定-(2016).
- [5] 小林一三, 戸井田克, 笹倉剛, 太田秀樹: 等含水比線と等飽和度線を用いた締固めベントナイトの圧縮・膨潤挙動の解釈, 土木学会論文集 C, Vol. 63, No.4, pp.1065-1078 (2007).
- [6] 伊藤雅和, 岡本真由美, 鈴木啓三, 他: ベントナイトの鉱物組成分析, 原子力誌, 36[11], 1055 (1994).
- [7] 戸井田克, 笹倉剛, 横関康祐, 小林一三, 渡邊賢三, 芦澤良一: 人工バリア材料の力学的物性取得試験, JNC TJ8400 2004-036 (2005).
- [8] Morodome.S: On swelling behavior of montmorillonite with various exchangeable cations and structure of montmorillonite -water systems -In situ observation and numerical simulation of X-ray diffraction and small angle X-ray scattering method, Doctoral thesis of Tokyo Institute of Technology (2008).
- [9] 公益財団法人 原子力環境整備促進・資金管理センター, 平成 22 年度 地層処分技術調査等委託費 TRU 廃棄物処分技術 人工バリア長期性能評価技術開発 報告書 (第 1 分冊) -人工バリアの長期挙動の評価-(2011)
- [10] 飯塚敦: 軟弱地盤の変形・安定解析に関する基礎的研究、京都大学学位論文 (1988).
- [11] Andrew Schofield and Peter Wroth: Critical State Soil Mechanics, McGraw-Hill (1968).
- [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 (2003).
- [13] Clay Science Society of Japan (CSSJ): Clay handbook, 2nd Edition (1987).
- [14] Kozaki, T.: Effects of microstructure of clay on diffusion behavior of radionuclides in buffer materials (III), JNC TJ8400 2002-053 (2003).
- [15] Sudo, S: Specific surface area of soil and measurement by BET method. Journal of the Japanese Society of Soil Physics, JSSP, Vol.16, pp39-42 (1967).
- [16] Kawamura, K., Ichikawa, Y., Nakano, M., Kitayama, K. and Kawamura, H.: Swelling properties of smectite up to 90°C: In situ x-ray diffraction experimental and molecular dynamics simulation, Engineering Geology, 54, pp.75-59 (1999).

- [17] Sato, H.: Thermodynamic model on swelling of bentonite buffer and backfill materials, *Physics and chemistry of the earth* 33, S538–S543 (2008).
- [18] Sasakura, T., Kobayashi, I., Sahara, F., Murakami, T., Ohi, T., Mihara, M. & Itoh, H. : Studies on the mechanical behavior of bentonite for development of an elasto-plastic constitutive model, *DisTec 2004, International Conference on Radioactive Waste Disposal*, pp. 498-507 (2004).
- [19] Ichikawa, Y., Kawamura, K., Fujii, N. and Theramast, N.: Molecular dynamics and multiscale homogenization analysis of seepage/diffusion problem in bentonite clay, *International Journal of Numerical Method in Engineering*, 54, pp.1717-1749 (2002).
- [20] Pusch, R.: *Waste Disposal in Rock*, Elsevier, 490 (1994).
- [21] JAEA, Buffer Material Database, <http://bufferdb.jaea.go.jp/bmdb/>
- [22] 内海秀幸：粒状多孔質体に対する新たな屈曲度推定モデル，千葉工業大学研究報告 理工編 No. 61, pp.75-84 (2014).
- [23] Millington, R. J.: Gas diffusion in porous media, *Science*, Vol.130, pp. 100 -102 (1959).
- [24] Weissberg, H.: Effective diffusion coefficients in porous media, *Journal of Applied Physics*, Vol. 34, pp. 2636 2639 (1963).
- [25] Boudreau, B. P.: The diffusive tortuosity of fine – grained unlithified sediments, *Geochimica et Cosmochimica Acta*, Vol.60, No. 16, pp. 3139- 3142 (1996).
- [26] Koponen, A., Kataja, M., Timonen, J., Kokusho, T.: Tortuous flow in porous media, *Physical Review E*, Vol. 54, No. 1, pp. 406 410 (1996).
- [27] 佐藤治夫：放射性廃棄物地層処分における緩衝材および岩体中の核種移行に関する研究, *PNC TN8410 97-202* (1998).

