

粘性土地盤の変形解析における
数値解析のV&V

徳島大学大学院先端技術科学教育部
知的力学システム工学専攻
建設創造システム工学コース

肥前大樹

令和二年三月

目次

第1章	背景と目的	1
1.1	背景	1
1.2	既往の研究	3
1.3	目的	3
1.4	本論文の構成	4
第2章	三軸試験	6
2.1	実験装置	6
2.1.1	三軸試験機	6
2.1.2	予圧密載荷装置	7
2.2	供試体作製	7
2.2.1	使用材料	7
2.2.2	用具	8
2.2.3	供試体作製および設置, 飽和	10
2.3	実験手順	13
2.3.1	圧密過程	13
2.3.2	せん断過程	14
2.3.3	実験ケース	15
2.4	実験結果	15
2.4.1	圧密過程	15
2.4.2	せん断過程	16
2.5	弾塑性パラメーターに対する PIRT	23
第3章	遠心模型実験	27
3.1	実験装置	27
3.2	相似則	28
3.3	実験材料	30
3.4	実験手順	30
3.4.1	模型作製手順	30
3.4.2	遠心載荷	31
3.5	実験結果	32

3.6	粘性土地盤の沈下量に対する PIRT	39
第 4 章	多孔質体理論に基づく有限要素解析手法	41
4.1	基礎式	41
4.2	数値解法	42
4.2.1	有限要素法	42
4.2.2	時間積分	43
4.2.3	Newton-Raphson 法	43
4.3	構成式	44
4.3.1	neo-Hookean モデル	44
4.3.2	修正 Cam-Clay モデル	44
4.3.3	超弾性 DP モデル	49
4.3.4	水分特性曲線 (LG モデル)	50
第 5 章	数値解析手法の検証	52
5.1	コード検証	53
5.1.1	二次元応力解析	53
5.1.2	一次元圧密解析	59
5.2	解析検証	63
5.3	まとめ	65
第 6 章	数値解析手法の妥当性確認	67
6.1	弾塑性パラメーターのばらつきを考慮した数値解析	67
6.1.1	解析パラメーター	67
6.1.2	数値解析条件	72
6.1.3	解析結果	72
6.1.4	弾塑性パラメーターの影響	75
6.2	弾塑性パラメーターと盛土荷重のばらつきを考慮した数値解析	77
6.2.1	解析パラメーター	77
6.2.2	数値解析条件	77
6.2.3	解析結果	78
6.3	弾塑性パラメーターの空間的なばらつきを考慮した数値解析	79
6.3.1	数値解析条件	79
6.3.2	解析結果	80
6.4	数値解析結果に対する PIRT	86
6.5	まとめ	87

第 7 章 結論	88
参考文献	92
謝辭	94

第1章 背景と目的

1.1 背景

数値解析の利点は、自然災害のように規模が大きく実験で再現が難しい現象に対しても定量的に予測ができること、流体の動きやひずみ発達の程度を数値的に可視化することでメカニズムの把握に繋がることが挙げられる。これらの利点を最大限活用されるためには、解析手法が正しくプログラムされているか、ならびにその結果に妥当性があるかを実証し、データを蓄積していくことが重要であると考えられる。数学モデル（解くべき偏微分方程式）や離散化の方法（有限要素法など）といった数値解析手法を十分理解せずに数値解析が実施され、ツールの検証や解析結果の妥当性確認を十分に実施されなければ、その解析結果の信頼性が保証されにくくなる。

そこで、数値解析の信頼性保証の考え方の一つに Verification & Validation (V&V, 検証と妥当性確認) があり、英国の NAFEMS¹⁾ や米国機械学会 ASME²⁾ の活動に代表される。ASME で示されている V&V の概略フロー²⁾ を図 1.1 に示す。V&V フローでははじめに「所期の利用目的 (Intended Use)」を決定する。計算モデルの用途であり、何を目的に数値解析を実施するかを明確にする。次の概念モデルでは、数値解析の対象とする問題の理想化や着目する物理量、妥当性確認の要求精度の決定を行う。数学モデルは偏微分方程式、計算モデルは数学モデルを離散化し実装したものである。検証は、コード検証 (Code Verification) と解析検証 (Calculation Verification) の 2 つに分かれる。コード検証は解析解との比較を通じて、プログラミングエラーがないことと格子収束性を確認する。解析検証では解析解との比較ではなく、対象としている問題における格子収束性を確認する。

最後の妥当性確認 (Validation) では、実験条件や手順を確立した上で複数回実施した実験結果との比較を行い、予め設定した妥当性確認の要求精度を満足するかどうか判定する。ここでは、実験結果と解析結果ともに不確かさの定量化が要求される。図 1.2 に示すように、実験・解析には様々な不確かさが含まれているため、結果も不確かなものになると予想できる。

地盤工学における数値解析は変形予測や対策工の性能評価、被災後の構造物の性能評価などで実施されてきた。従来の妥当性確認は、実験と解析の対一比較を通じてなされてきた。しかしこの場合、実験結果や解析結果は実験者・解析者の主観に基づくことになり、客観性が不足する。実験では、実験条件やそのスケールによって複数回行うことも困難である。複数回行っても完全に同一の供試体や模型を作ることは難しく、含水比状態や

間隙比を一致させることが難しい。解析では、数が限定された地質データや現場試験、室内試験の結果を基に解析者の判断で材料パラメーターの決定がなされている。従って、従来の一対一比較の妥当性確認では、実験と解析に含まれる不確かさが明確ではないため、解析結果が正しいかどうか保証されにくい。また、解析結果が過大・過小評価をしたときに何が要因なのかが明確にならない。

妥当性確認における数値解析のフロー²⁾を図 1.3 に示す。入力の不確かさとして、構成式の選択、解析パラメーター（弾塑性パラメーターや盛土質量）、均質地盤と仮定するか、盛土のモデル化の影響、などが挙げられる。これらを考慮し数値解析を実施すれば、様々な不確かさを含んだ解析結果が得られる。実験も解析も、それぞれの結果のばらつきに影響を与えうる項目を抽出することが重要となる。

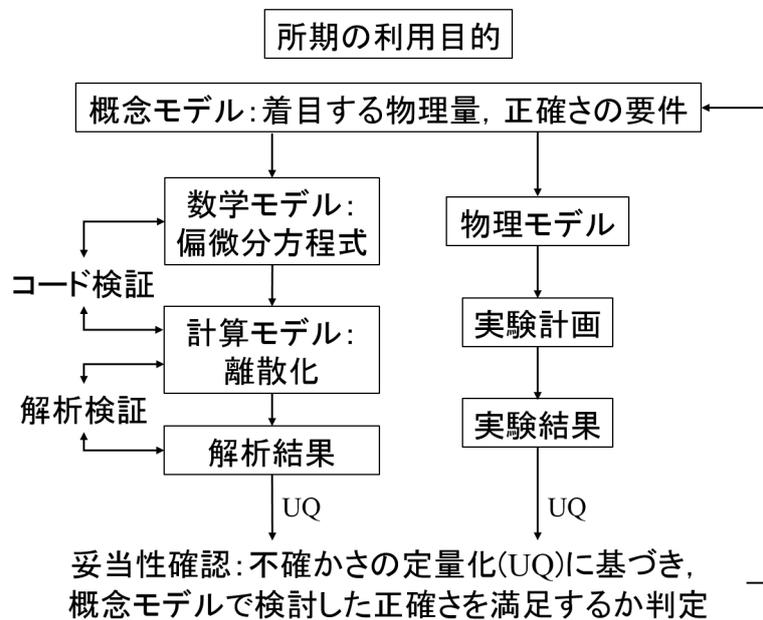


図 1.1 V&V の実施フロー²⁾

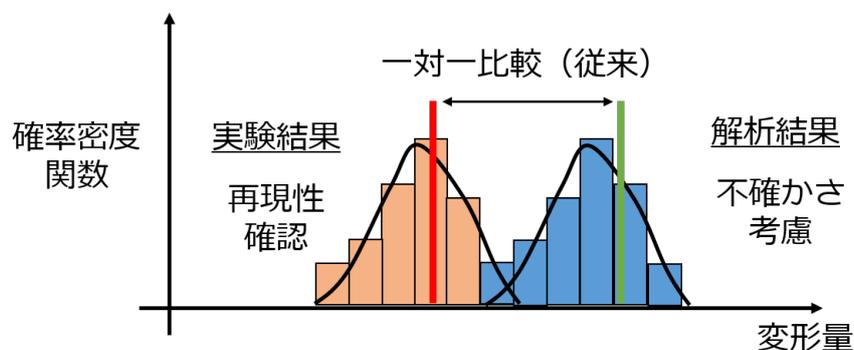


図 1.2 不確かさの定量化に基づく妥当性確認²⁾に一部加筆

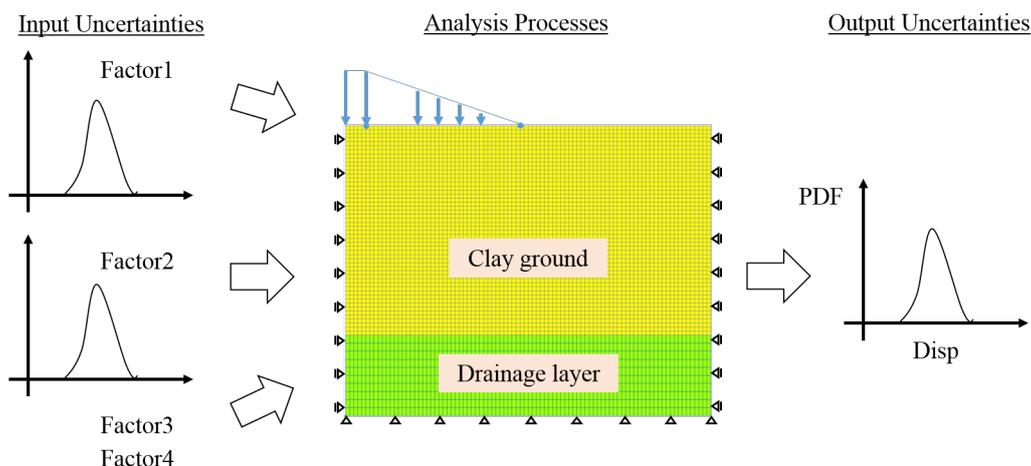


図 1.3 不確かさを考慮した数値解析フロー 2)に一部加筆

1.2 既往の研究

近年では土木分野でも V&V の考えに基づき実験が進められている。コンクリートの分野では、車谷ら³⁾が RC はりの一斉載荷実験から不確かさの定量化を検討している。所有する試験機は異なるが、同様の実験を一斉に実施している。完全には統一できない実験条件の違いが実験結果に与える影響について検討した研究である。

地盤工学分野では、室内試験では試験結果のばらつきに影響を与える要因を明らかにする研究が実施されている。例えば、液性限界・塑性限界試験⁴⁾では、結果のばらつきに与える要因として試験員の熟練度や試料の準備方法（湿潤か乾燥）、試料の練り時間などを抽出し、それらの影響度を求めている。粒度試験⁵⁾では、試験結果である通過質量百分率に影響する要因を、いくつかのグループ（試験機器・試験方法・試験者・試料・試験環境）に分け、そのグループの中でさらに要因を抽出している。数値解析では、材料の不均質性が斜面安定性に与える影響に関する研究⁶⁾や、地盤構造物設計に関する不確実性寄与度分析に関する研究⁷⁾が挙げられる。

このように、室内試験や数値解析の結果のばらつきに影響する要因を抽出し、それらがどの程度影響しているか分析する研究が進められている。しかし、三軸試験や遠心模型実験では確立された実験手順で複数回実施された事例は少なく、要因の抽出やその影響度を検討するにはまだ至っていない。従って、実験と解析の多数対多数の比較を通じて数値解析の妥当性確認がなされた事例もほとんどない。

1.3 目的

本研究では、粘性土地盤の圧密およびせん断変形を対象に V&V の適用を試みる。まず、数値解析手法が正しくプログラムされていること、対象とする問題に対する有限要素法の

正確さといった性能確認のため、コード検証と解析検証を実施する。次に、対象とする問題に関する実験を多数を行い、従来の実験と解析の一対一比較ではなく多数対多数の比較を通じた、客観性をもった数値解析の妥当性確認を行う。

所期の利用目的を粘性土地盤の変形予測として、着目する物理量を粘性土地盤の沈下量と設定する。これらに対して、実験では遠心模型実験と三軸試験を実験条件や手順を確立した後複数回実施する。遠心模型実験では、予圧密載荷による圧密変形および盛土によるせん断変形を対象とする。三軸試験では、数値解析の構成式に用いる弾塑性パラメータである圧縮指数、膨潤指数、限界状態応力比を得る。沈下量や弾塑性パラメータのばらつきを得るとともに、そのばらつきに影響を与える要因を抽出する。数値解析では、まず数値解析手法の検証として解析解との比較とメッシュサイズによる収束性を検討する。その後、沈下量に影響を与える要因(材料パラメータや盛土質量のばらつき)を考慮した、遠心模型実験の再現解析を実施する。ここで、ASME が提示している妥当性確認の要求精度を参考し、妥当性確認を行う。

加えて、V&V の目標の一つに PIRT(Phenomena Identification and Ranking Table)⁸⁾ の構築がある。PIRT とはある現象に対して影響を与える要因を抽出し、その影響度を評価したものを表にまとめたものである。三軸試験や遠心模型実験では、要因の抽出やその影響度を検討した事例は少ない。また、数値解析では沈下量に与える要因を抽出し、それを一つずつ考慮した解析を行うことにより、その影響度を検討しなければならない。結果に影響を与える要因全てを検討することは難しいため、PIRT を構築することにより検証実験や数値解析で優先的に考慮すべき点が明確になる。本研究では、粘性土地盤の圧密およびせん断変形に関する PIRT を作成し、この問題に対する V&V の適用性について検討する。

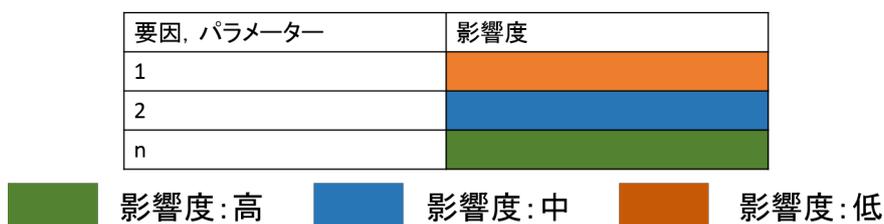


図 1.4 作成される PIRT の例

1.4 本論文の構成

2章：三軸試験 数値解析に用いる弾塑性パラメータを得るための三軸試験について述べる。弾塑性パラメータのばらつきに影響を与える要因を抽出する。

3章：遠心模型実験 粘性土地盤の圧密およびせん断変形問題を対象とした遠心模型実験について述べる。粘性土地盤の沈下量に着目し，そのばらつきに影響を与える要因を抽出する。

4章：多孔質体理論に基づく有限要素解析手法 本研究で用いる数値解析手法について述べる。

5章：数値解析手法の検証 数値解析手法のコード検証と解析検証を実施する。

6章：数値解析手法の妥当性確認 検証を行った数値解析手法を用いて，遠心模型実験を対象に妥当性確認を実施する。

7章：結論 粘性土地盤の圧密およびせん断変形問題に V&V の考え方を適用した結果をまとめる。

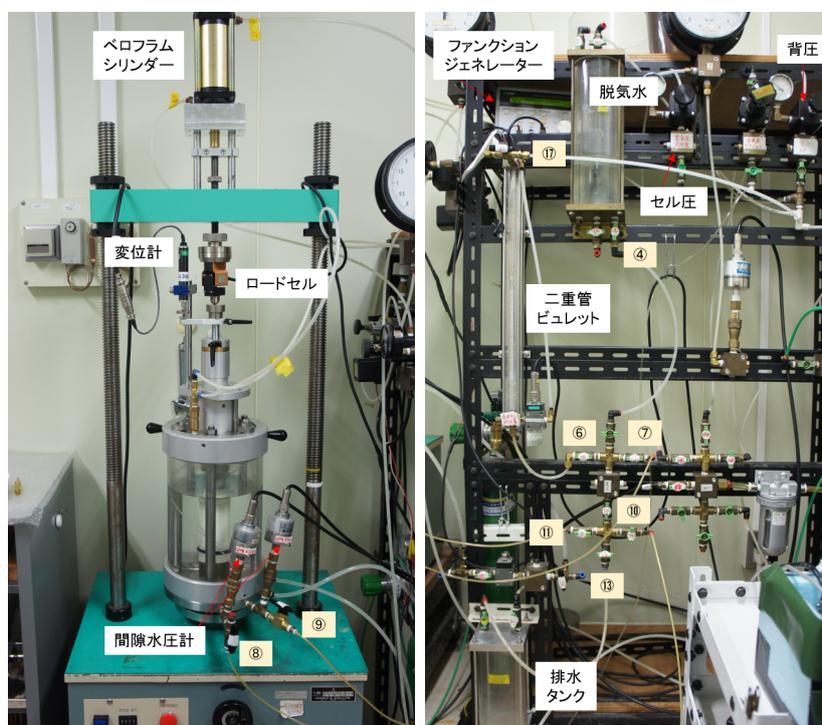
第2章 三軸試験

数値解析に使用する弾塑性パラメーターを得るための圧密非排水試験を実施した。ここでは、最終的な結果である弾塑性パラメーターのばらつきを得ることが目的である。これには供試体の状態や計測誤差が含まれており、結果に及ぼす各要因について明記する。本章では、実験装置や供試体作製、実験手順および結果について記述する。

2.1 実験装置

2.1.1 三軸試験機

三軸試験機を図 2.1 に、システム図を図 2.2 に示す。供試体の上下部の間隙水压を計測する間隙圧計と変位計，ロードセルを三軸室の外に設置する。これらの計測器をインターフェースに繋ぐ。ファンクションジェネレーターで制御した電空変換器とブースターを介してペロフラムシリンダーに空気圧を送ることで軸力が作用する。



(a) 三軸室

(b) 経路

図 2.1 三軸試験機

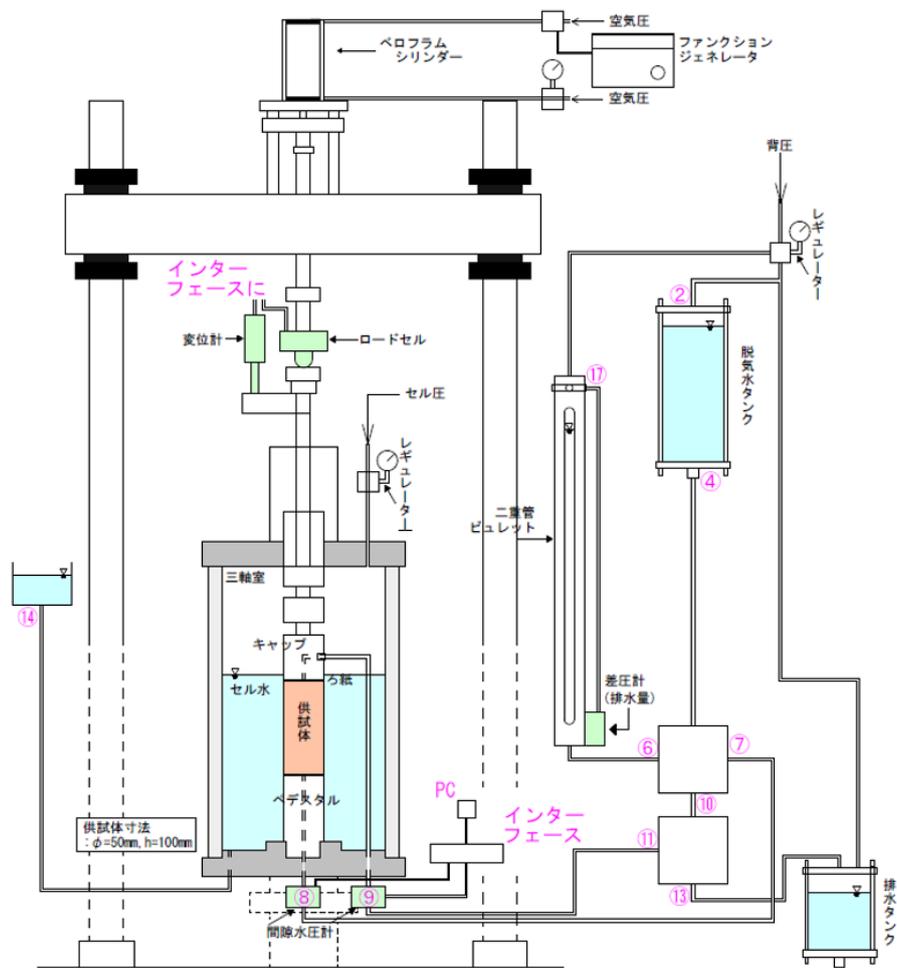


図 2.2 三軸試験機のシステム図

2.1.2 予圧密載荷装置

予圧密載荷装置のシステム図を図 2.3 に示す。コンプレッサーで生成された圧縮空気をレギュレーターで調節してペロフラムシリンダーに空気圧を送りロッドを押す。ロッドを介して載荷板を押すことによりスラリー状粘土を圧密する。載荷板は排水孔があるものを使用する。土槽下部にも排水孔があり両面排水とする。ロッドの先端にロードセルを取り付けて予圧密圧力を、変位計で載荷板の変位（粘土地表面の変位）を計測し、インターフェースを介して PC と接続している。

2.2 供試体作製

2.2.1 使用材料

実験材料には信楽粘土を用いる。その物性値を表 2.1 に、粒径加積曲線を図 2.4 に示す。

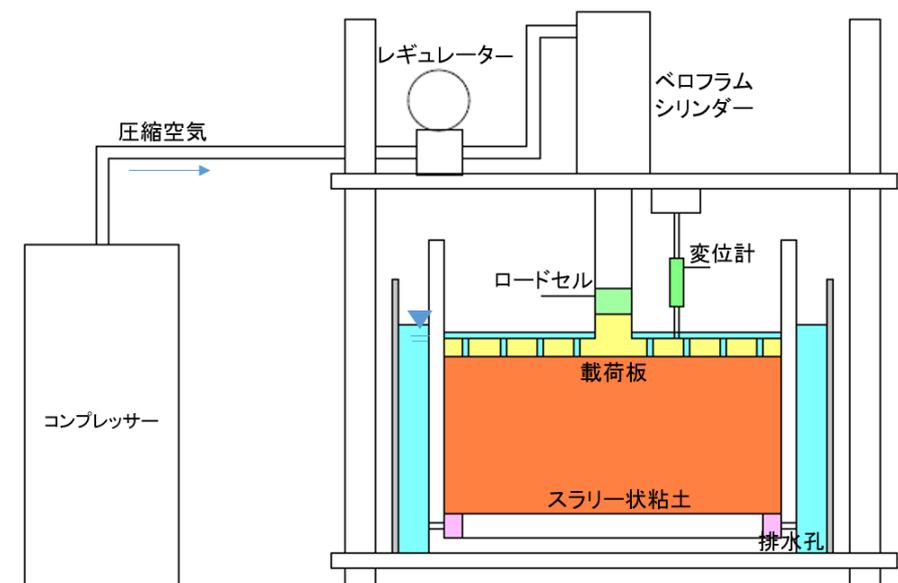


図 2.3 予圧密載荷装置のシステム図

表 2.1 信楽粘土の物性値

パラメーター	記号	数値
土粒子密度	ρ_s (g/cm ³)	2.57
液性限界	w_L (%)	35.7
塑性限界	w_p (%)	18.4

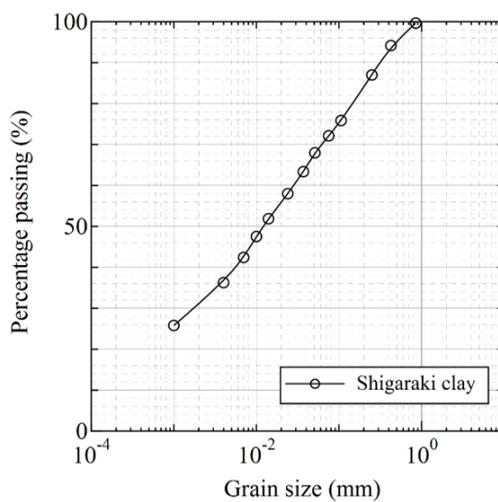


図 2.4 粒径加積曲線

2.2.2 用具

本実験で使用する用具を図 2.5 に示し、それらについて記述する。

1. トリマー：ブロック状試料を円柱状に成形するために使用。下部に回転台，上部に留め具がついており，試料を押さえて回転させながら成形していく。

2. 蒸発皿：三軸試験終了後，供試体の炉乾燥質量を測定するために使用。
3. シャーレ：供試体作製時に排出される粘土の含水比を測定するために使用。
4. 拡張器：供試体にゴムスリーブを被せるために使用。
5. ペDESTAL：三軸試験機底盤上，供試体下部に設置する。供試体と同じ直径となるよう，直径 50mm のものを使用。
6. ワイヤソー：ブロック状試料を円柱状に成形するために使用。
7. Oリング：ゴムスリーブをキャップ及びペDESTALに装着するためのもの。その内径が締め付け部の直径の 80 %程度で漏れを防止するのに十分な力を有するものとする。
8. さじ：供試体作製時に排出される粘土の含水比を測定する際，シャーレに試料を移すために使用。
9. 鋼製ヘラ：マイターボックスに入った供試体の端面を成形するために使用。
10. 電子ノギス：完成した供試体の直径および高さを計測するために使用。
11. モールド：供試体をペDESTALに設置した後，供試体が動かないよう留めておくために使用。
12. グリス：供試体内や三軸セル内を密封状態にするためOリングやペDESTAL，キャップに塗る。
13. ろ紙：円形タイプは供試体上面及び下面に敷き，試料がポーラスストーン内に入り込むのを防止する。短冊タイプは排水用のフィルターとして供試体側面に貼付する。
14. ゴムスリーブ：完成した供試体を覆うために使用。直径 50mm，高さ 180mm，厚さ 0.2mm のものを使用。
15. マイターボックス：二つ割りにでき，内径が供試体直径よりわずかに大きく，両端が平行かつ軸方向に直角なもの。
16. バイブレーター：スラリー状粘土の間隙空気を抜くために使用。
17. 攪拌機：粘土と水を混ぜ合わせてスラリー状粘土にするために使用。

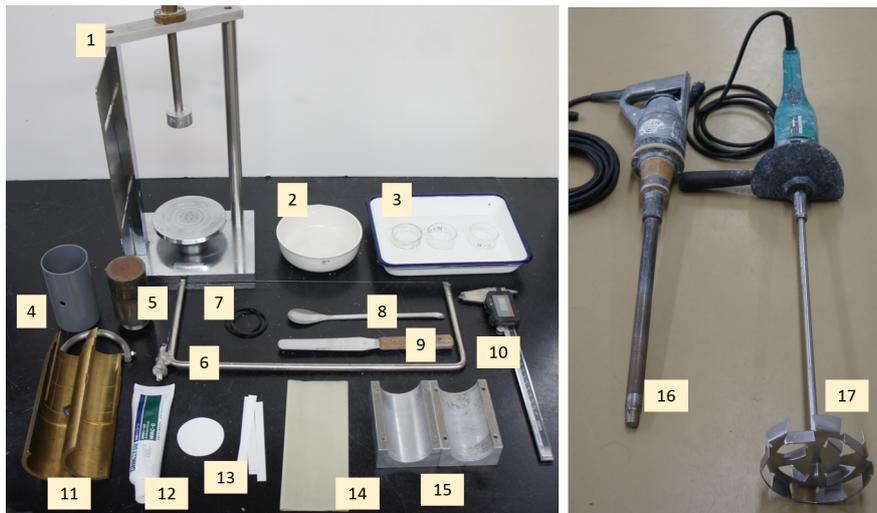


図 2.5 使用用具

2.2.3 供試体作製および設置，飽和 予圧密

1. 組み立てた剛土槽の底部の排水管をポーラスストーンで覆う。
2. 蒸留水で湿らせた珪砂 4 号を，ポーラスストーンと同じ高さ 50mm になるように十分突き固めた後，その表面にろ紙を敷く。排水層完成時を図 2.6 に示す。
3. 図 2.7 のように圧密の均等性や脱気性能を確保するため，液性限界より高い含水比 50% に調整した信楽粘土を，攪拌機を用いて混合しスラリー状にする。
4. 間隙空気の存在は地盤の空間的な不均質性を生む要因に成り得るため，図 2.8 のように振動機を用いて十分に間隙空気を抜きながらスラリー状粘土を数回に分けて土槽に流し込む。なお，このときのスラリー状粘土のみの質量は 20kg である。
5. 予圧密載荷時に粘土が漏れることを防ぐため，スラリー状粘土表面にろ紙を敷く。
6. 図 2.9 のように載荷板を載せ，水平を取る。
7. コンテナに土槽を入れ，予圧密載荷装置に設置する。その後，載荷板上部 30mm 程度の高さに水を張る。同様に，水頭差をなくすためこの高さと同程度になるまでコンテナにも水を張る。
8. 載荷装置にロードセルを取り付け，載荷板と接着させる。変位計を取り付けて載荷板の沈下量を計測する。

9. レギュレータを調節してエアシリンダー内のロッドに空気圧を作用させることにより載荷板を押し、粘土表面に段階的に圧力をかけていく。粘土表面にかかる圧力とその載荷時間を表 2.2 に示す。
10. 予圧密が終了すると圧力の除荷と載荷板を取り外し、粘土をブロック状に切り出す。
11. 切り出した試料を濡れたタオルとラップで包み、密閉できる袋に入れる。
12. 試料の含水比の変化を避けるため、恒温室の水温一定の条件下でコンテナに水中保管する。



図 2.6 排水層



図 2.7 信楽粘土の練り混ぜ



図 2.8 土槽への流し込み



図 2.9 予圧密開始前

供試体の作製

切り出した試料からトリミング法により供試体を作製する。寸法のばらつきが結果に影響を与えないように、作製に関して数回練習を行った後、直径 $5.04\text{cm} \pm 0.8\%$ 、高さ $10.02\text{cm} \pm 0.8\%$ の精度を目標とする。

表 2.2 予圧密圧力とその載荷時間

載荷順	予圧密圧力 (kPa)	載荷時間 (h)
1	1.0	1.0
2	2.0	1.0
3	4.0	1.0
4	8.0	3.0
5	16.0	6.0
6	23.0	12.0
7	30.0	24.0
8	45.0	3t 法により決定

1. ブロック状の試料をトリマー、マイターボックス、ワイヤーソーを用いて成形する。供試体に直接手を触れないようにするため、マイターボックスにはラップを巻いておく。
2. 供試体の直径 D_0 、高さ H_0 、全体質量 m_0 を測定し、初期体積 V_0 を計算する。
3. 削り取った試料の中からサンプルを3つ採取し含水比 w_{out} を測定する。
4. 供試体の側面に排水用ろ紙を張る。ろ紙は供試体よりも大きめに切って供試体に引っ掛けられる状態にし、多少の動きで外れないようにしている。

供試体の設置

文章中の丸数字は図 2.2 に対応する。

1. ポーラスストーンを予め湯煎して空気を十分抜いておく。ペDESTALにポーラスストーンを取り付けてから脱気水を通水させて表面を湿らし、ろ紙を載せる。その上にマイターボックスに入った供試体を設置し、マイターボックスを取り外す。
2. ゴムスリーブ拡張器の内側にゴムスリーブを貼り、上下を折り返した後、枝管に負圧をかけてゴムスリーブを内壁に密着させる。
3. ペDESTAL上の供試体を拡張器で覆い、供試体にゴムスリーブを取り付ける。ゴムスリーブ下端はペDESTALに被せてOリングで固定する。
4. 供試体をモールドで固定し、ゴムスリーブ上端をモールドに折り返してから、供試体上部にろ紙を載せる。
5. クランプを緩めて、供試体に力がかからないようにキャップと供試体上面のろ紙を密着させてクランプを締める。

6. モールドに折り返したゴムスリーブ上端をキャップに被せてOリングで固定し、モールドを取り外す。
7. ペデスタルから脱気水を流入させ、ゴムスリーブ内の空気を取り除く。
8. セルを取り付けて三軸室を載荷装置に載せて、変位計を取り付ける。
9. 経路⑭を開けて水頭差を利用してセル水をゆっくり入れる。セル水の水位は供試体上部のOリングが浸かるようにする。セル水は水道水で構わない。
10. ファンクションジェネレーターを操作して、ベロフラムシリンダーのロードセルを三軸試験機のロッドが密着する手前までゆっくり降ろす。

供試体の飽和

供試体の飽和度を高める方法として、1) セル圧を加えた供試体の内部に脱気水を通水する方法、2) 背圧を十分加える方法、3) セル圧を加えた供試体内の間隙空気を炭酸ガスに置き換えて1)、2)を用いる方法、などが挙げられる。ここでは、1)の方法を採用した。

1. セル圧を10kPaかけて、間隙水圧計の空気を抜く。
2. 経路⑥⑦⑧⑨⑩⑪⑰を開けて、セル圧と背圧の差を変えないように10kPaずつセル圧と背圧を交互に上げていく。最終のセル圧と背圧はそれぞれ、210kPaと200kPaである。背圧がセル圧を超えると供試体内部の圧力の方が大きくなり膨張する。これは試験失敗となるため注意する。
3. 経路⑥⑩⑰を閉じ、⑬を開ける。次に、②④を開けて供試体下部から通水を行う。タンクに排水されたことを確認して通水を終了する。
4. 経路⑧⑨を閉じて非排水状態とし、セル圧を310kPaまで上げる。しばらく時間が経過してから、供試体が飽和しているかどうかを確認するため間隙圧係数B値を測定する。B値は間隙水圧の増分値をセル圧の増分値で除した値であり、0.95以上であれば飽和しているとみなす。

2.3 実験手順

2.3.1 圧密過程

供試体のB値が0.95を超えることを確認をした後、圧密過程に移行する。この過程で、圧縮指数 λ と膨潤指数 κ を得る。拘束圧20kPa, 40kPa, 80kPa, 20kPa, 80kPaの順に載

荷と除荷を行い、最終拘束圧は 100kPa, 150kPa, 200kPa の 3 パターンである。実験回数はそれぞれ、2・2・3 ケースの合計 7 ケースである。各段階の载荷終了判定は 3t 法に従う。圧密過程での結果整理方法を以下に示す。

1. 各载荷段階における圧密後の供試体体積 $V_c(\text{cm}^3)$ を次式により算定する。

$$V_c = V_0 - \Delta V_w \quad (2.1)$$

ここに、 V_0 は初期体積、 ΔV_w は差圧計で計測した排水量である。

2. 各载荷段階における圧密後の供試体高さ $H_c(\text{cm})$ を次式により算定する。

$$H_c = H_0 - \Delta H_c \quad (2.2)$$

ここに、 H_0 は初期高さ、 ΔH_c は圧密に伴う軸変位量である。

3. 圧密後の供試体断面積 $A_c(\text{cm}^2)$ を次式により算定する。

$$A_c = V_c/H_c \quad (2.3)$$

4. 各载荷段階終了後における圧密後の間隙比 e を次式により算定する。

$$e = (V_c - V_s)/V_s \quad (2.4)$$

ここに、 V_s は供試体の土粒子体積 (cm^3) である。

2.3.2 せん断過程

せん断過程ではセル圧とひずみ速度を一定にして連続的に供試体を圧縮する。この過程から、応力ひずみ関係や限界状態応力比 M を得る。ひずみ速度は 0.05mm/min である。終了条件は、1) 圧縮力が最大となって引き続き軸ひずみが 3% 以上生じる、2) 圧縮力が最大値の 2/3 程度に減少する、3) 軸ひずみが 15% に達する、のどれかを満足した場合である。载荷が終了すれば供試体を炉乾燥して、炉乾燥質量 m_s ・供試体の含水比 w_{in} を測定する。せん断過程での結果整理方法を以下に示す。

1. 供試体の軸ひずみ $\varepsilon_a(\%)$ を次式で算定する。

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta H}{H_c} \times 100 \quad (2.5)$$

ここに、 ΔH は供試体の軸変位量 (cm) である。

2. 軸ひずみ ε_a (%) の時の主応力差 q (kPa) を次式で算定する。

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3 = \frac{P}{A_c} \left(1 - \frac{\varepsilon_a}{100}\right) \times 10 \quad (2.6)$$

$$\sigma'_3 = \sigma - u \quad (2.7)$$

ここに、 σ'_1 は有効鉛直応力 (kPa)、 σ'_3 は有効水平応力 (kPa)、 P は軸荷重 (N)、 σ はセル圧 (kPa)、 u は供試体に作用する間隙水圧 (kPa) である。

3. 平均有効主応力 p' (kPa) を次式で算定する。

$$p' = \frac{\sigma'_1 + 2 \times \sigma'_3}{3} \quad (2.8)$$

2.3.3 実験ケース

実施した実験ケースを表 2.3 に示す。最終拘束圧 100kPa が 2 ケース、150kPa が 2 ケース、200kPa が 3 ケースの合計 7 ケース実施した。排水量は差圧計から算出していたが、途中、差圧計が不具合を起こしたためビュレットの読みにより計測した。ケース 3, 4, 7 はビュレットの読みで排水量を計測した。

表 2.3 三軸試験の実験ケース

ケース	最終拘束圧 (kPa)	排水量計測
1	100	差圧計
2	100	差圧計
3	150	ビュレット
4	150	ビュレット
5	200	差圧計
6	200	差圧計
7	200	ビュレット

2.4 実験結果

2.4.1 圧密過程

圧密過程から得られる $e - \ln p$ 関係での圧縮指数 λ と膨潤指数 κ と、本研究の数値解析で用いる $\ln v - \ln p$ 関係における圧縮指数 $\hat{\lambda}$ と膨潤指数 $\hat{\kappa}$ の結果を示す。各ケースにおける $e - \ln p$ 関係と $\ln v - \ln p$ 関係を図 2.10 から図 2.16 に示す。圧縮指数と膨潤指数の値はそれぞれ図中に記載している。また、 $\hat{\lambda}$ と $\hat{\kappa}$ のヒストグラムを図 2.17, 図 2.18 に示す。ヒストグラムの縦軸は相対度数を表し、各区間の頻度を総頻度で除した値である。それぞ

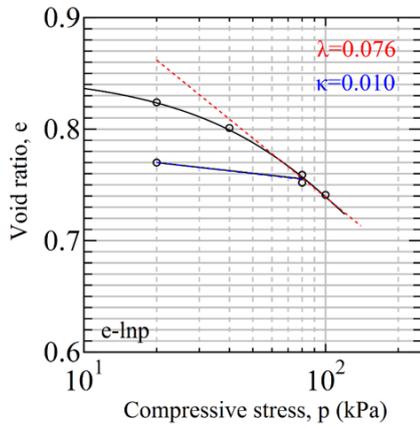
れの標本に基づいた平均値および標準偏差は図中に記載している。 $\hat{\lambda}$ の変動係数は7.3%、 $\hat{\kappa}$ の変動係数は3.9%であった。

$\hat{\lambda}$, $\hat{\kappa}$ のばらつきの要因として、初期間隙比、圧密中の排水量（体積変化）、供試体の寸法、含水比のばらつきが挙げられる。また、 $\ln v - \ln p$ 関係を近似線でグラフを描き、そこからさらに接線を描いて $\hat{\lambda}$, $\hat{\kappa}$ を決定している。その引き方には人の考え方が反映されることもある。そのため、標本が少ない場合には多種の考え方を考慮して、ある程度材料パラメータの分布に幅を持たせておくことも必要であると考えられる。標本数を増加させることにより、その幅を徐々に再考していくことが望ましい。

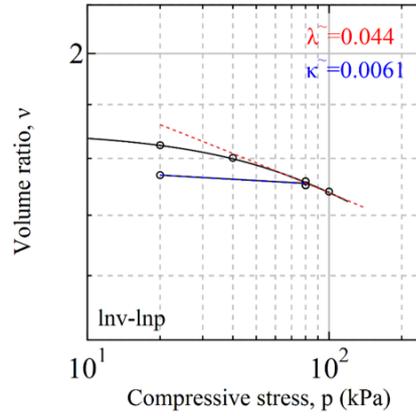
2.4.2 せん断過程

せん断過程で観測された応力ひずみ関係と応力経路をまとめたものを図 2.19, 図 2.20 に示す。せん断過程初期は拘束圧に依らずばらつきが小さいが、せん断が進行すると徐々にばらつきが発生している。圧密過程が終了した後、供試体の間隙比がケース間で大きくばらついているが、せん断過程初期ではその影響は小さい。しかし、同じ拘束圧であっても降伏応力にはばらつきが見られるため、圧密後の供試体の状態が結果に影響を与えていると考えられる。

次に、応力経路から得られる限界状態応力比 M の結果を示す。 M は3つの拘束圧を使って1つの値を計算した。従って、 $2 \times 2 \times 3 = 12$ 例の応力経路を得た。得られた応力経路を図 2.21 から図 2.32 に示す。得られた M のヒストグラムを図 2.33 に示す。変動係数は1.2%であった。 M の決定には応力経路のばらつきが影響する。また、今回は降伏応力の決定や線の描き方が解析者によって判断されている。このような場合に解析者の考えが2重に反映されてしまい、 M のばらつきを生成してしまう。従って、最小二乗法を用いて M を決定することにより、降伏応力の決定を除いて、解析者の考え方によるばらつきは極力削減すべきであった。

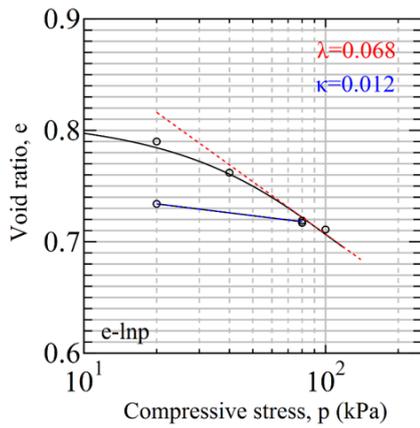


(a) $e - \ln p$ 関係

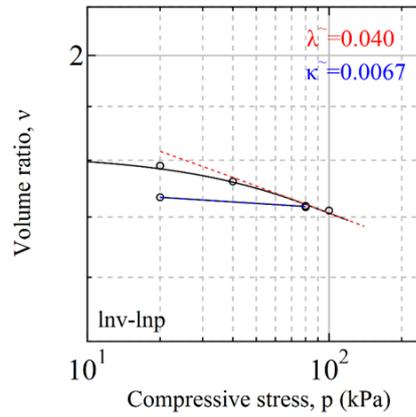


(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.10 ケース 1

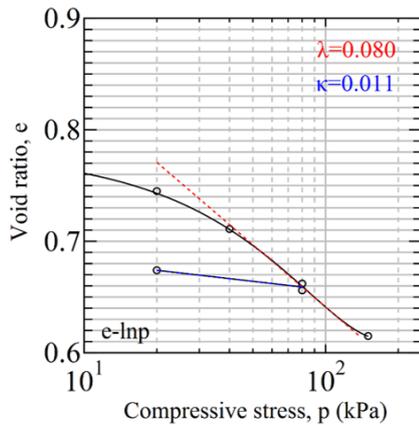


(a) $e - \ln p$ 関係

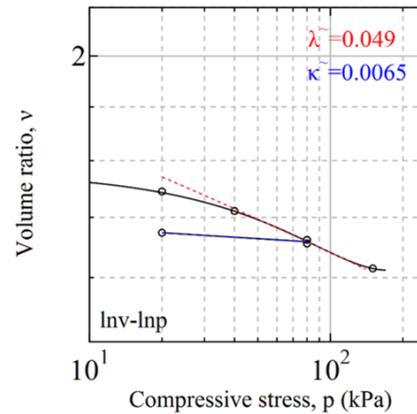


(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.11 ケース 2

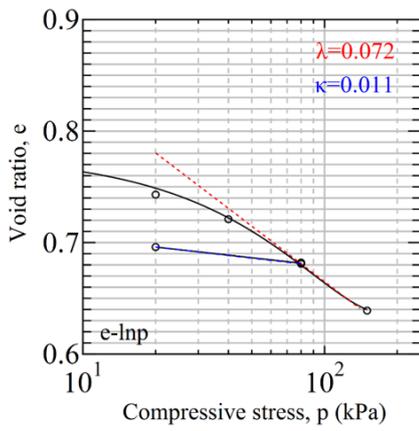


(a) $e - \ln p$ 関係

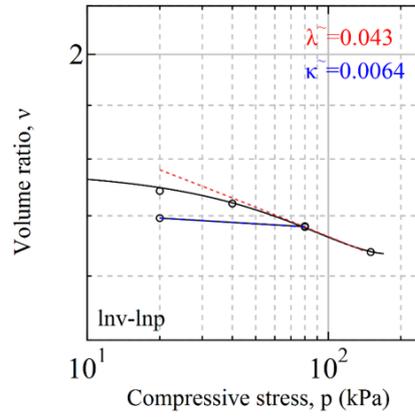


(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.12 ケース 3

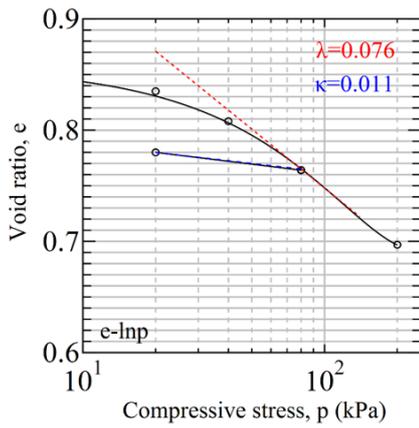


(a) $e - \ln p$ 関係

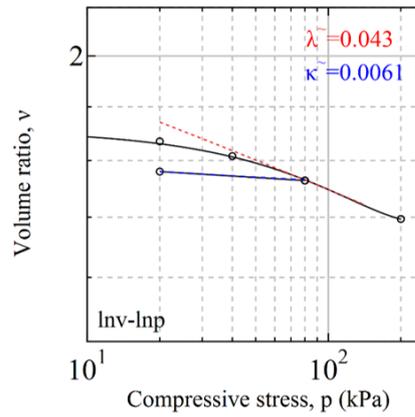


(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.13 ケース 4

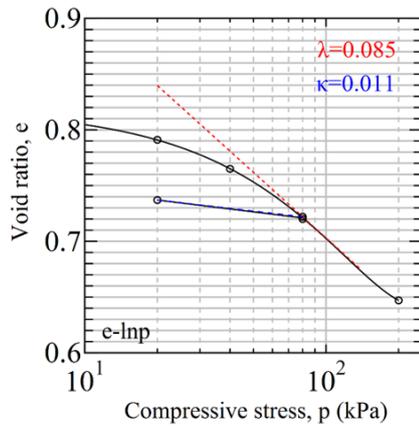


(a) $e - \ln p$ 関係

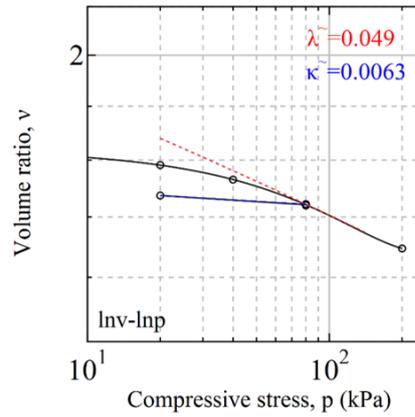


(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.14 ケース 5



(a) $e - \ln p$ 関係



(b) $\ln v - \ln p$ 関係

図 2.15 ケース 6

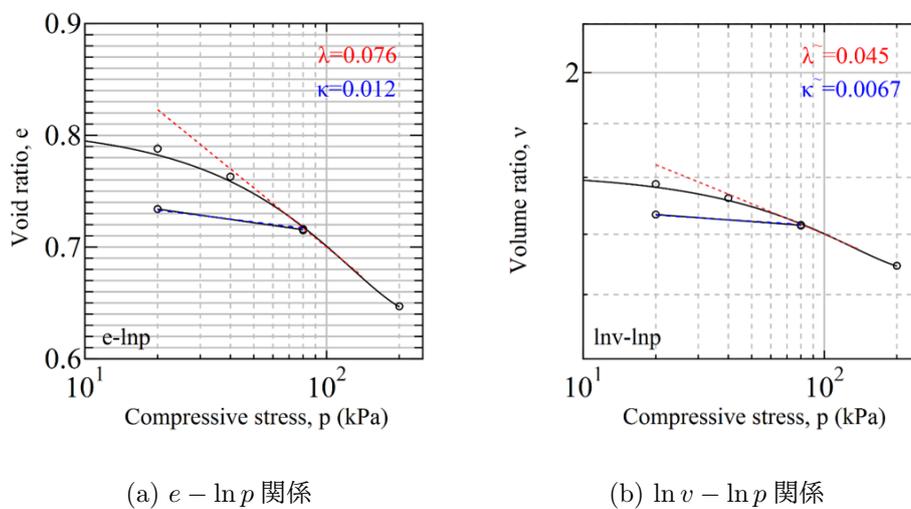


図 2.16 ケース 7

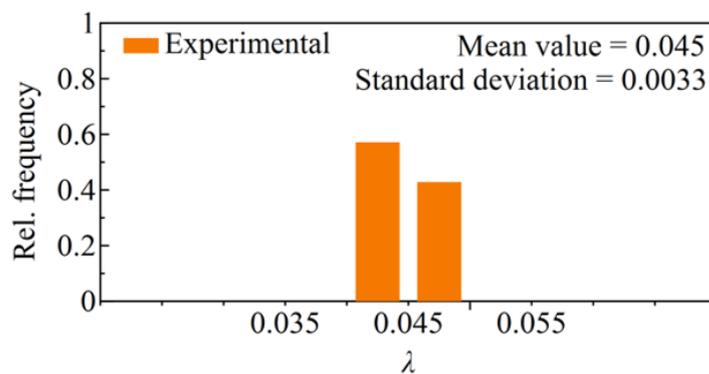


図 2.17 $\ln v - \ln p$ 関係における圧縮指数 $\hat{\lambda}$ のヒストグラム

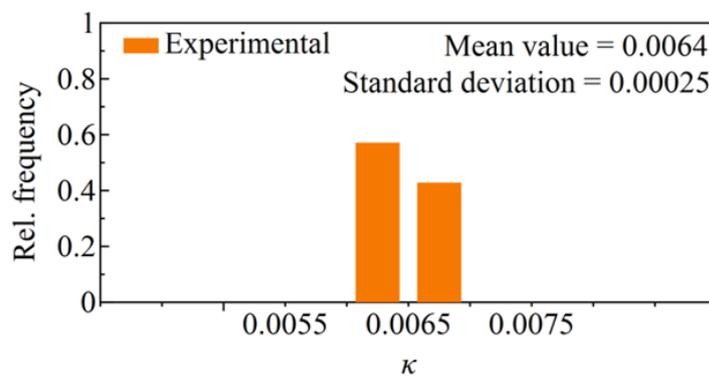


図 2.18 $\ln v - \ln p$ 関係における膨潤指数 $\hat{\kappa}$ のヒストグラム

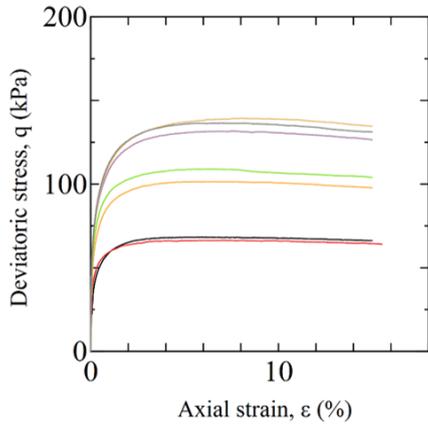


図 2.19 全ケースの応力ひずみ関係

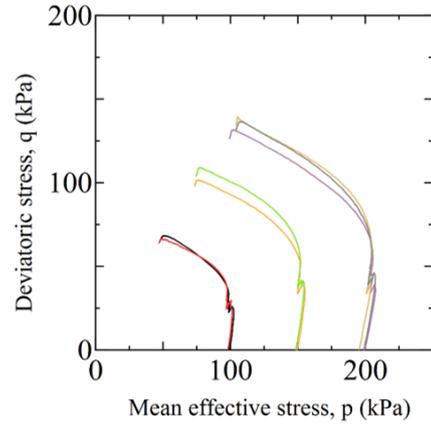


図 2.20 全ケースの応力経路

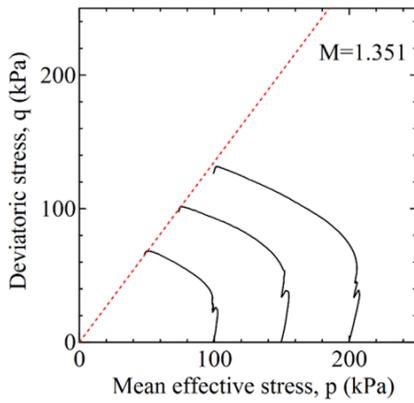


図 2.21 応力経路 1 例目

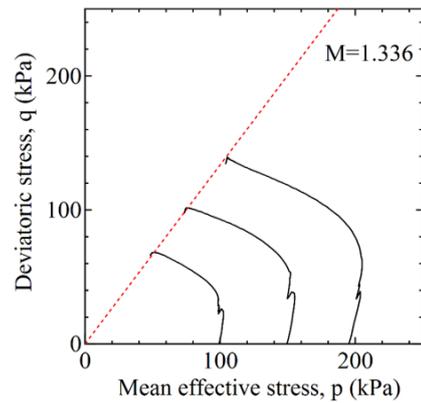


図 2.22 応力経路 2 例目

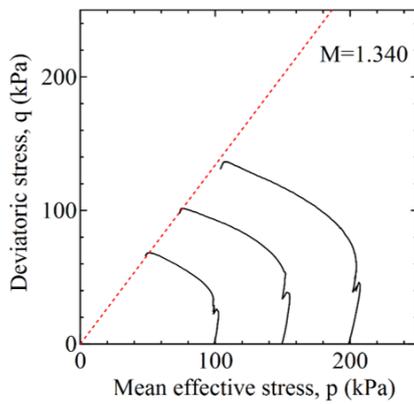


図 2.23 応力経路 3 例目

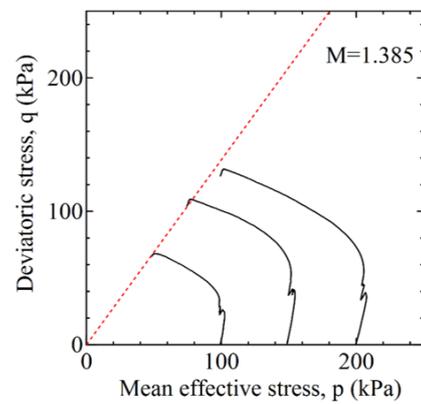


図 2.24 応力経路 4 例目

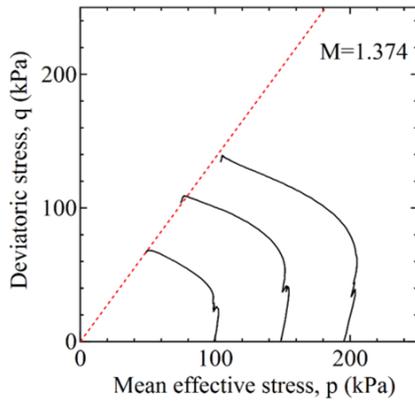


図 2.25 応力経路 5 例目

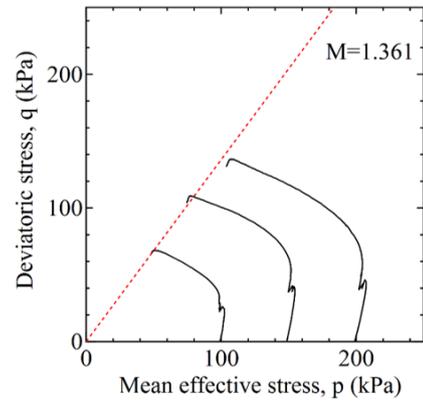


図 2.26 応力経路 6 例目

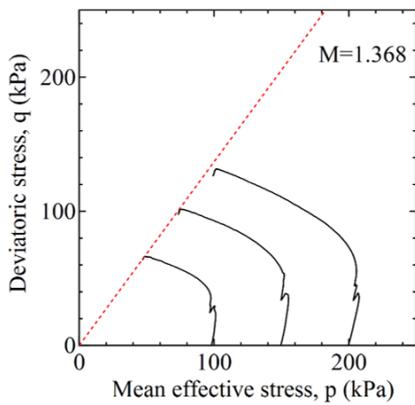


図 2.27 応力経路 7 例目

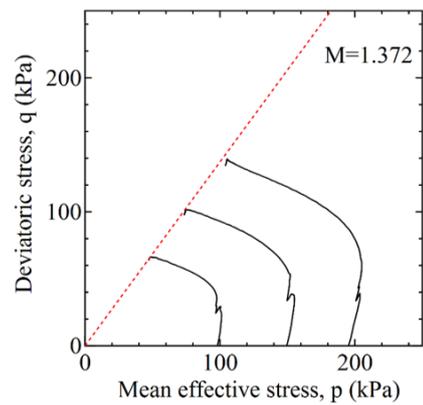


図 2.28 応力経路 8 例目

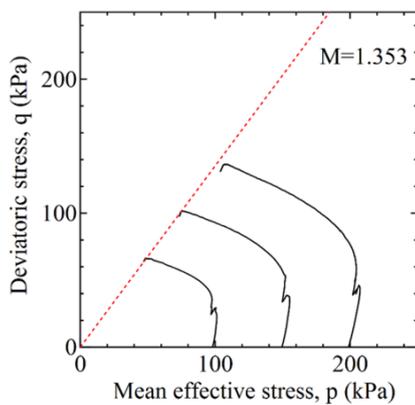


図 2.29 応力経路 9 例目

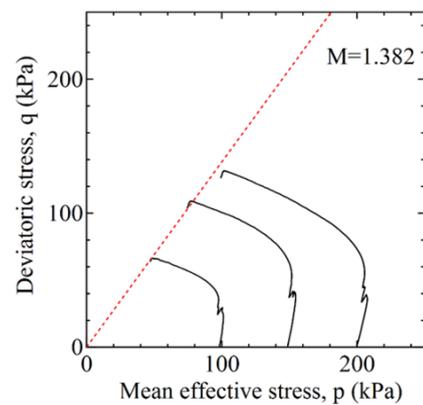


図 2.30 応力経路 10 例目

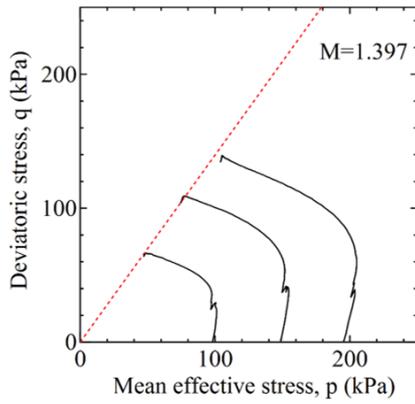


図 2.31 応力経路 11 例目

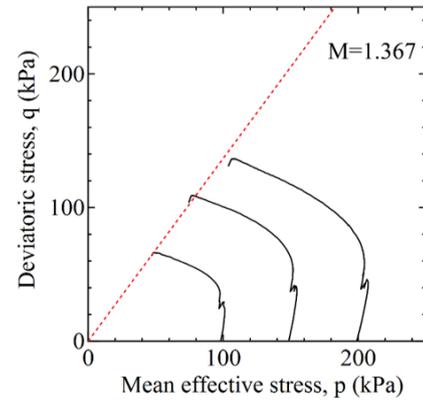


図 2.32 応力経路 12 例目

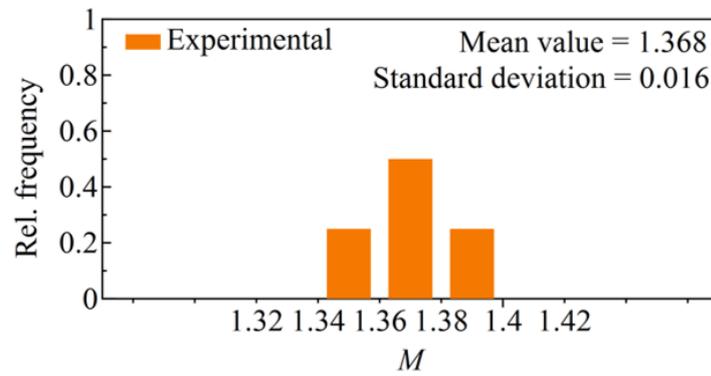


図 2.33 限界状態応力比 M のヒストグラム

2.5 弾塑性パラメーターに対する PIRT

三軸試験から得られる弾塑性パラメーターに対する PIRT の作成に関して、その不確かさに影響する要因を抽出する。まず、圧密過程前の供試体の状態である。各ケースの供試体の各諸量を表 2.4 と表 2.5 に示す。表中の平均値、標準偏差は標本に基づくものである。直径と高さのばらつきは体積のばらつきに影響を与える。これらは人的制御が可能なパラメーターであるため、目標の精度に作製するよう努める。本研究では、変動係数も小さく精度の良い供試体寸法であった。供試体作製時に排出された粘土から計測した含水比 w_{out} は変動係数が小さく、恒温室水温一定での保管の効果が見られる。しかし、供試体の含水比 w_{in} は w_{out} と比較して変動係数が大きく、ケース間で含水比がばらついている。供試体作製自体は恒温室で行っていないため、作製中あるいは試験機に設置するまでに含水比の変化があったと考えられる。供試体の含水比のばらつきが大きく、炉乾燥質量のばらつきは小さいことから、供試体に含まれる間隙水のばらつきが大きいことを意味している。間隙比は全体の体積と土粒子体積から計算している。全体の体積と土粒子体積のばらつきが小さいため、計算上は変動係数が小さく精度が良いと判断される。

次に圧密過程における各段階での排水量と間隙比遷移を表 2.6、表 2.7 に示す。最終拘束圧に関してはケース間で条件が異なるため、平均値と変動係数を計算していない。排水量はケース間にばらつきが見られ、特に低拘束圧である 20kPa の時点のばらつきが大きい。排水量のばらつきには、供試体の初期体積と含水比に起因する間隙水量のばらつきが影響していると考えられる。間隙比に換算したとき、初期の変動係数から段階を経ることによりばらつきが大きくなることがわかる。実験を経ることでばらつきが増幅することを示唆しているため、初期のばらつきをできる限り小さくしなければならない。

以上の要因とその影響をまとめて、各過程における PIRT を表 2.8 から表 2.10 に示す。影響度のランク付けの基準は、弾塑性パラメーター (供試体の変形) に影響し人的制御できない項目を High、影響する可能性はあるが人的制御ができる項目を Mid、影響度が小さいあるいは不明な項目を Low とした。本来、統計的かつ定量的評価に基づきランク付けをしなければならない。そこで既往の研究^{4,5)}に見られるような各要因に対する検証実験を実施し、分散分析のような処理を行う必要がある。本研究では各要因に対する検証実験はできていないが、弾塑性パラメーターの不確かさに含まれる要因を明記することは、弾塑性パラメーターの客観性を示すために重要なことであると考えられる。

表 2.4 供試体の諸量 1

ケース	直径 (cm)	高さ (cm)	体積, $V_0(\text{cm}^3)$	全体質量, $m(\text{g})$
1	5.044	10.019	200.193	379.910
2	4.996	10.062	197.231	372.270
3	4.981	10.019	195.250	374.850
4	4.991	10.006	195.735	375.500
5	5.054	10.062	201.824	360.390
6	5.035	10.034	199.752	384.810
7	4.998	10.006	196.291	369.050
平均値	5.014	10.030	198.039	373.826
標準偏差	0.029	0.024	2.540	7.824
変動係数 (%)	0.58	0.24	1.28	2.09

表 2.5 供試体の諸量 2

ケース	炉乾燥質量, $m_s(\text{g})$	含水比, $w_{in}(\%)$	含水比, $w_{out}(\%)$	間隙比
1	278.040	36.6	33.1	0.85
2	279.960	33.0	33.6	0.81
3	281.868	33.0	32.3	0.78
4	282.734	32.8	34.0	0.78
5	279.250	29.1	33.3	0.86
6	282.158	36.4	32.2	0.82
7	279.091	32.2	31.9	0.81
平均値	280.443	33.3	32.9	0.81
標準偏差	1.802	2.6	0.8	0.031
変動係数 (%)	0.64	7.78	2.37	3.76

表 2.6 圧密過程における各段階での排水量 (cm^3)

ケース	1	2	3	4	5	6	7	平均値	変動係数 (%)
20kPa	2.81	2.21	3.90	4.00	2.44	3.09	2.15	2.94	25.9
40kPa	2.49	3.05	3.70	2.45	2.93	2.84	2.70	2.88	14.7
80kPa	4.58	4.95	5.40	4.35	4.82	4.76	5.20	4.87	7.33
20kPa	-1.20	-1.91	-1.30	-1.60	-1.82	-1.64	-2.05	-1.65	-19.0
80kPa	1.93	1.62	1.90	1.50	1.76	1.81	1.95	1.78	9.4
最終拘束圧 kPa	1.19	0.89	4.50	4.70	7.26	8.07	7.50	-	-

表 2.7 圧密過程における各段階終了時での間隙比遷移

ケース	1	2	3	4	5	6	7	平均値	変動係数 (%)
初期	0.85	0.81	0.78	0.78	0.86	0.82	0.81	0.81	3.8
20kPa	0.82	0.79	0.75	0.74	0.84	0.79	0.79	0.79	4.4
40kPa	0.80	0.76	0.71	0.72	0.81	0.77	0.76	0.76	4.9
80kPa	0.76	0.72	0.66	0.68	0.76	0.72	0.72	0.72	5.2
20kPa	0.77	0.73	0.67	0.70	0.78	0.74	0.73	0.73	5.2
80kPa	0.75	0.72	0.66	0.68	0.76	0.72	0.72	0.72	5.0
最終拘束圧 kPa	0.74	0.71	0.62	0.64	0.70	0.65	0.65	-	-

表 2.8 供試体作製から設置に対する PIRT

要因	影響度
供試体の初期寸法：寸法のばらつきは体積のばらつきに影響する。電子ノギスによる計測誤差も含まれる。	Mid
供試体作製中の含水比変化：乾燥の程度は室温や気温が影響するため、恒温室内で行うことが望ましい。恒温室内で作業できない場合は、できる限り迅速に供試体を作製し三軸試験機に設置する。	Mid
初期間隙比のばらつき：供試体の圧縮量に影響を与える。	High
ブロック状試料の切り出し位置のばらつき：載荷板を用いて均一に圧力が作用しているかどうか。	Low
供試体を三軸試験機に設置する際の寸法変化：ゴムスリーブやモールドを取り付けるため、初期寸法が変化しないようにする。供試体のゴムスリーブの間の空気を抜く作業でも注意する。	Mid
設置位置のずれ：供試体の中心と軸力の中心が整合しているかどうか。	Mid

表 2.9 圧密過程に対する PIRT

要因	影響度
等方拘束圧のばらつき：軸力と側圧が一致しているかどうか。数値の確認はインターフェースを介して PC で行うため、厳密な制御は困難である。	High
各段階における圧密終了に至る時間のばらつき：終了判定を 3t 法で行っているため圧密時間がばらつき供試体の強度にも影響を与える可能性がある。	High
間隙比のばらつき：本研究の実験では圧密の進行とともにばらつきが増幅することを確認している。	High
排水量のばらつき：全体体積，炉乾燥質量，含水比が間隙水量のばらつきが影響している。他には，等方拘束圧のばらつきも影響していると考えられる。	High

表 2.10 せん断過程に対する PIRT

要因	影響度
圧密後の供試体寸法のばらつき：圧密後の体積や高さ，直径はケース間で異なる。	High
圧密後の間隙比のばらつき：本研究の実験では同じ最終拘束圧でもケース間で間隙比のばらつきを確認した。ただし，これは初期間隙比のばらつきの影響も含まれている。	High
圧密後の供試体強度のばらつき：応力ひずみ関係と応力経路から降伏応力にばらつきが確認された。	High

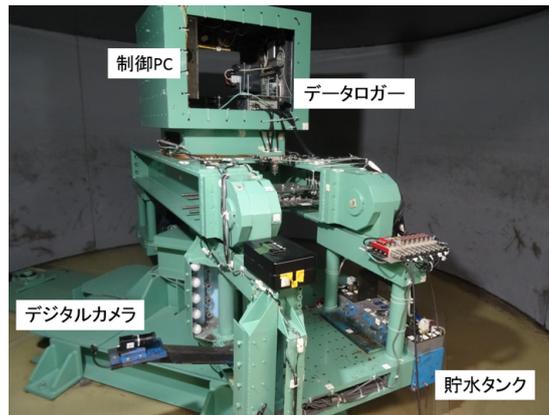


写真 3.1 遠心载荷装置の全体図

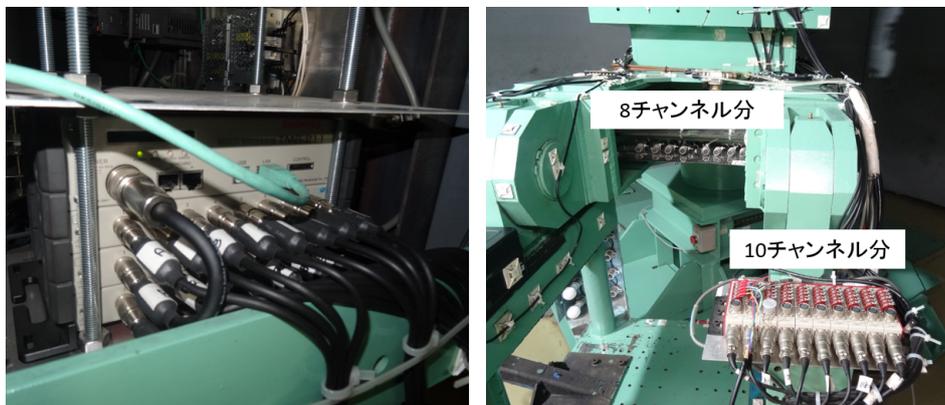


写真 3.2 データロガー

3.2 相似則

遠心模型実験とは、幾何学的に縮小された ($1/n$) 小型模型に遠心力 (ng) を作用させ、その挙動を観察する手法である。土の変形は拘束圧に依存しており小型模型の拘束圧が実構造物と異なっていると、実験で観察される挙動が実現象と異なるものとなる。実構造物の応力レベルを小型模型でも再現できるようにするために、遠心力を作用させる。

遠心模型実験の利点としては、土の自重効果が再現可能、時間の短縮などが挙げられる。ここでは、実構造物の $1/n$ の幾何学的に相似な模型をつくり、これが ng 場にあるときの相似関係について説明する。なお、添え字 m は模型、 p は実物を表す。

長さ l_m ，面積 A_m ，体積 V_m は以下のように表す。

$$l_m = \frac{l_p}{n} \quad (3.1)$$

$$A_m = \frac{A_p}{n^2} \quad (3.2)$$

$$V_m = \frac{V_p}{n^3} \quad (3.3)$$

単位体積重量 γ_m ，土の重量 W_m ，深さ z_m における鉛直応力 σ_m は，以下のように表す。

$$\gamma_m = n\gamma_p \quad (3.4)$$

$$W_m = \gamma_m V_m = \frac{n\gamma_p V_p}{n^3} = \frac{W_p}{n^2} \quad (3.5)$$

$$\sigma_m = \gamma_m z_m = \frac{n\gamma_p z_p}{n} = \sigma_p \quad (3.6)$$

模型と実構造物の鉛直応力が等しくなることから，土要素のひずみ ε_m も等しくなる。ひずみを長さで積分して算出される変位量 d_m と併せて，以下のように表す。

$$\varepsilon_m = \varepsilon_p \quad (3.7)$$

$$d_m = \frac{d_p}{n} \quad (3.8)$$

次に間隙水の流れについて示す。距離 Δl の距離を速度 v で流れることに要する時間 t は，模型と実物に関してそれぞれ以下のように表す。

$$t_m = \frac{\Delta l_m}{v_m} \quad (3.9)$$

$$t_p = \frac{\Delta l_p}{v_p} \quad (3.10)$$

速度 v はダルシー則により透水係数 k と動水勾配 i で表されるため，模型と実物に関してそれぞれ以下のように表す。ただし，動水勾配は無次元量なため，模型と実物で等しい。

$$v_m = k_m i_m \quad (3.11)$$

$$v_p = k_p i_p \quad (3.12)$$

透水係数 k は材料定数である絶対透水係数 K ，粘性係数 μ ，単位体積重量 γ_m により，以下のように表される。

$$k_m = K \frac{\gamma_m}{\mu} = K \frac{n\gamma_p}{\mu} = nk_p \quad (3.13)$$

従って，時間 t_m は以下のように表される。

$$t_m = \frac{t_p}{n^2} \quad (3.14)$$

以上のように，小型模型においても実構造物と同じ応力状態を再現できる。また，時間も短縮されることから圧密問題のような変形に長時間要する場合でも実験を行える。

3.3 実験材料

実験模型は、排水層、粘性土地盤、盛土の3層で構成される。排水層は珪砂4号、粘性土地盤は信楽粘土、盛土は珪砂7号とファインサンド（微粉末シリカ）を重量比8:2の比率で混ぜた混合砂を使用した。信楽粘土は前章で示したものと同様である。混合砂の物性値を表3.1に、粒径加積曲線と盛土材料の締固め試験結果を図3.2、図3.3に示す。

表 3.1 混合砂の物性値

パラメーター	記号	数値
土粒子密度	ρ_s (g/cm ³)	2.65
最大乾燥密度	ρ_{dmax} (g/cm ³)	1.75
最適含水比	w_{opt} (%)	12.1

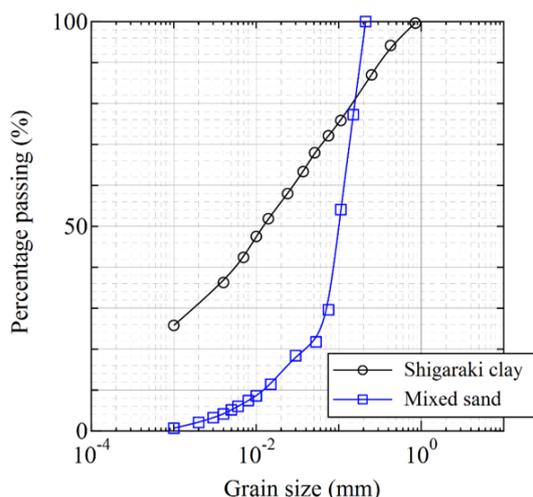


図 3.2 粒径加積曲線

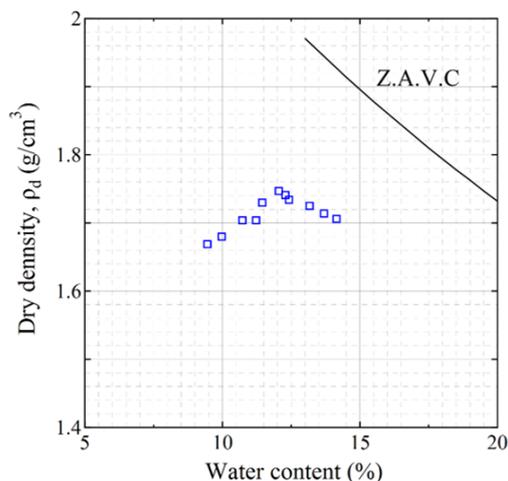


図 3.3 混合砂の締固め試験結果

3.4 実験手順

実験は予圧密載荷・予圧密除荷・盛土1G・盛土50Gの4段階に分ける。

3.4.1 模型作製手順

図3.4に実験模型概要図を示す。排水層および粘性土地盤作製に伴う予圧密手順は前章と同様である。なお、このときのスラリー状粘土のみの質量は20kg、地盤高さは13cmを目安とした。予圧密載荷の予圧密圧力と載荷時間を表3.2に示す（予圧密載荷）。全ての予圧密終了後、圧力の除荷と載荷板を取り外す。粘性土地盤表面を整地し、図3.4中の計測点にて地盤高さを電子ノギスを用いて計測する（予圧密除荷）。

盛土は、正方形の型枠内（幅 225mm，深さ 50mm）で最適含水比 12.1% の混合砂を，目標締固め度 85% で 5 層（1 層 1cm）に分けて突き固める。この土塊を図 3.5 のように粘性土地盤上に設置した後，所定の形状（法面勾配 1:2）に整形した（盛土 1G）。完成した実験模型を図 3.6 に示す。

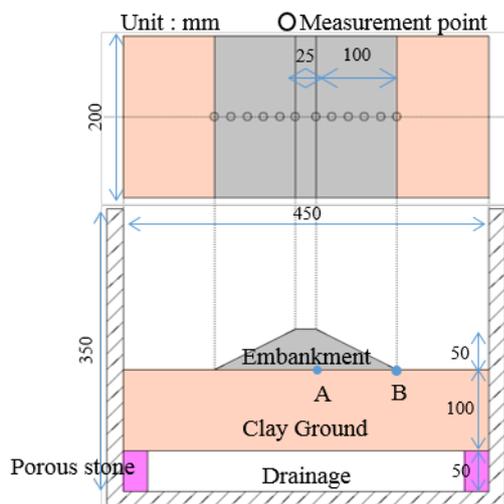


図 3.4 実験模型概要図

表 3.2 予圧密圧力とその載荷時間

載荷順	予圧密圧力 (kPa)	載荷時間 (h)
1	0.5	0.5
2	1.0	1.0
3	2.0	3.0
4	4.0	6.0
5	8.0	9.0
6	15.0	12.0
7	22.0	12.0
8	30.0	100.0

3.4.2 遠心載荷

遠心加速度とその載荷時間の関係を表 3.3 に示す。最終の遠心加速度は 50G とし，5G ずつ段階的に載荷する。各遠心加速度の載荷時間は加速度の半値として実施する。ただし，50G のみ 30 分間の載荷とした。遠心載荷後に盛土を取り除き，図 3.4 中に示す丸印の地点で粘性土地盤高さを電子ノギスを用いて計測する（盛土 50G）。粘性土地盤の沈下量は，盛土を取り除いた時と予圧密除荷時の地盤高さの差と定義する。以上の作製手順と載荷手順を確立し，8 回の遠心模型実験を実施した。

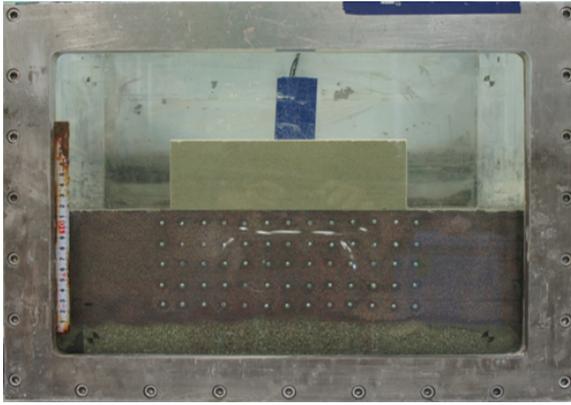


図 3.5 盛土作製前

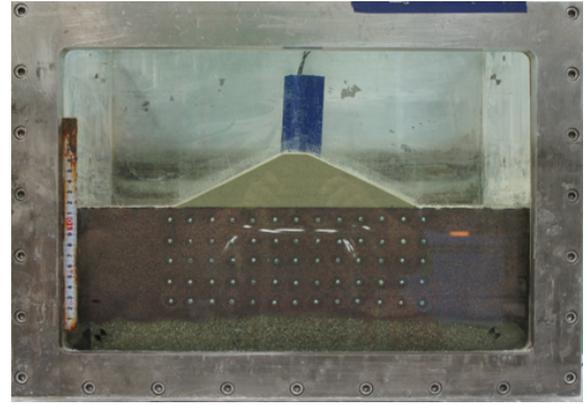


図 3.6 実験模型完成

表 3.3 遠心加速度と載荷時間

載荷順	遠心加速度 (G)	載荷時間 (min)
1	5	2.5
2	10	5.0
3	15	7.5
・	・	・
・	・	・
9	45.0	22.5
10	50.0	30.0

3.5 実験結果

予圧密

各回の予圧密沈下量の時刻歴を図 3.7 に、そのヒストグラムを図 3.8 に示す。ヒストグラムの縦軸は相対度数を表し、各区間の頻度を総頻度で除した値である。最小値は 29.45cm, 最大値は 31.62cm, 平均値は 30.20cm, 変動係数は 2.5% であった。変動係数が小さいことから再現性が高く、概ね同条件で実験を行えたと考えられる。

沈下量のばらつきの要因を挙げる。はじめにどの段階で沈下量にケース間でばらつきが発生したかを述べる。各段階における沈下量および予圧密圧力の時刻歴を上向きが正として図 3.9 から図 3.24 に示す。沈下量、圧力ともに段階 1 からばらつきが発生していた。段階 1 における最終沈下量差は約 0.3cm であった。段階を追うごとに沈下量のばらつきが増加するが、段階 4 から最大沈下量と最小沈下量の差が約 2.0cm で一定であった。段階 8 において沈下量が一定となる。この段階で載荷時間が設定よりも短いケースが存在するが、沈下が発生しなくなればその影響は少ないと考えられる。そのため、沈下はまだ十分発生していない時間帯で載荷時間にばらつきが発生すれば沈下量に影響を与えると考えられる。

次に全ての予圧密が終了した時点における粘性土地盤の質量および高さ、排水量、含水比、初期間隙比を表 3.4 に示す。粘性土地盤の質量は地表面を整形した後に計測した値、高さは地表面を整形し図 3.4 に示す計測点の平均値である。排水量は予圧密載荷前のスラリー状粘土の質量と整形後の粘性土地盤の質量との差であり、予圧密載荷中に発生した排水量の総和を示す。高さは人的で整形をするためケースに依らず概ね同程度の値になっており、変動係数も小さい。人的制御ができない質量、排水量、間隙比の中で、排水量の変動係数が最も大きい。粘性土の流出はないため、排水量のばらつきが沈下量のばらつきに影響していると考えられる。

遠心載荷

遠心載荷終了後での図 3.4 中の地点 A および B における鉛直沈下量のヒストグラムを図 3.25、図 3.26 に示す。地点 A において最小値は 4.45cm、最大値は 6.74cm、平均値は 5.56cm、変動係数は 12.6% であった。地点 B において最小値は 1.10cm、最大値は 3.05cm、平均値は 1.92cm、変動係数は 33.5% であった。

沈下量のばらつきの要因には、1) 盛土質量のばらつき、2) 盛土質量の空間的な不均質性 3) 粘性土地盤の空間的な不均質性が挙げられる。この内、計測ができる盛土質量のばらつきと盛土の締固め度、遠心載荷終了後における盛土の含水比の平均値を表 3.5 に示す。盛土の質量と締固め度に関してばらつきはあるが変動係数は小さいことが分かる。従って、遠心載荷前の盛土の条件は各ケースで概ね同様であると考えられる。含水比に関して、盛土の締固めは最適含水比 12.1% で行っているが、遠心載荷中は風力の影響により盛土が乾燥し、含水比が減少したと考えられる。

盛土および粘性土地盤の含水比の空間的な不均質性を示すため、遠心実験終了後の各地点における含水比分布を図 3.27 から図 3.34 に示す。盛土の含水比はモデル中央点に沿って、粘性土地盤の含水比は図 3.4 中の中央線に沿って、各深度で計測したものである。盛土の含水比は地点毎にばらつきが確認できる。またケース間によっても含水比に差異が見られる。遠心載荷中に盛土の含水比が変化し盛土の質量が時刻歴で変化していることを示唆している。盛土質量に空間的な不均質性が発生し、理論上の分布荷重状態にはなっていないと考えられる。粘性土地盤の含水比は局所的に高い地点と低い地点が見られるが、概ね 33% から 35% で変動している。これらの含水比のばらつきは遠心載荷中のみに発生したのではなく、予圧密除荷から遠心装置設置の間、あるいは盛土作製中や計測器設置の間に発生したことも考えられる。

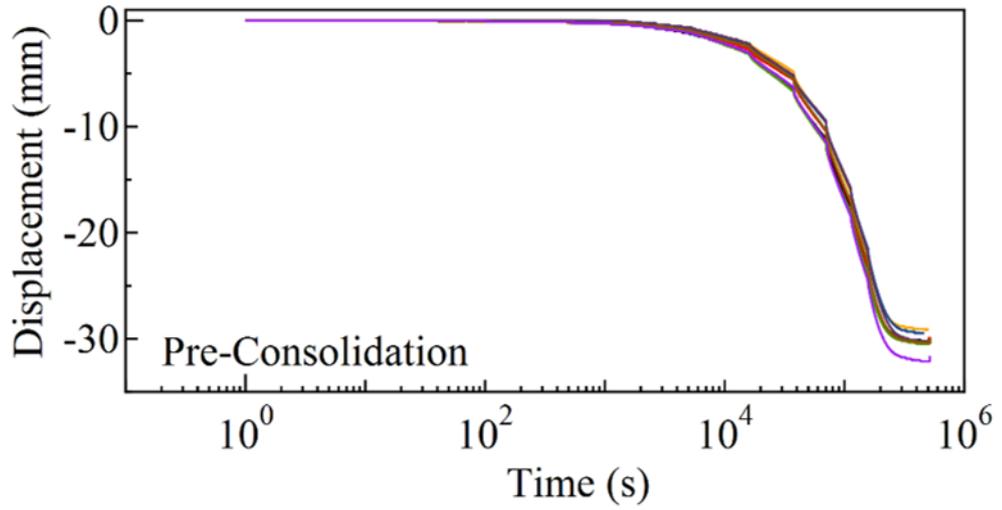


図 3.7 予圧密沈下量の時刻歴

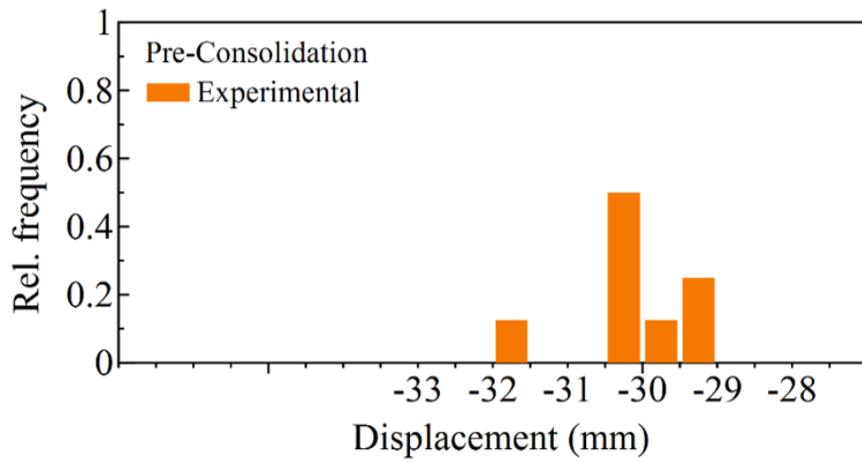


図 3.8 予圧密沈下量のヒストグラム

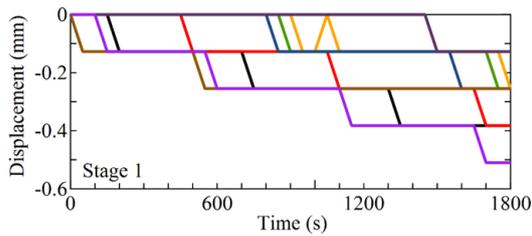


図 3.9 沈下量の時刻歴 1

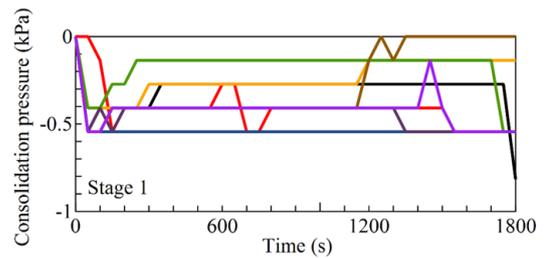


図 3.10 予圧密圧力の時刻歴 1

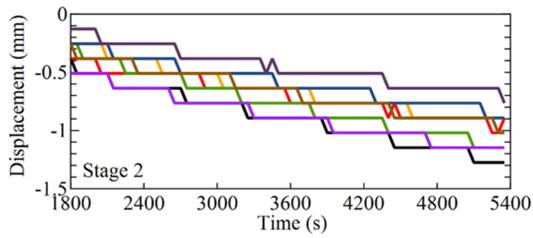


図 3.11 沈下量の時刻歴 2

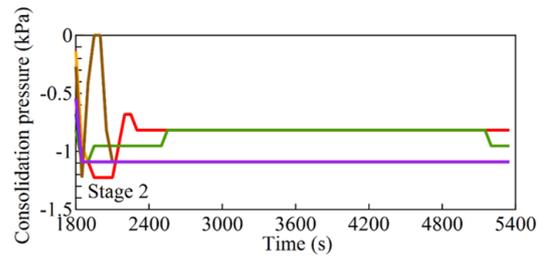


図 3.12 予圧密圧力の時刻歴 2

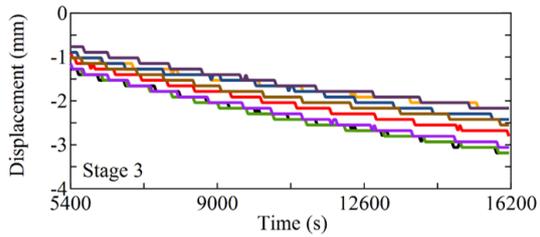


図 3.13 沈下量の時刻歴 3

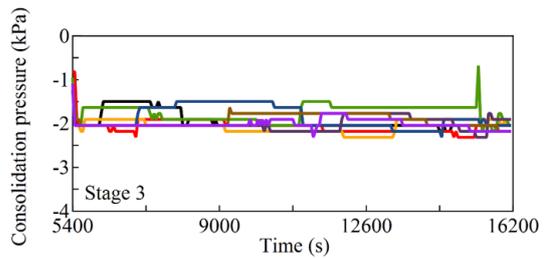


図 3.14 予圧密圧力の時刻歴 3

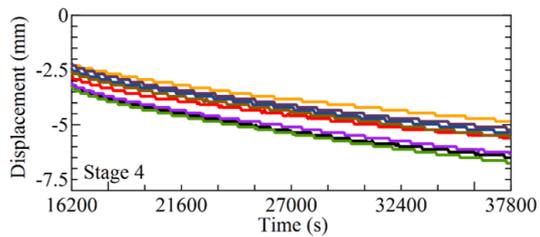


図 3.15 沈下量の時刻歴 4

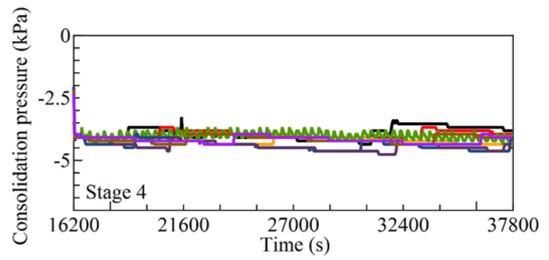


図 3.16 予圧密圧力の時刻歴 4

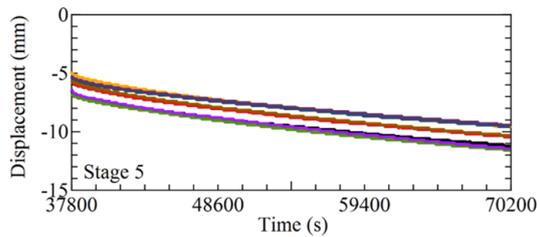


図 3.17 沈下量の時刻歴 5

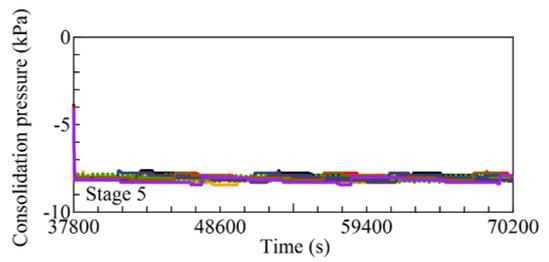


図 3.18 予圧密圧力の時刻歴 5

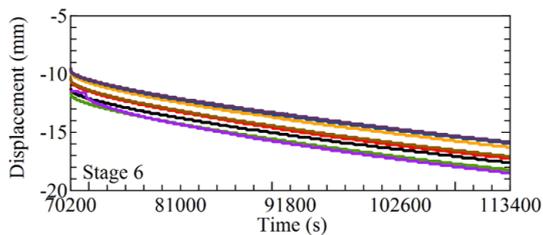


図 3.19 沈下量の時刻歴 6

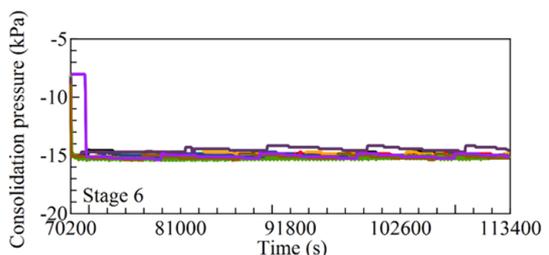


図 3.20 予圧密圧力の時刻歴 6

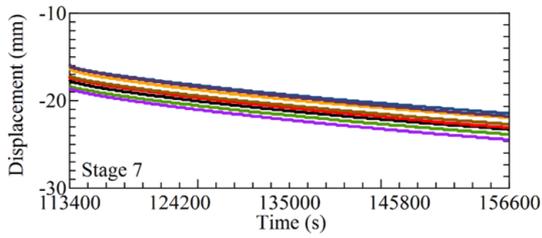


図 3.21 沈下量の時刻歴 7

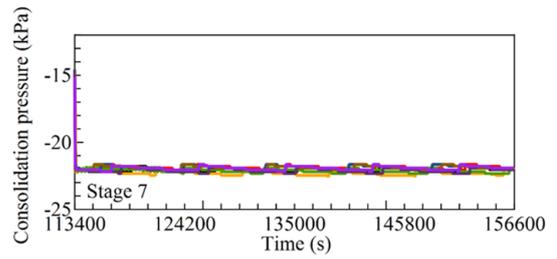


図 3.22 予圧密圧力の時刻歴 7

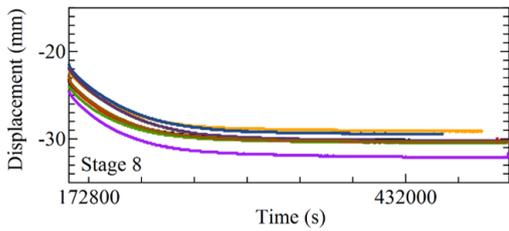


図 3.23 沈下量の時刻歴 8

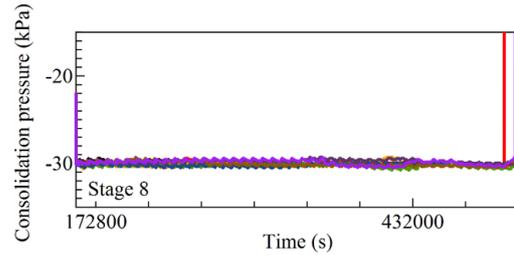


図 3.24 予圧密圧力の時刻歴 8

表 3.4 予圧密載荷終了後の粘性土地盤の諸量

ケース	質量 (kg)	高さ (mm)	排水量 (kg)	間隙比
1	18.08	105.54	1.92	0.831
2	18.56	104.52	1.44	0.813
3	18.38	107.41	1.62	0.863
4	17.46	106.93	2.54	0.855
5	17.84	105.97	2.16	0.838
6	17.52	110.10	2.48	0.910
7	17.66	106.81	2.34	0.853
8	17.72	106.51	2.28	0.848
平均値	17.90	106.72	2.10	0.850
変動係数 (%)	2.24	1.54	19.15	3.34

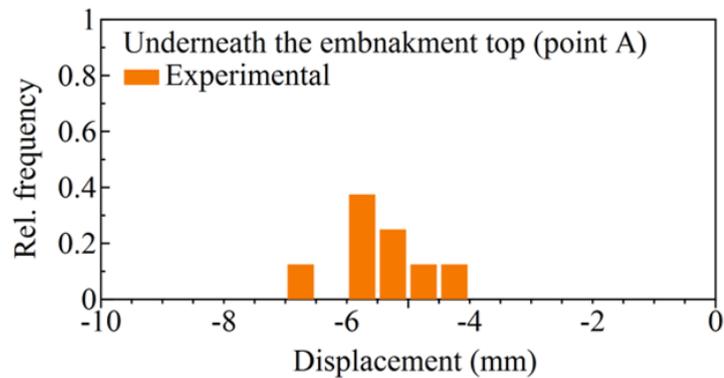


図 3.25 地点 A における鉛直沈下量のヒストグラム

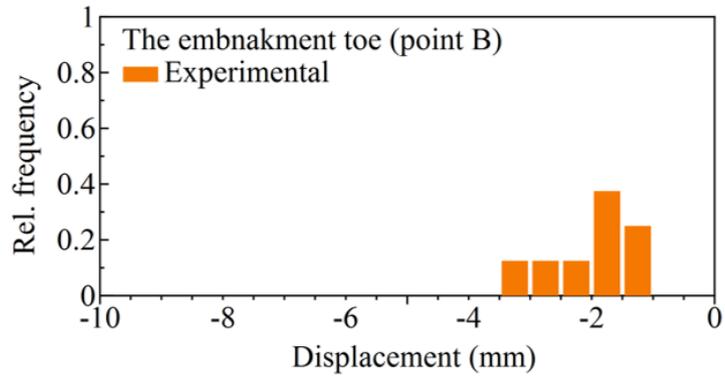


図 3.26 地点 B における鉛直沈下量のヒストグラム

表 3.5 遠心载荷過程における盛土の諸量

ケース	質量 (kg)	締固め度 (%)	含水比 (%)
1	2.20	85.84	9.5
2	2.04	79.71	7.9
3	2.14	85.10	7.0
4	2.06	84.76	7.0
5	2.16	83.79	6.7
6	2.08	83.47	6.9
7	2.20	85.08	7.4
8	2.16	84.33	7.4
平均値	2.13	84.01	7.48
変動係数 (%)	2.93	2.26	12.05

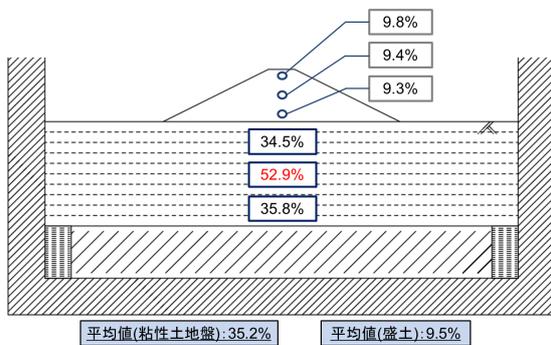


図 3.27 ケース 1 の含水比分布

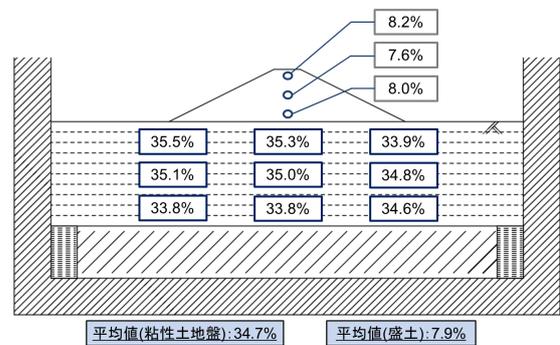


図 3.28 ケース 2 の含水比分布

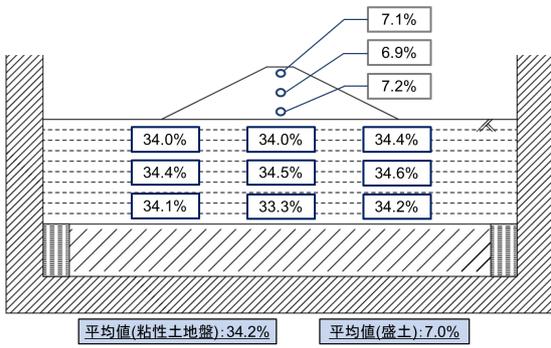


図 3.29 ケース 3 の含水比分布

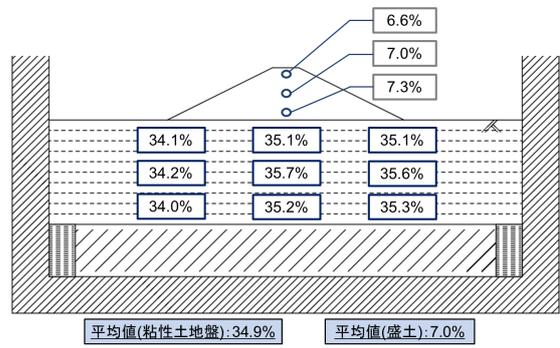


図 3.30 ケース 4 の含水比分布

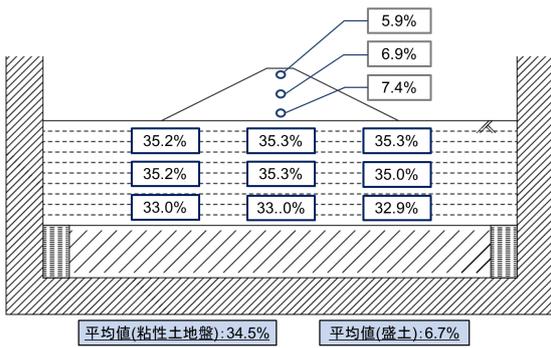


図 3.31 ケース 5 の含水比分布

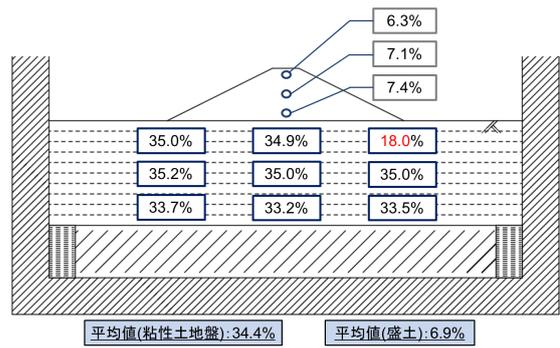


図 3.32 ケース 6 の含水比分布

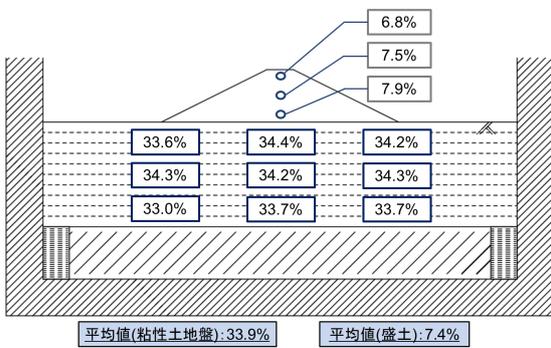


図 3.33 ケース 7 の含水比分布

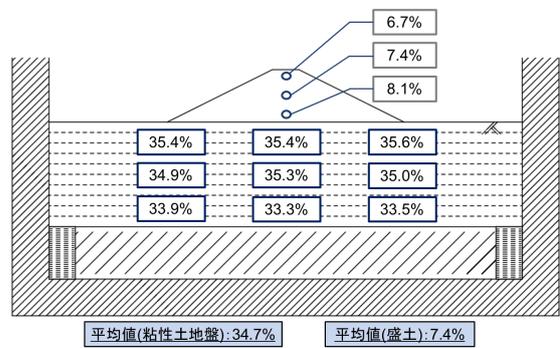


図 3.34 ケース 8 の含水比分布

3.6 粘性土地盤の沈下量に対する PIRT

遠心模型実験より得られた粘性土地盤の沈下量に対する PIRT を作成する。遠心模型実験は4つの段階に分かれた。影響度のランク付けの基準は三軸試験と同様で、粘性土地盤の沈下量に影響し人的制御できない項目を High, 影響する可能性はあるが人的制御ができる項目を Mid, 影響度が小さいあるいは不明な項目を Low とした。遠心模型実験は三軸試験と比較して、実験過程が多く、模型作製準備に時間がかかる。そのため、模型の状態変化に注意する必要がある。予圧密除荷後の地表面整地や盛土作製といった実験者の技量が影響する項目もある。三軸試験と同様で、予圧密載荷中や遠心載荷中で発生する要因は人的制御が不可能なため、その前の段階でばらつきを小さくすることが重要となる。この PIRT の中から、盛土完成時の盛土質量のばらつきを数値解析で考慮する。

表 3.6 予圧密載荷過程に対する PIRT

要因	影響度
スラリー状粘土の練り混ぜの程度：粘土と水が混ざり切っているかどうか。	Mid
土槽に投入したスラリー状粘土の間隙水量：全体質量は制御可能である。	High
バイブレーターの程度による間隙空気存在：粘性土地盤の不均質性を招く要因と成り得る。	Mid
予圧密圧力の時刻歴のばらつき：予圧密圧力が異なれば排水量、沈下量に影響を与える。	Mid

表 3.7 予圧密除荷過程に対する PIRT

要因	影響度
粘性土地盤の地表面高さ：今回のように人的制御で地表面の整形をする場合は制御可能である。	Mid
予圧密除荷時の粘性土地盤の間隙比：予圧密載荷中の排水量が影響を与えていると考えられるが、制御は困難である。	High
作業時間のばらつき：粘性土地盤が乾燥し、含水比のばらつきに影響を与える。	Mid
電子ノギスによる計測誤差	Mid

表 3.8 盛土 1G 過程に対する PIRT

要因	影響度
盛土作製時の粘性土地盤の沈下：土塊の質量の影響による沈下，土塊を削るときに発生する圧力による沈下が含まれる。	High
盛土形状のばらつき：今回は盛土の変形に着目していないが，盛土の変形に影響していると考えられる。	Mid
作業時間のばらつき：盛土作製と計測器を設置し遠心装置に模型を設置するまでの時間。	Mid
盛土や粘性土地盤の含水比の変化：作業時間のばらつきに起因する。室温によっても乾燥の程度は変化する。特に盛土の含水比変化は盛土質量のばらつきに影響するため，室温や作業時間を統一することが望ましい。	High
盛土完成時の盛土質量のばらつき：含水比に変化がある場合，盛土質量も変化する。乾燥の程度は盛土の場所ごとによって異なるため空間的にも不均質であると考えられる。	Mid
盛土の締固め度のばらつき	Mid

表 3.9 盛土 50G 過程に対する PIRT

要因	影響度
盛土や粘性土地盤の含水比の変化：遠心载荷中の風力の影響である。	High
盛土質量のばらつき：これも遠心载荷中の風力の影響である。含水比変化に起因する盛土質量のばらつきである。初期の盛土質量のばらつきに加え，実験中にもそのばらつきが増幅していると考えられる。	High
粘性土地盤の含水比の空間的不均質：これも遠心载荷中の風力の影響である。乾燥の程度は地点により異なることが考えられる。遠心装置に設置する時間での含水比変化も含まれる。	High
遠心力の不均質性：模型の中央と端面では作用する遠心力が異なる。	High
盛土荷重の空間的なばらつき：盛土の乾燥や質量のばらつきに起因する。	Low
壁面摩擦：粘性土地盤あるいは盛土が土槽と接している箇所での壁面摩擦の影響	High

第4章 多孔質体理論に基づく有限要素解析手法

多孔質体を対象とした有限変形多孔質体理論^{9, 10)}に基づき、土骨格の変位 \mathbf{u}^s ・間隙水圧 p^w ・間隙空気圧 p^a を未知数とする基礎式¹¹⁾を用いる。空間離散化には有限要素法を、時間離散化には後退差分法を用いる。土の構成式の応力計算は陰的応力積分に基づき、非線形となる基礎式とともに Newton-Raphson 法を用いて、各計算時間ステップにおける解を求めている。なお、準静的問題を解くため加速度項は考慮しない。

本研究では、飽和粘性土地盤の変形解析を対象とするが、妥当性確認における材料パラメータ決定の感度解析で不飽和土を扱う。そのため、そのときに用いた構成式(超弾性 DP モデル, 水分特性曲線 LG モデル)についても併記する。

4.1 基礎式

多孔質・有限変形理論^{9, 10)}において、土骨格の運動は Lagrange 記述、間隙流体(間隙水および間隙空気)の運動は土骨格の配置を基準配置とした Euler 記述とした。また、定式化に際して、1) 土粒子自体は非圧縮、2) 各相間の質量交換はない、3) 間隙流体の土骨格に対する相対加速度および移流項は土骨格の加速度に対して十分小さい、4) 温度変化はなし、と仮定した。

3相系の多孔質体を対象として土骨格の変位 \mathbf{u}^s ・間隙水圧 p^w ・間隙空気圧 p^a を未知数とする支配方程式(混合体全体の運動量保存式と液相・気相に対する二つの質量・運動量保存式)¹¹⁾を示す。各相の運動量保存則の和をとって、混合体全体の運動量保存式(つりあい式)は以下のように表される。

$$\operatorname{div} \{ \boldsymbol{\sigma}' - (s^w p^w + s^a p^a) \mathbf{I} \} + \rho \mathbf{b} = 0 \quad (4.1)$$

ここに、 ρ は現配置での混合体の密度、 $\boldsymbol{\sigma}'$ は Cauchy 骨格応力テンソル、 s^w は現配置における飽和度、 s^a は現配置における間隙に対する空気の体積比、 p^w 、 p^a はそれぞれ現配置での間隙水圧、間隙空気圧であり、圧力の符号は圧縮が正とする。 \mathbf{b} は物体力ベクトルである。土骨格および間隙水の質量保存則と間隙水の運動量保存則に各相間の相互作用力、間隙水の圧縮性および水分特性曲線の構成式を考慮すれば、間隙水の質量・運動量保存式

は以下のように表される。

$$\begin{aligned} & \left(\frac{ns^w \rho^{wR}}{K^w} - n\rho^{wR}c \right) \frac{D^s p^w}{Dt} + n\rho^{wR}c \frac{D^s p^a}{Dt} + s^w \rho^{wR} \operatorname{div} \mathbf{v}^s \\ & + \operatorname{div} \left\{ \frac{k^{ws}}{g} (-\operatorname{grad} p^w + \rho^{wR} \mathbf{b}) \right\} = 0 \end{aligned} \quad (4.2)$$

ここに、 n は現配置における間隙率、 ρ^{wR} は現配置での間隙水の実質密度、 K^w は間隙水の体積弾性係数、 c は比水分容量（飽和度のサクションに対する変化率）、 $D^s \bullet / Dt$ は土骨格に対する物質時間導関数、 \mathbf{v}^s は土骨格の速度、 k^{ws} は透水係数、 g は重力加速度である。同様に、土骨格および間隙空気の状態保存則と間隙空気の運動量保存則に各相間の相互作用力、間隙空気の圧縮性および水分特性曲線の構成式を考慮すれば、間隙空気の質量・運動量保存式は以下のように表される。

$$\begin{aligned} & \left\{ \frac{n(1-s^w)}{\Theta \bar{R}} - n\rho^{aR}c \right\} \frac{D^s p^a}{Dt} + n\rho^{aR}c \frac{D^s p^w}{Dt} + (1-s^w)\rho^{aR} \operatorname{div} \mathbf{v}^s \\ & + \operatorname{div} \left\{ \frac{k^{as}}{g} (-\operatorname{grad} p^a + \rho^{aR} \mathbf{b}) \right\} = 0 \end{aligned} \quad (4.3)$$

ここに、 ρ^{aR} は現配置での間隙空気の実質密度、 Θ は絶対温度、 \bar{R} は比気体定数、 k^{as} は透気係数である。

4.2 数値解法

4.2.1 有限要素法

空間離散化には有限要素法を適用する。有限要素にはアイソパラメトリック要素（要素座標の形状関数に未知数の形状関数と同一の近似関数を用いる要素）を用い、ガウス・ルジャンドルの数値積分を用いる。土骨格変位に二次の形状関数、間隙水圧に一次の形状関数を与える時、要素内 e の土骨格の変位 \mathbf{u}^s は次式のように近似される。

$$\mathbf{u}^s = \sum_{a=1}^8 N_a^s \mathbf{u}_a^s \quad (4.4)$$

ここに、 N_a^s は要素内節点 a における土骨格の変位に対する形状関数、 \mathbf{u}_a^s は要素内節点 a における土骨格の変位である。また、要素 e 内の速度も同様に次式で近似する。

$$\mathbf{v}^s = \sum_{a=1}^8 N_a^s \mathbf{v}_a^s \quad (4.5)$$

次に、要素 e 内の間隙水圧 p^w と間隙空気 p^a は次式のように近似される。

$$p^w = \sum_{a=1}^4 N_a^f p_a^w, \quad p^a = \sum_{a=1}^4 N_a^f p_a^a \quad (4.6)$$

ここに、 N_a^f は要素内節点 a における間隙水圧に対する形状関数、 p_a^w は要素内節点 a における間隙水圧である。さらに、要素内節点 a における間隙水圧および間隙空気の物質時間導関数（土骨格が基準） \dot{p}_a^w 、 \dot{p}_a^a も同様の形状関数で近似する。

4.2.2 時間積分

入力パラメーター $\gamma = 0$ であれば前進差分、 $\gamma = 1$ であれば後退差分となる。土骨格の変形に対して差分法を適用すると次式が得られる。本研究では加速度項を無視した準静的問題を解くため、後退差分法を用いる。

$$\mathbf{u}^s = \mathbf{u}_t^s + (1 - \gamma)\Delta t \mathbf{v}_t^s + \gamma\Delta t \mathbf{v}^s \quad (4.7)$$

ここで、添え字 t は現配置よりも以前の時刻を表しており、これらの値は現配置においては既知である。間隙水 p^w と間隙空気 p^a についても同様の手法を適用すると次式が得られる。

$$p^w = p_t^w + (1 - \gamma)\Delta t \dot{p}_t^w + \gamma\Delta t \dot{p}^w \quad (4.8)$$

$$p^a = p_t^a + (1 - \gamma)\Delta t \dot{p}_t^a + \gamma\Delta t \dot{p}^a \quad (4.9)$$

4.2.3 Newton-Raphson 法

上記の支配方程式 (4.1)~(4.3) を線形化し Newton-Raphson 法を適用する。線形化した方程式をまとめると以下ようになる。

$$\begin{aligned} D\delta w^s[\Delta \mathbf{v}^s] + D\delta w^s[\Delta \dot{p}^w] + D\delta w^s[\Delta \dot{p}^a] &= -\delta w_k^s \\ D\delta w^w[\Delta \mathbf{v}^s] + D\delta w^w[\Delta \dot{p}^w] + D\delta w^w[\Delta \dot{p}^a] &= -\delta w_k^w \\ D\delta w^a[\Delta \mathbf{v}^s] + D\delta w^a[\Delta \dot{p}^w] + D\delta w^a[\Delta \dot{p}^a] &= -\delta w_k^a \end{aligned} \quad (4.10)$$

ここに、右辺の下付き添え字 k は k 番目の繰返し計算過程での値を表している。また、 $D\Delta[\bullet]$ は Δ を \bullet に対して線形化した項を表している。この線形化方程式を繰返し解き、得られた $\Delta \mathbf{v}^s$ 、 $\Delta \dot{p}^w$ 、 $\Delta \dot{p}^a$ を用いて、 k 番目の \mathbf{v}^s 、 \dot{p}^w 、 \dot{p}^a を補正する。繰返し計算は土骨格変位と間隙水圧に関する残差ベクトル（式 (4.10) 右辺）のノルムがそれぞれの基準値以下になるまで行う。

4.3 構成式

4.3.1 neo-Hookean モデル

neo-Hookean モデル¹²⁾における Cauchy 応力は次式で得られる。

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\mu}{J}(\mathbf{b} - \mathbf{I}) + \frac{\lambda}{J} \ln J \mathbf{I} \quad (4.11)$$

ここに、 μ および λ はラメの材料定数である。 \mathbf{b} は左 Cauchy-Green 変形テンソル、 \mathbf{I} は単位テンソル、 J は変形勾配テンソルの行列式（体積比）である。空間表示の弾性テンソルは次式で得られる。

$$\mathbf{c} = \frac{\lambda}{J} \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} + \frac{2}{J} (\mu - \lambda \ln J) \mathcal{I}_s \quad (4.12)$$

ここで、 \mathcal{I}_s は 4 階対称単位テンソルである。微小変形を仮定した線形弾性体モデルの場合、 $J=1$ として計算される。

4.3.2 修正 Cam-Clay モデル

修正 Cam-Clay モデル¹³⁾の降伏関数、発展則、弾性関係、陰的応力積分および整合接線係数の概要を述べる。なお、応力は全て有効応力であるが簡略化のためダッシュを省略する。応力およびひずみの符号は引張が正である。

応力とひずみ 固有値解析により Kirchhoff 応力テンソル $\boldsymbol{\tau}$ を主軸分解（spectral decomposition）すると次式が得られる。

$$\boldsymbol{\tau} = \sum_{A=1}^3 \beta_A \mathbf{n}_A \otimes \mathbf{n}_A = \sum_{A=1}^3 \beta_A \mathbf{m}_A \quad (4.13)$$

ここに、 $\boldsymbol{\tau}$ は Kirchhoff 応力テンソル、 β_A は主 Kirchhoff 応力、 \mathbf{n}_A は主軸を表すベクトル（単位固有ベクトル）、 \mathbf{m}_A は eigenprojection である。応力について次式のような諸量を定義する。

$$\boldsymbol{\beta} = \begin{Bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \end{Bmatrix} \quad (4.14)$$

$$\begin{aligned} P &= \frac{1}{3} \boldsymbol{\beta} \cdot \boldsymbol{\delta} & Q &= \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{s}\| \\ \mathbf{s} &= \boldsymbol{\beta} - P \boldsymbol{\delta} & \hat{\mathbf{n}}_p &= \frac{\mathbf{s}}{\|\mathbf{s}\|} \\ \boldsymbol{\beta} &= P \boldsymbol{\delta} + \sqrt{\frac{2}{3}} Q \hat{\mathbf{n}}_p \end{aligned} \quad (4.15)$$

$$\boldsymbol{\delta} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (4.16)$$

ここに、 $\boldsymbol{\beta}$ は主 Kirchhoff 応力ベクトル、 P は主 Kirchhoff 応力の平均応力、 Q は主 Kirchhoff 応力の相当応力（三軸状態では軸差応力に相当する）、 \boldsymbol{s} は主 Kirchhoff 応力の偏差応力ベクトル、 $\hat{\boldsymbol{n}}_p$ は主 Kirchhoff 応力の偏差方向の単位ベクトル、 $\boldsymbol{\delta}$ は単位ベクトルである。

固有値解析により弾性左 Cauchy-Green テンソル \boldsymbol{b}^e を主軸分解すると Kirchhoff 応力テンソル $\boldsymbol{\tau}$ と同様に次式が得られる。

$$\boldsymbol{b}^e = \sum_{A=1}^3 (\lambda_A^e)^2 \boldsymbol{n}_A \otimes \boldsymbol{n}_A = \sum_{A=1}^3 (\lambda_A^e)^2 \boldsymbol{m}_A \quad (4.17)$$

ここに、 \boldsymbol{b}^e は弾性左 Cauchy-Green テンソル、 λ_A^e は弾性主ストレッチである。 \boldsymbol{n}_A は弾性左 Cauchy-Green テンソルの主軸を表すベクトル（単位固有ベクトル）であり、Kirchhoff 応力テンソル $\boldsymbol{\tau}$ の主軸と同一である。ひずみについて次式のような諸量を定義する。

$$\boldsymbol{\epsilon}^e = \ln(\boldsymbol{\lambda}^e) = \begin{Bmatrix} \epsilon_1^e \\ \epsilon_2^e \\ \epsilon_3^e \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \ln(\lambda_1^e) \\ \ln(\lambda_2^e) \\ \ln(\lambda_3^e) \end{Bmatrix} \quad (4.18)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_v^e &= \boldsymbol{\epsilon}^e \cdot \boldsymbol{\delta} & \epsilon_d^e &= \sqrt{\frac{2}{3}} \|\boldsymbol{e}^e\| \\ \boldsymbol{e}^e &= \boldsymbol{\epsilon}^e - \frac{1}{3} \epsilon_v^e \boldsymbol{\delta} & \hat{\boldsymbol{n}}_p &= \frac{\boldsymbol{e}^e}{\|\boldsymbol{e}^e\|} \\ \boldsymbol{\epsilon}^e &= \frac{1}{3} \epsilon_v^e \boldsymbol{\delta} + \sqrt{\frac{3}{2}} \epsilon_d^e \hat{\boldsymbol{n}}_p \end{aligned} \quad (4.19)$$

ここに、 $\boldsymbol{\epsilon}^e$ は弾性対数主ひずみベクトル、 $\boldsymbol{\lambda}^e$ は弾性主ストレッチベクトル、 ϵ_v^e は弾性対数ひずみの体積ひずみ、 ϵ_d^e は弾性対数ひずみの相当ひずみ、 \boldsymbol{e}^e は弾性対数ひずみの偏差ひずみベクトルである。

当該計算ステップ $n+1$ における試行弾性左 Cauchy-Green テンソル \boldsymbol{b}_{n+1}^e は、一つ前の計算ステップ n における塑性変形後の中間配置を固定して次式で得られる。

$$\begin{aligned} \boldsymbol{b}_{(n+1)}^{e(\text{tr})} &= \boldsymbol{f}_{(n+1)} \boldsymbol{b}_{(n)}^e \boldsymbol{f}_{(n+1)}^T \\ \boldsymbol{b}^{e(\text{tr})} &= \boldsymbol{f} \boldsymbol{b}_{(n)}^e \boldsymbol{f}^T \end{aligned} \quad (4.20)$$

ここに、 $\boldsymbol{f}_{(n+1)}$ は当該計算ステップにおける相対変形勾配、 $\boldsymbol{b}_{(n+1)}^{e(\text{tr})}$ は当該計算ステップにおける試行弾性左 Cauchy-Green テンソル、 $\boldsymbol{b}_{(n)}^{e(\text{tr})}$ は一つ前の計算ステップにおける弾性左 Cauchy-Green テンソルである。以降、 $(n+1)$ は煩雑になるので、混乱がない限り省略す

る。固有値解析により試行弾性左 Cauchy-Green テンソル $\mathbf{b}^{e(\text{tr})}$ を主軸分解すると次式が得られる。

$$\mathbf{b}^{e(\text{tr})} = \sum_{A=1}^3 \left(\lambda_A^{e(\text{tr})} \right)^2 \mathbf{n}_A^{(\text{tr})} \otimes \mathbf{n}_A^{(\text{tr})} = \sum_{A=1}^3 \left(\lambda_A^{e(\text{tr})} \right)^2 \mathbf{n}_A \otimes \mathbf{n}_A = \sum_{A=1}^3 \left(\lambda_A^{e(\text{tr})} \right)^2 \mathbf{m}_A \quad (4.21)$$

ここに、 $\mathbf{b}^{e(\text{tr})}$ は試行弾性左 Cauchy-Green テンソル、 $\lambda_A^{e(\text{tr})}$ は試行弾性主ストレッチである。 $\mathbf{n}_A^{(\text{tr})}$ は試行弾性左 Cauchy-Green テンソルの主軸を表すベクトル（単位固有ベクトル）であり、Kirchhoff 応力テンソルおよび弾性左 Cauchy-Green テンソルの主軸 \mathbf{n}_A と同一とする。このことは、試行弾性状態で定められた主軸 $\mathbf{n}_A^{(\text{tr})}$ に沿って塑性緩和を考慮することを意味する。試行ひずみについて次式のような諸量を定義する。

$$\boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})} = \ln \left(\boldsymbol{\lambda}^{e(\text{tr})} \right) = \left\{ \begin{array}{c} \epsilon_1^{e(\text{tr})} \\ \epsilon_2^{e(\text{tr})} \\ \epsilon_3^{e(\text{tr})} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} \ln \left(\lambda_1^{e(\text{tr})} \right) \\ \ln \left(\lambda_2^{e(\text{tr})} \right) \\ \ln \left(\lambda_3^{e(\text{tr})} \right) \end{array} \right\} \quad (4.22)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_v^{e(\text{tr})} &= \boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})} \cdot \boldsymbol{\delta} & \epsilon_d^{e(\text{tr})} &= \sqrt{\frac{2}{3}} \|\boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})}\| \\ \mathbf{e}^{e(\text{tr})} &= \boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})} - \frac{1}{3} \epsilon_v^{e(\text{tr})} \boldsymbol{\delta} & \hat{\mathbf{n}}_p^{(\text{tr})} &= \frac{\mathbf{e}^{e(\text{tr})}}{\|\mathbf{e}^{e(\text{tr})}\|} \\ \boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})} &= \frac{1}{3} \epsilon_v^{e(\text{tr})} \boldsymbol{\delta} + \sqrt{\frac{3}{2}} \epsilon_d^{e(\text{tr})} \hat{\mathbf{n}}_p^{(\text{tr})} \end{aligned} \quad (4.23)$$

ここに、 $\boldsymbol{\epsilon}^{e(\text{tr})}$ は試行弾性対数主ひずみベクトル、 $\boldsymbol{\lambda}^{e(\text{tr})}$ は試行弾性主ストレッチベクトル、 $\epsilon_v^{e(\text{tr})}$ は試行弾性対数ひずみの体積ひずみ、 $\epsilon_d^{e(\text{tr})}$ は試行弾性対数ひずみの相当ひずみ、 $\mathbf{e}^{e(\text{tr})}$ は試行弾性対数ひずみの偏差ひずみベクトル、 $\hat{\mathbf{n}}_p^{(\text{tr})}$ は試行弾性対数ひずみの偏差方向の単位ベクトルである。

降伏関数 修正 Cam-Clay モデルの降伏関数は次式で与えられる。

$$\tilde{F} = \frac{Q^2}{M^2} + P \left(P - \tilde{P}_c \right) \quad (4.24)$$

ここに、 M は限界状態応力比、 \tilde{P}_c は降伏曲面と P 軸との交点での P の値である。

発展則 \tilde{P}_c の発展則は増分形で次式で与えられる。

$$\tilde{P}_c = \tilde{P}_{c(n)} + \left(-\frac{1}{\hat{\lambda} - \hat{\kappa}} \right) \Delta \epsilon_v^p \quad (4.25)$$

圧縮指数 $\hat{\lambda}$ は弾塑性過程における $\ln v - \ln p$ (p は Cauchy 平均応力) 関係の勾配、膨潤指数 $\hat{\kappa}$ は弾性過程における $\ln v - \ln p$ 関係の勾配である。また、増分表示の $\Delta \tilde{P}_c$ を用いると

当該ステップでの \tilde{P}_c は次式で得られる。

$$\begin{aligned}\tilde{P}_c &= \tilde{P}_{c(n)} + \tilde{U} \Delta \epsilon_v^p = \tilde{P}_{c(n)} + \tilde{U} (\epsilon_v^{e(\text{tr})} - \epsilon_v^e) \\ &= \tilde{P}_{c(n)} + \Delta \tilde{P}_c (\epsilon_v^{e(\text{tr})}, \epsilon_v^e, \tilde{P}_c)\end{aligned}\quad (4.26)$$

ここに，添え字 (n) は一つ前の計算ステップでの値を示している。

関連流動則 主ひずみ空間において下負荷曲に関連流動則を適用し，増分形の流動則が次式で得られる。

$$\epsilon^e = \epsilon^{e(\text{tr})} - \Delta \gamma \frac{\partial F}{\partial \beta} \quad (4.27)$$

さらに，式 (4.15)，式 (4.19) および式 (4.23) より， $\hat{n}_p = \hat{n}_p^{(\text{tr})}$ を仮定すれば体積ひずみおよび相当ひずみのスカラー量に対する流動則が次式で得られる。

$$\begin{aligned}\epsilon_v^e &= \epsilon_v^{e(\text{tr})} - \Delta \gamma \frac{\partial F}{\partial P} \\ \epsilon_d^e &= \epsilon_d^{e(\text{tr})} - \Delta \gamma \frac{\partial F}{\partial Q}\end{aligned}\quad (4.28)$$

リターンマッピングにおいてはこれらの流動則と次式の Kuhn-Tucker 条件を満足するように弾性対数主ひずみが決定される。

$$F(P, Q, \tilde{P}_c) \leq 0 \quad \Delta \gamma \geq 0 \quad \Delta \gamma F = 0 \quad (4.29)$$

弾性関係 弾性関係として拘束圧依存性を考慮した超弾性モデル¹³⁾を用いる。弾性対数主ひずみの不変量の関数である以下のひずみエネルギー関数 (stored energy function) を仮定する。

$$\phi(\epsilon_v^e, \epsilon_d^e) = \tilde{\phi}(\epsilon_v^e) + \frac{3}{2} \mu^e (\epsilon_d^e)^2 \quad (4.30)$$

ここに， $\tilde{\phi}$ は体積変形に対するひずみエネルギー関数であり次式で仮定する。

$$\tilde{\phi}(\epsilon_v^e) = -P_0 \hat{\kappa} \exp\left(-\frac{\epsilon_v^e - \epsilon_{v0}^e}{\hat{\kappa}}\right) = -P_0 \hat{\kappa} \exp \Omega \quad (4.31)$$

ここに， P_0 は $\epsilon_v^e = \epsilon_{v0}^e$ のときの平均応力 P である。また，せん断弾性係数 μ^e は拘束圧依存性を考慮して次式で仮定する。

$$\mu^e = \mu_0 + \frac{\mu_1}{\hat{\kappa}} \tilde{\phi} = \mu_0 - P_0 \mu_1 \exp \Omega \quad (4.32)$$

ここに、 μ_0 は拘束圧に依存しないせん断弾性係数、 μ_1 は拘束圧に依存したせん断弾性係数である。 $\mu_0 = 0$ とし、体積成分とせん断成分の連成を無視すれば、歪弾性モデルにおけるせん断弾性係数および体積弾性係数と以下の関係にある。

$$\begin{aligned} K &= -\frac{1}{\hat{\kappa}}P \\ G &= \frac{3(1-2\nu)}{2(1+\nu)}K = -\frac{3(1-2\nu)}{2(1+\nu)}\frac{1}{\hat{\kappa}}P = -\mu_1P \end{aligned} \quad (4.33)$$

陰的応力積分（リターンマッピング）¹⁴⁾ 支配方程式が満足されている一つ前の計算ステップでの諸量と現在の計算ステップにおける繰返し計算過程の相対変形勾配 \mathbf{f} を用いて、弾性対数ひずみの主値を用いて離散的かつ陰的に応力積分を行う。ここでは、式 (4.28)、式 (4.26) および式 (4.24) を満足するように、現在の計算時間ステップでの弾性体積ひずみ ϵ_v^e 、弾性相当ひずみ ϵ_d^e 、 \tilde{P}_c および塑性乗数 $\Delta\gamma$ を Newton-Raphson 法により決定する。

$$\begin{aligned} r_1 &= \epsilon_v^e - \epsilon_v^{e(\text{tr})} + \Delta\gamma \frac{\partial F}{\partial P} = r_1(\epsilon_v^e, \epsilon_d^e, \tilde{P}_c, \Delta\gamma) \\ r_2 &= \epsilon_d^e - \epsilon_d^{e(\text{tr})} + \Delta\gamma \frac{\partial F}{\partial Q} = r_2(\epsilon_v^e, \epsilon_d^e, \Delta\gamma) \\ r_3 &= \tilde{P}_c - \tilde{P}_{c(n)} - \Delta\tilde{P}_c = r_3(\epsilon_v^e, \tilde{P}_c) \\ r_4 &= F = r_4(\epsilon_v^e, \epsilon_d^e, \tilde{P}_c) \end{aligned} \quad (4.34)$$

ここに、 \mathbf{r} は残差ベクトルである。この式を次式で示す Newton-Raphson 法により解き、現在の計算ステップでの未知数を決定する。

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial r_1}{\partial \epsilon_v^e} & \frac{\partial r_1}{\partial \epsilon_d^e} & \frac{\partial r_1}{\partial \tilde{P}_c} & \frac{\partial r_1}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial r_2}{\partial \epsilon_v^e} & \frac{\partial r_2}{\partial \epsilon_d^e} & \frac{\partial r_2}{\partial \tilde{P}_c} & \frac{\partial r_2}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial r_3}{\partial \epsilon_v^e} & \frac{\partial r_3}{\partial \epsilon_d^e} & \frac{\partial r_3}{\partial \tilde{P}_c} & \frac{\partial r_3}{\partial \Delta\gamma} \\ \frac{\partial r_4}{\partial \epsilon_v^e} & \frac{\partial r_4}{\partial \epsilon_d^e} & \frac{\partial r_4}{\partial \tilde{P}_c} & \frac{\partial r_4}{\partial \Delta\gamma} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta\epsilon_v^e \\ \delta\epsilon_d^e \\ \delta\tilde{P}_c \\ \delta\Delta\gamma \end{Bmatrix} = - \begin{Bmatrix} r_1^{(k)} \\ r_2^{(k)} \\ r_3^{(k)} \\ r_4^{(k)} \end{Bmatrix} \quad (4.35)$$

$$[A]\{\delta x\} = -\{r^{(k)}\}$$

$$\begin{aligned} \epsilon_v^e &= \epsilon_v^{e(k)} + \delta\epsilon_v^e \\ \epsilon_d^e &= \epsilon_d^{e(k)} + \delta\epsilon_d^e \\ \tilde{P}_c &= \tilde{P}_c^{(k)} + \delta\tilde{P}_c \\ \Delta\gamma &= \Delta\gamma^{(k)} + \delta\Delta\gamma \\ \{x\} &= \{x^{(k)}\} + \{\delta x\} \end{aligned} \quad (4.36)$$

ここに、 $[A]$ は接線係数マトリックス、 $\{\delta x\}$ は現在の繰返し計算ステップにおける未知数の補正ベクトル、 $\{r^{(k)}\}$ は一つ前の繰返し計算ステップにおける残差ベクトル、 $\{x\}$ は現在の繰返し計算ステップにおける未知数ベクトル、 $\{x^{(k)}\}$ は一つ前の繰返し計算ステップにおける未知数ベクトルを示している。

整合接線係数 速度型の関数を用いて得られる弾塑性接線係数は連続接線係数 (continuum tangent modulus) と呼ばれ、速度型のつりあい式を用いた解析で用いられている。ここでも連続接線係数を用いることは可能であるが、この場合、支配方程式に対する繰返し計算 (全体繰返し計算) の途中過程において支配方程式が満足されていない応力を連続接線係数の算定に用いることになり、経路依存性を示す弾塑性構成式では不適切である。このため、前節の陰的応力積分で用いた関係式に基づき、支配方程式を満足する一つ前の計算ステップでの応力から現在の応力状態に至る整合接線係数 (consistent tangent modulus) が用いられる。ここでは、この整合接線係数を数値微分¹⁵⁾によって算定する。整合接線係数の誘導はやや複雑であるが、数値微分を用いればこの誘導は不要となる反面、数値微分のため摂動変形に関する数値パラメータを設定する必要がある。本研究では、このパラメータを 1.0×10^{-8} と設定する。

4.3.3 超弾性 DP モデル

数値解析の妥当性確認における材料パラメータ決定の感度解析にのみ用いる。

応力とひずみ 応力ひずみの定義は修正 Cam-Clay モデルと同様なため省略する。

降伏関数 DP モデルの降伏関数は次式で与えられる。

$$F = Q + \alpha_{dp}P - \kappa_{dp} \quad (4.37)$$

ここに、 α_{dp} 、 κ_{dp} は地盤材料の内部摩擦角 ϕ および粘着力 c から定まる値である。

塑性ポテンシャル関数 塑性ポテンシャル関数は、降伏関数と同様な関数形で次式で与えられる。

$$G = Q + \beta_{dp}P - \kappa_{dp} \quad (4.38)$$

ここに、 β_{dp} はダイレイタンシーパラメータである。

発展則 等方硬化を仮定して、 κ_{dp} の発展則を次式で与える。

$$\begin{aligned}
\kappa_{dp} &= \kappa_{dp(n)} + K_d^P \Delta \epsilon_d^P + K_v^P \Delta \epsilon_v^P \\
&= \kappa_{dp(n)} + K_d^P (\epsilon_d^{e(tr)} - \epsilon_d^e) + K_v^P (\epsilon_v^{e(tr)} - \epsilon_v^e) \\
&= \kappa_{dp(n)} + \Delta \kappa_{dp} (\epsilon_v^{e(tr)}, \epsilon_d^{e(tr)}, \epsilon_v^e, \epsilon_d^e)
\end{aligned} \tag{4.39}$$

ここで、 K_d^P 、 K_v^P は材料パラメータであり、添え字 (n) は一つ前の計算ステップでの値を示している。

流動則 主ひずみ空間において塑性ポテンシャル関数を用いた流動則を適用し、増分形の流動則が次式で得られる。

$$\begin{aligned}
\epsilon_v^e &= \epsilon_v^{e(tr)} - \Delta \gamma \frac{\partial G}{\partial P} \\
\epsilon_d^e &= \epsilon_d^{e(tr)} - \Delta \gamma \frac{\partial G}{\partial Q}
\end{aligned} \tag{4.40}$$

リターンマッピングにおいてはこれらの流動則と次式の Kuhn-Tucker 条件を満足するように弾性対数主ひずみが決定される。

$$F(P, Q) \leq 0 \quad \Delta \gamma \geq 0 \quad \Delta \gamma F = 0 \tag{4.41}$$

弾性関係

$$\begin{aligned}
P &= (\lambda + \frac{2\mu}{3}) \epsilon_v^e \\
Q &= 3\mu \epsilon_d^e
\end{aligned} \tag{4.42}$$

ここで、 λ 、 μ はラメ定数である。

4.3.4 水分特性曲線 (LG モデル)

数値解析の妥当性確認における材料パラメータ決定の感度解析にのみ用いる。比水分容量 c は次式の水分特性曲線の勾配として得られる。

$$\begin{aligned}
s_e^w &= \frac{s^w - s_r^w}{s_s^w - s_r^w} \\
s_e^w &= \{1 + \exp(a_{lg} p^c + b_{lg})\}^{-c_{lg}}
\end{aligned} \tag{4.43}$$

ここに、 s_e^w は現配置における有効飽和度、 a_{lg} 、 b_{lg} 、 c_{lg} は logistic モデルのパラメータ、 s_r^w は残留飽和度（最小飽和度）、 s_s^w は最大飽和度である。ここでは $p^c = 0$ での飽和度の連続性を確保するため次式の logistic 関数を用いた。

透水係数および透気係数の飽和度依存性については以下のべき乗関数を用いた。

$$\begin{aligned}k^{\text{ws}} &= k_s^{\text{ws}} (s_e^{\text{w}})^{\xi_{\text{vg}}} \\k^{\text{as}} &= k_s^{\text{as}} (1 - s_e^{\text{w}})^{\eta_{\text{vg}}}\end{aligned}\tag{4.44}$$

ここに、 ξ_{vg} および η_{vg} は材料定数である。

第5章 数値解析手法の検証

本章では、数値解析手法の検証としてコード検証と解析検証を実施する。コード検証 (Code Verification) は解析解との比較を通じて、プログラミングエラーがないこと、格子収束性を確認する。解析検証 (Calculation Verification) では解析解との比較ではなく、対象としている問題における格子収束性を確認する。

有限要素法の格子収束性の指標である Order of accuracy⁸⁾ は次式のように計算される。

$$r \equiv \frac{h_{coarse}}{h_{fine}} \quad (5.1)$$

$$p = \frac{\ln \frac{\varepsilon_{rh}}{\varepsilon_h}}{\ln(r)} \quad (5.2)$$

ここで、 p は Order of accuracy (格子収束に伴う正確さの次数)、 h はメッシュサイズ、 r はメッシュサイズの比、 ε_{rh} はメッシュサイズが粗い時の解析解との誤差、 ε_h はメッシュサイズが細かい時の解析解との誤差を表す。1) メッシュサイズが粗い時に数値解が解析解を下回り細かい時に解析解を上回るケース、2) メッシュサイズが粗い時に数値解が解析解を上回り細かい時に解析解を下回るケース、3) 数値解と解析解が一致し分母と分子どちらかの誤差がゼロになるケース、の場合、 p が計算されなくなる。1), 2) を防ぐため ε_{rh} と ε_h を絶対値として計算する。 ε_{rh} と ε_h の符号が逆転しない限りは、絶対値の使用に関わらず p は一致する。 p が正値かつ値が大きい程、メッシュサイズの細分化に対して数値解が解析解に収束する程度が大きいことを表す。メッシュサイズの細分化の程度に対して数値解に変化が見られない、もしくはメッシュサイズに依らず数値解が解析解に収束するような場合であれば、 p はゼロに漸近する。 p が負値であれば、メッシュサイズを細分化した時の方が数値解と解析解の誤差が大きいことを表す。

また、解析解が求められない場合は Richardson extrapolation⁸⁾ の次式を用いる。メッシュサイズの比 r と Order of accuracy (p) は、細かいメッシュサイズ h_1 、中間のメッシュサイズ h_2 、粗いメッシュサイズ h_3 と、それぞれに対応する数値解 f_1 , f_2 , f_3 を用いて次式のように求める。

$$r = \frac{h_2}{h_1} = \frac{h_3}{h_2} > 1 \quad (5.3)$$

$$p = \frac{\ln \left(\frac{f_3 - f_2}{f_2 - f_1} \right)}{\ln(r)} \quad (5.4)$$

5.1 コード検証

5.1.1 二次元応力解析

半無限弾性体が帯荷重の作用を受けたときの地盤内応力に関して検証を行う。検証する項目は鉛直応力，水平応力，せん断応力である。図 5.1 においてある座標 (x_1, y_1) における各応力の解析解はそれぞれ次式で表される。また，この検証の中で，形状関数の次数や積分点数による Order of accuracy の傾向を示す。一次の形状関数で積分点数 4 つ，二次の形状関数で積分点数 4 つ，二次の形状関数で積分点数 9 つ，の 3 パターンを適用した。

$$\begin{aligned}
 \sigma_y &= \frac{q}{\pi}(\theta_0 + \sin \theta_0 \cos 2\bar{\theta}) \\
 \sigma_x &= \frac{q}{\pi}(\theta_0 - \sin \theta_0 \cos 2\bar{\theta}) \\
 \sigma_{xy} &= \frac{q}{\pi} \sin \theta_0 \sin 2\bar{\theta} \\
 \theta_0 &= \theta_2 - \theta_1 \\
 \bar{\theta} &= \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}
 \end{aligned} \tag{5.5}$$

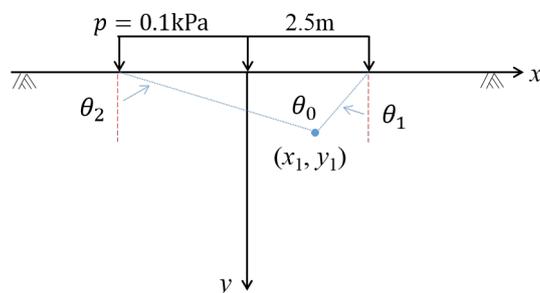


図 5.1 帯荷重による地盤内応力の求め方

(a) 解析領域の決定

はじめに，半無限弾性体が仮定されているため，数値解析における解析領域の決定を行った。鉛直および水平応力が解析領域の大きさに依存しているかどうかの確認を行った。解析領域は正方形で幅 25m, 50m, 100m, 300m, 500m, 700m である。解析モデルの代表として，幅 300m の場合を図 5.2 に示す。この時，メッシュサイズは解析領域の大きさに依らず幅 2.5m で固定し，アイソパラメトリック要素で二次の形状関数と 9 つの積分点を適用した。土骨格変位の境界条件は，底面で全方向固定，側面に水平方向固定を設定した。表 5.1 に示す材料パラメーターを全要素に適用した。土粒子の実質密度や重力加速度は考慮しない。計算時間増分 1.0 秒の 2 ステップで解析を行った。解析解を求める領

域の半断面で数値解析を行うため、2.5m の範囲に帯荷重 0.1kPa を等価節点荷重として載荷する。

図 5.2 中の点 1($x_1=1.25, y_1=1.25$) における解析結果を図 5.3 に示す。鉛直応力は解析領域に依存しない結果となった。反対に水平応力は解析領域の拡大と共に増加していたが、解析領域が幅 300m を超えると応力の増加が緩やかになり、解析領域の影響が減少していることを確認した。従って、解析領域を幅 300m と決定をして数値解析を行っていく。

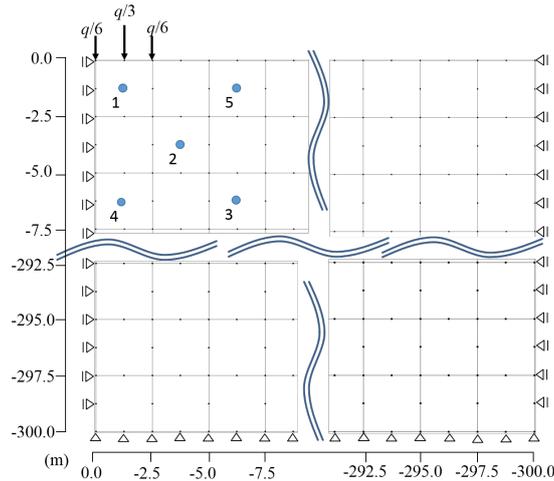


図 5.2 幅 300m での有限要素解析モデル

表 5.1 帯荷重問題に関する材料パラメーター (微小変形)

パラメーター	記号	数値
ラメ定数	λ (kPa)	100.0
ラメ定数	μ (kPa)	50.0
等分布荷重	p (kPa)	0.1

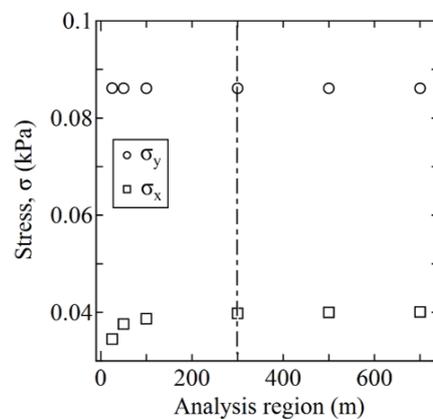


図 5.3 解析領域の違いによる応力分布

(b) 解析結果

積分点数が4つの場合はそれらの平均値を、9つの場合は各要素の中央積分点の値を出力して結果をまとめた。メッシュサイズは正方形で幅2.5m, 0.833m, 0.5m, の3パターンである。

図5.2に示す点1($x_1=1.25, y_1=1.25$), 点2($x_2=3.75, y_2=3.75$), 点3($x_3=6.25, y_3=6.25$), 点4($x_4=1.25, y_4=6.25$), 点5($x_5=6.25, y_5=1.25$)における各応力を図5.4, 図5.5, 図5.6に示す。図中の黒点線は解析解を表す。鉛直およびせん断応力はメッシュサイズを細分化により解析解に収束することを確認した。水平応力は载荷位置に近い点においては解析解に収束していくが、遠い点においては過小評価する傾向にあった。

次にメッシュサイズ2.5mと0.5mの数値解と解析解の誤差に絶対値を用いて計算したOrder of accuracyを表5.2, 表5.3, 表5.4に示す。各方向の応力に関して、各積分点の平均値から求めたケース1, 2は積分点中央の値から求めたケース3と比較して、 p の変動幅が大きくなる傾向にあった。鉛直応力とせん断応力は形状関数の次数が二次であれば、Order of accuracyは1.5から2次精度であることを確認した。水平応力は一部で負値を観測し、メッシュサイズを細分化することにより数値解の精度が悪くなる傾向を示した。水平応力は、鉛直応力と異なり解析領域の影響も受けていたことから、数値解を求めるにあたり解析条件が適切であったかどうか検証することが課題である。

表 5.2 鉛直応力の Order of accuracy

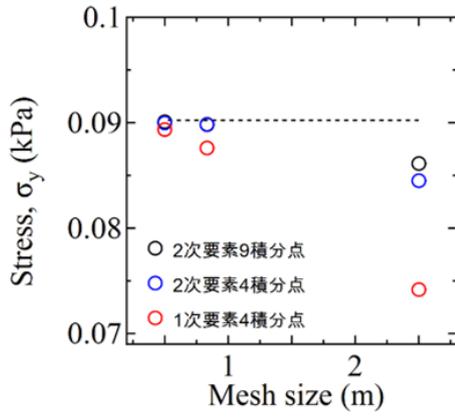
ケース	形状関数	積分点数	点1	点2	点3	点4	点5
1	一次	4つ	1.81	1.69	1.91	1.90	0.15
2	二次	4つ	1.96	2.83	2.04	1.93	2.51
3	二次	9つ	2.12	1.51	2.06	1.79	1.87

表 5.3 水平応力の Order of accuracy

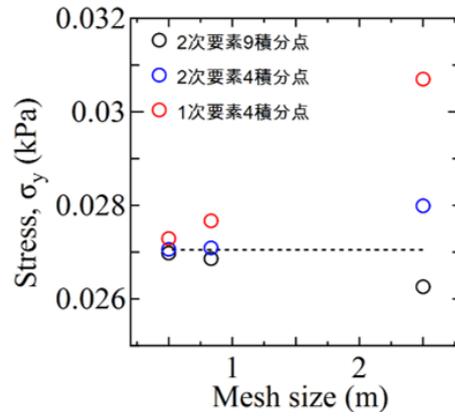
ケース	形状関数	積分点数	点1	点2	点3	点4	点5
1	一次	4つ	1.32	0.33	0.18	-0.97	0.54
2	二次	4つ	1.64	0.54	0.16	-1.86	0.51
3	二次	9つ	-0.03	0.77	0.43	-0.12	-0.22

表 5.4 せん断応力の Order of accuracy

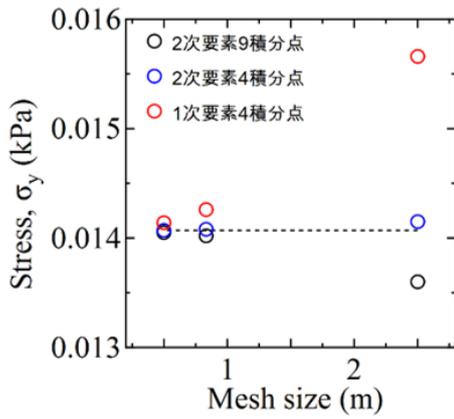
ケース	形状関数	積分点数	点1	点2	点3	点4	点5
1	一次	4つ	0.93	1.92	2.93	1.81	4.22
2	二次	4つ	2.09	1.85	1.61	2.15	2.02
3	二次	9つ	2.49	2.02	1.61	2.16	1.96



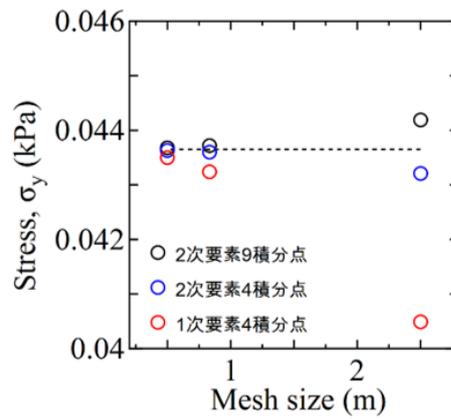
(a) 点 1 ($x_1=1.25, y_1=1.25$)



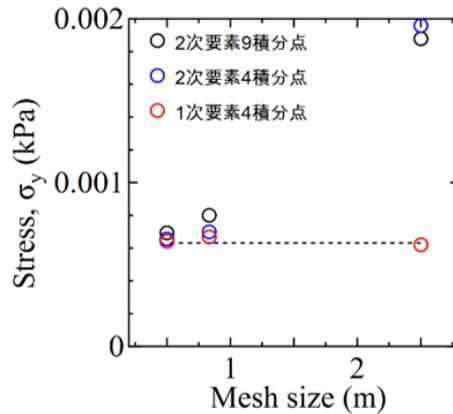
(b) 点 2 ($x_2=3.75, y_2=3.75$)



(c) 点 3 ($x_3=6.25, y_3=6.25$)

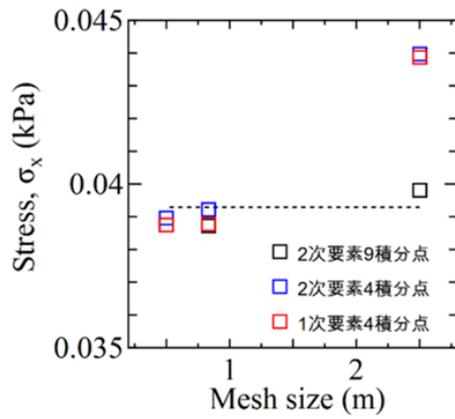


(d) 点 4 ($x_1=1.25, y_1=6.25$)

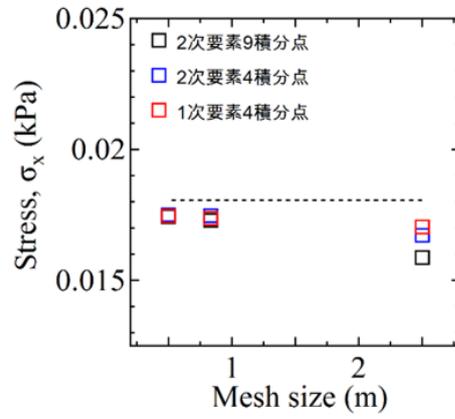


(e) 点 5 ($x_1=6.25, y_1=1.25$)

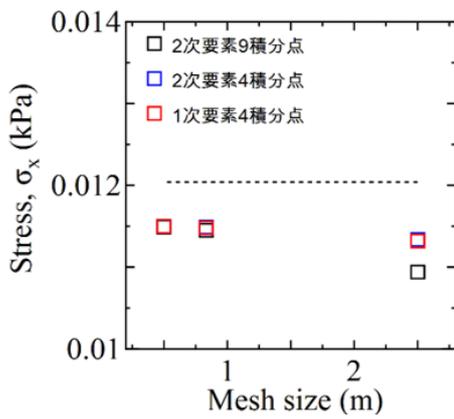
図 5.4 鉛直応力とメッシュサイズの関係



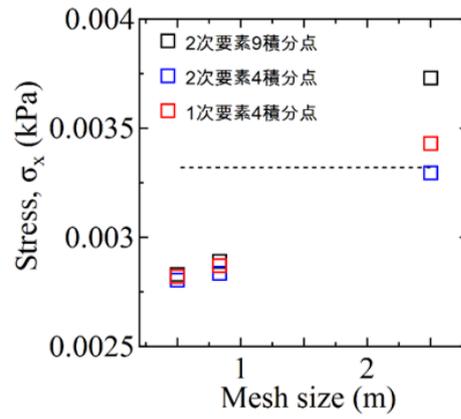
(a) 点 1($x_1=1.25, y_1=1.25$)



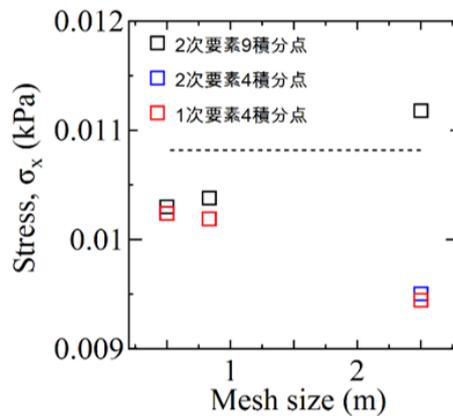
(b) 点 2($x_2=3.75, y_2=3.75$)



(c) 点 3($x_3=6.25, y_3=6.25$)

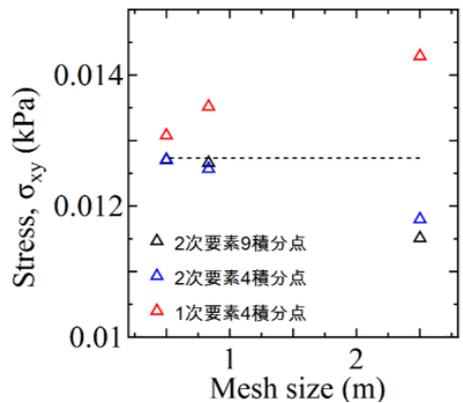


(d) 点 4($x_1=1.25, y_1=6.25$)

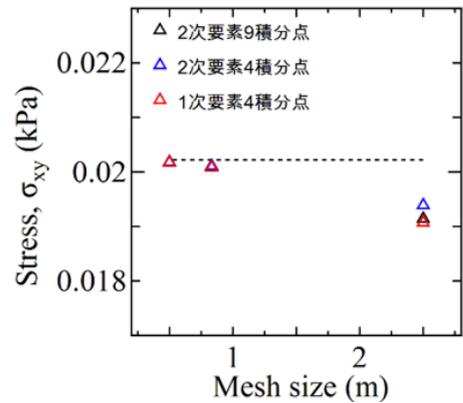


(e) 点 5($x_1=6.25, y_1=1.25$)

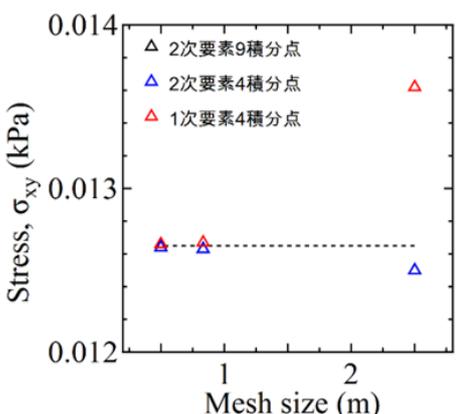
図 5.5 水平応力とメッシュサイズの関係



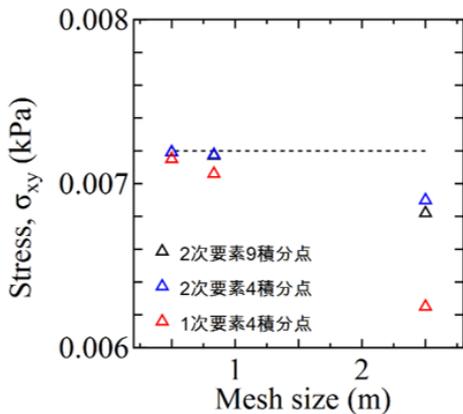
(a) 点 1 ($x_1=1.25, y_1=1.25$)



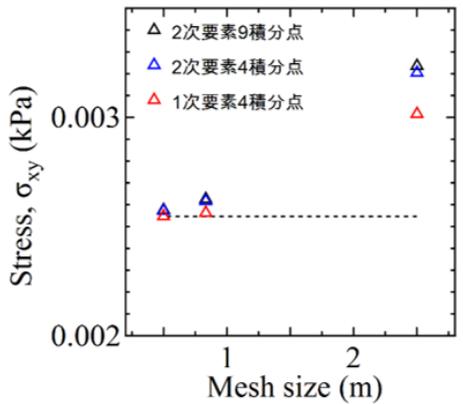
(b) 点 2 ($x_2=3.75, y_2=3.75$)



(c) 点 3 ($x_3=6.25, y_3=6.25$)



(d) 点 4 ($x_1=1.25, y_1=6.25$)



(e) 点 5 ($x_1=6.25, y_1=1.25$)

図 5.6 せん断応力とメッシュサイズの関係

5.1.2 一次元圧密解析

土水連成解析の検証として圧密解析を扱う。微小変形圧密は Terzhagi の一次元圧密の解析解^{16, 17)}、有限変形圧密は Morris の一次元圧密の解析解¹⁸⁾と比較する。解析領域は幅 1m、深さ 10m の土柱モデルを用いた。土骨格変位の境界条件は、底面に全方向固定、側面に水平方向固定を設定した。間隙水圧の境界条件は、地表面に水圧 0kPa を設定し上面排水とした。圧密圧力 10kPa を地表面に等価節点荷重として与えた。初期条件として、全ての節点間隙水圧に 10kPa を与えた。表 5.5 に示す材料パラメーターを全要素に適用した。土骨格変位には二次の形状関数と 9 つの積分点を、間隙水圧には一次の形状関数と 4 つの積分点を適用した。計算ステップ 50000、計算時間増分 10 秒で解析を行った。

表 5.5 圧密解析における材料パラメーター

パラメーター	記号	数値 (微小変形)	数値 (有限変形)
間隙率	n	0.5	0.5
土粒子の実質密度	ρ_s^R (t/m ³)	1.00	1.00
間隙水の実質密度	ρ_w^R (t/m ³)	1.00	1.00
飽和透水係数	k_{0s}^{ws} (m/s)	1.00×10^{-4}	1.00×10^{-4}
間隙水の体積弾性係数	K^w (kPa)	1.00×10^{10}	1.00×10^{10}
ラメ定数	λ (kPa)	1000.0	100.0
ラメ定数	μ (kPa)	2000.0	50.0
重力加速度	g (m/s ²)	0.0	0.0

(a) 微小変形圧密

Terzhagi の圧密方程式は次式で表される。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{k}{m_v \gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} = c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (5.6)$$

ここで、 u は過剰間隙水圧、 k は透水係数、 m_v は体積圧縮係数、 γ_w は水の単位体積重量、 c_v は圧密係数である。この方程式を片面排水条件で解いた場合、ある深度と時間における過剰間隙水圧は次式で表される。

$$u(z, t) = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{2u_0}{M} \sin \frac{Mz}{H} \exp(-M^2 T_v)$$

$$M = \frac{(2m+1)\pi}{2}$$

$$T_v = \frac{c_v t}{H^2} \quad (5.7)$$

ここで、 z は深度、 m は任意の正の定数、 H は粘土層の層厚である。この解と数値解を比較し、コード検証および解析検証を行った。

メッシュ形状は長方形で、幅 1m、深さ 5m (2 要素) と幅 0.3m、深さ 1.6m (18 要素) のメッシュサイズを用いる。地表面沈下量はモデル上面の節点、間隙水圧は各積分点の平均値を要素中央での数値として出力した。それぞれの Order of accuracy(= p) は解析解と数値解の誤差に絶対値を適用して計算した。

圧密開始から 1000 秒までの地表面沈下量の時刻歴を図 5.7 に示す。圧密開始直後において数値解はメッシュサイズの影響を受けており、細分化により数値解が解析解に収束していくことを確認できた。メッシュサイズに依らず圧密の進行とともに数値解が解析解に収束しており、最終沈下量は解析解と一致した。

深度 2.5m と 7.5m の間隙水圧の時刻歴を図 5.8, 図 5.9 に示す。深度 2.5m でメッシュが粗い場合、圧密開始直後に間隙水圧を過小評価している。これは、一つの要素に初期間隙水圧と間隙水の境界条件が含まれることに起因していると考えられる。間隙水圧も沈下量と同様の傾向となり、メッシュサイズおよび深度に依らず圧密の進行とともに数値解が解析解に収束していた。

地表面沈下量と深度 2.5m での間隙水圧の Order of accuracy の時刻歴を図 5.10 に示す。深度 7.5m での間隙水圧の Order of accuracy の時刻歴を図 5.11 に示す。図 5.11 中の 10 秒での p が算出されていないのは、メッシュサイズが細かい時に数値解と解析解の誤差がゼロとなっているためである。数値解がメッシュサイズの影響を受ける圧密開始付近において、格子収束に伴う正確さの次数は最大で、沈下量がおおよそ 2 次精度、間隙水圧は 6 次精度であることを確認した。圧密の進行とともに数値解が解析解に収束することから、 p も減少していくことがわかる。

(b) 有限変形圧密

有限変形圧密の検証は Morris¹⁸⁾ による一次元圧密の解析解と比較する。片面排水条件において地表面に荷重が载荷されたとき、正規化間隙比 E は次式で表される。

$$E = R + \frac{4(1-R)}{\pi} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left[\frac{1}{n} \sin\left(\frac{n\pi Z}{2}\right) \exp\left(\frac{-n^2\pi^2 T}{4}\right) \right] \quad (5.8)$$

ここに、 Z は正規化物質座標、 R は $Z = 0$ 時の正規化間隙比 E 、 T は時間係数であり次式で表される。

$$Z = \frac{z}{l} \quad (5.9)$$

$$T = \frac{gt}{l^2} \quad (5.10)$$

ここに、 z は固相の物質座標、 l は固相の高さ、 g は圧密係数である。 g が一定の条件で解析解が求められており、圧密度 U と併せて次式で表される。

$$g = -\frac{k(e)}{\gamma_w(1+e)} \frac{\partial \sigma'}{\partial e} \quad (5.11)$$

$$U(T) = 1 - \frac{-8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5}^{\infty} \left[\frac{1}{n^2} \exp\left(\frac{-n^2 \pi^2 T}{4}\right) \right] \quad (5.12)$$

また、数値解析手法の構成式と整合させるため、 $(\partial \sigma' / \partial e)$ の算定には neo-Hookean モデルを適用した。neo-Hookean モデルにおける土骨格の Cauchy 有効応力は式 (4.44) で表され、鉛直方向のみを考えた場合は次式で表される。

$$\sigma'_y = \frac{\mu_n}{J} (J^2 - 1) + \frac{\lambda_n}{J} \ln J \quad (5.13)$$

よって、圧密係数 g における $(\partial \sigma'_y / \partial e)$ は次式で計算される。

$$\frac{\partial \sigma'_y}{\partial e} = \frac{\partial \sigma'_y}{\partial J} \frac{\partial J}{\partial e} \quad (5.14)$$

$$= \left\{ \mu \left(1 + \frac{1}{J^2}\right) + \frac{\lambda}{J^2} (1 - \ln J) \right\} \frac{1}{1 + e_0} \quad (5.15)$$

ここで、 e_0 は初期間隙比である。解析解の導出に対して g が一定と仮定しており、式 (5.14) の条件下で g を一定とするために透水係数を次式で表す。

$$k(e) = k_{0s} J \frac{\left(\frac{\partial \sigma'_y}{\partial e}\right)_{0s}}{\frac{\partial \sigma'_y}{\partial e}} \quad (5.16)$$

$$= k_{0s} \frac{(2\mu + \lambda)J}{\mu \left(1 + \frac{1}{J^2}\right) + \frac{\lambda}{J^2} (1 - \ln J)} \quad (5.17)$$

ここで、 k_{0s} は変形前の初期透水係数である。

圧密開始から 1000 秒までの地表面沈下量の時刻歴を図 5.12 に示す。微小変形圧密と同様の傾向を示し、開始直後において数値解はメッシュサイズの影響を受けており、細分化により数値解が解析解に収束していくことを確認できた。メッシュサイズに依らず最終の沈下量は解析解と一致した。

圧密開始から 1000 秒までの深度 2.5m での間隙水圧の時刻歴を図 5.13 に示す。また、深度 5.5m での間隙水圧の時刻歴を間隙水圧の減少が開始する 1000 秒から図 5.14 に示す。微小変形と異なり、深度の浅い位置ではどの時間においてもメッシュサイズの影響を受けていることが分かる。深度の深い位置では、圧密開始直後のみメッシュサイズの影響が見られ、圧密の進行に伴ってその影響は減少していた。

地表面沈下量と深度 2.5m での間隙水圧の Order of accuracy の時刻歴を図 5.15 に示す。深度 7.5m での間隙水圧の Order of accuracy の時刻歴を図 5.16 に示す。間隙水圧の解析

解は論文内¹⁸⁾で示されていないため、Richardson extrapolationを用いて p を計算した。間隙水圧に関して、深度の浅い点ではどの時間においてもメッシュサイズの影響を受けているため、 p が減少することはなく2次精度を保つ。地表面沈下量および深度の深い点の間隙水圧では局所的に p が負値になることを確認したが、この時はメッシュサイズが粗い場合でも数値解と解析解の誤差が限りなく小さい状況下であった。

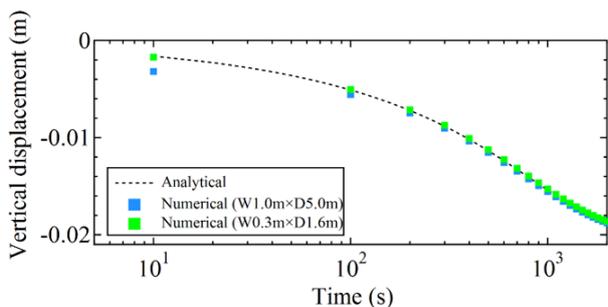


図 5.7 地表面沈下量の時刻歴 (微小変形)

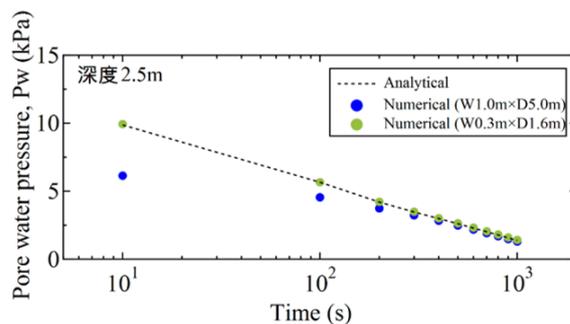


図 5.8 P_w (2.5m) の時刻歴 (微小変形)

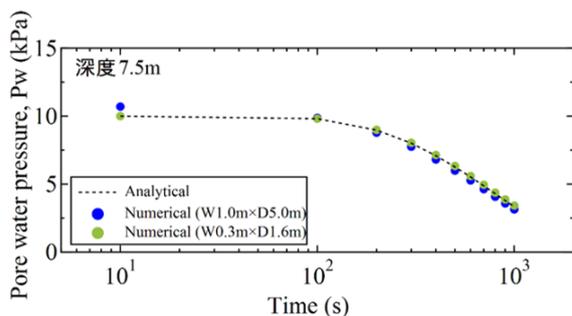


図 5.9 P_w (7.5m) の時刻歴 (微小変形)

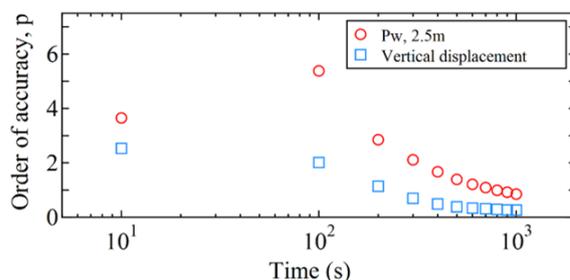


図 5.10 地表面沈下量と P_w (2.5m) の p の時刻歴 (微小変形)

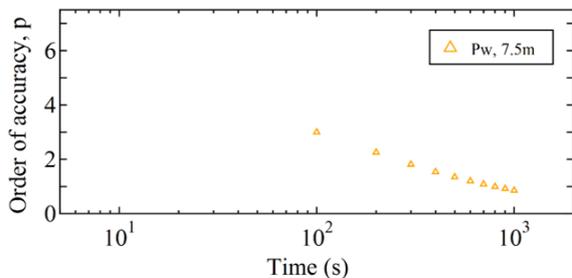


図 5.11 P_w (7.5m) の p の時刻歴 (微小変形)

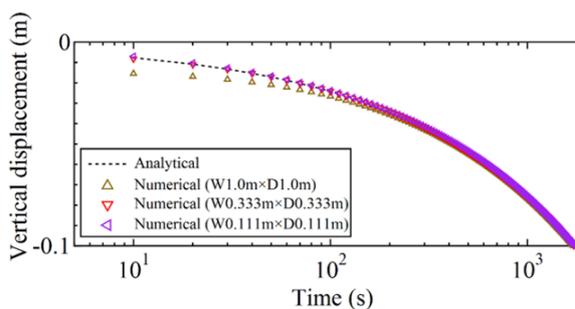


図 5.12 地表面沈下量の時刻歴 (有限変形)

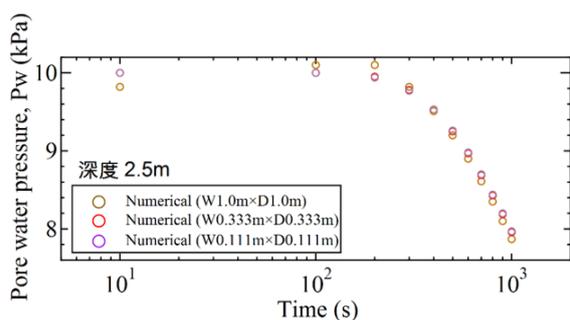


図 5.13 P_w (2.5m) の時刻歴 (有限変形)

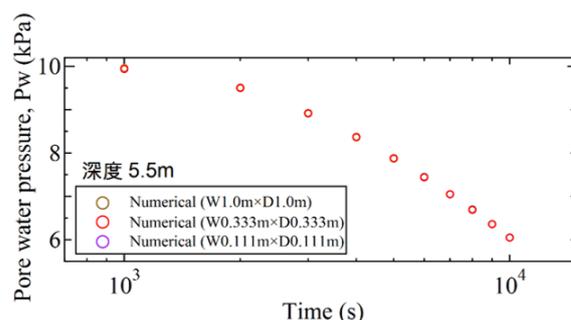


図 5.14 P_w (5.5m) の時刻歴 (有限変形)

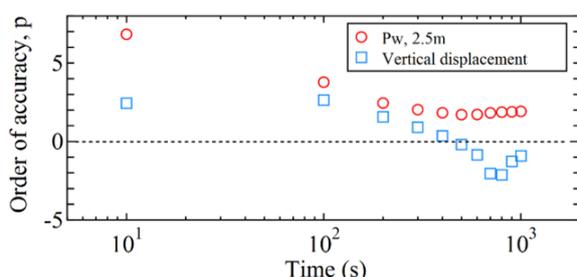


図 5.15 地表面沈下量と P_w (2.5m) の p の時刻歴 (有限変形)

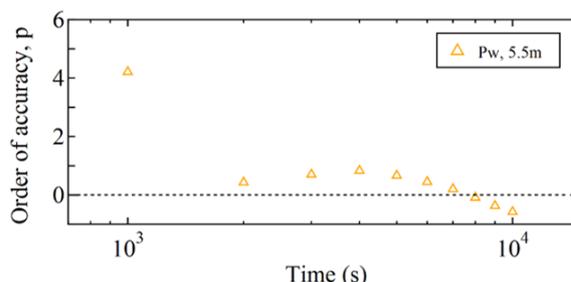


図 5.16 P_w (5.5m) の p の時刻歴 (有限変形)

5.2 解析検証

解析検証では、数値解析の妥当性確認で対象とする問題に対して格子収束性を確認する。有限要素解析モデルを図 5.17 に示す。土骨格変位の境界条件は底面を全方向固定、側面を水平方向固定とした。間隙水圧の境界条件は、地表面に間隙水圧 0kPa を設定した。遠心模型実験における盛土を等分布帯荷重として図 5.18 に示す時刻歴で与えた。最終荷重値は 2.0kPa である。用いたメッシュサイズは、 $h_1 = 0.0025\text{m}$, $h_2 = 0.005\text{m}$, $h_3 = 0.01\text{m}$ である。従って、メッシュサイズ比 $r = 2$ となる。

有限変形問題として解析を行う。初期自重解析の後、圧密解析を実施した。時間積分パラメータは $\gamma = 1.0$, $\beta = 0.0$ である。粘性土地盤と排水層の構成式には、修正 Cam-Clay モデルと neo-Hookean モデルを適用し、表 5.6, 表 5.7 に示す材料パラメーターを用いた。圧縮指数および膨潤指数、限界状態応力比は三軸試験の標本に基づく平均値を用いた。

点 A の鉛直沈下量の時刻歴を図 5.19 に示す。メッシュサイズ h_1 , h_2 , h_3 に対応する数値解をそれぞれ、 f_1 , f_2 , f_3 とした。荷重が小さいときは、メッシュサイズに依らず数値解が概ね等しかった。荷重が増加していくにつれ、 f_1 , f_2 , f_3 のプロットがずれ、メッシュサイズの影響を受けていることが分かる。

次に点 A の鉛直沈下量の Order of accuracy(p) の時刻歴を図 5.20 に示す。 p の計算には Richardson extrapolation の式を用いた。全ての時間で、メッシュを細かくするほど数値

解 f_1 に収束していく。荷重の小さいときは、メッシュサイズの影響が小さかった。しかし、荷重が増加するほど p は大きくなり、最終的には2次精度に近づくことを確認した。数値解析の妥当性確認で着目する粘性土地盤の沈下量に関して、解析検証においてもコード検証で求めた格子収束性と同程度の正確さの精度が得られた。

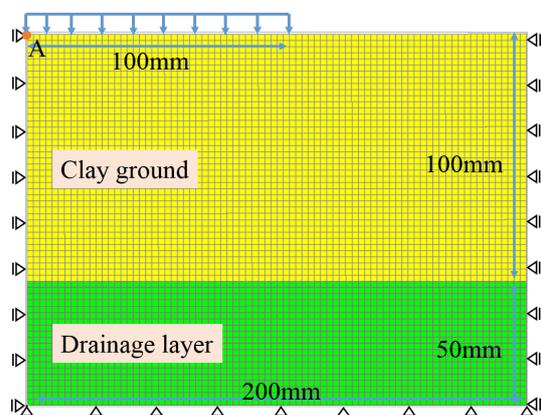


図 5.17 解析検証における有限要素モデル

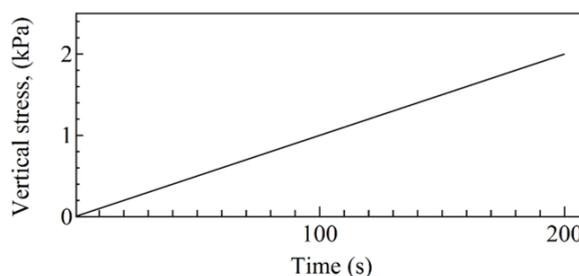


図 5.18 帯荷重の時刻歴

表 5.6 粘性土地盤の材料パラメーター

パラメーター	記号	数値
初期間隙率	n	0.557
土粒子の実質密度	ρ_s^R (t/m ³)	2.57
間隙水の実質密度	ρ_w^R (t/m ³)	1.00
飽和透水係数	k_{0s}^{ws} (m/s)	1.00×10^{-7}
間隙水の体積弾性係数	K^w (kPa)	2.00×10^6
圧縮指数	λ	0.045
膨潤指数	κ	0.0064
限界状態応力比	M	1.368
拘束圧に依存しないせん断弾性係数	μ_0 (kPa)	10.0
過圧密度	OCR	1.0
ポアソン比	ν	0.333
重力加速度	g (m/s ²)	-9.8

表 5.7 排水層の材料パラメーター

パラメーター	記号	数値
初期間隙率	n	0.72
土粒子の実質密度	ρ_s^R (t/m ³)	2.65
間隙水の実質密度	ρ_w^R (t/m ³)	1.00
飽和透水係数	k_{0s}^{ws} (m/s)	2.00×10^{-3}
間隙水の体積弾性係数	K^w (kPa)	2.00×10^6
ラメ定数	λ (kPa)	150000.0
ラメ定数	μ (kPa)	100000.0

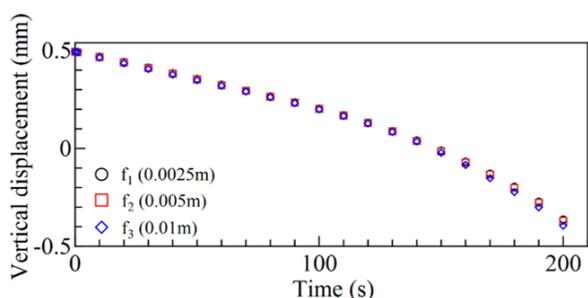


図 5.19 点 A における鉛直沈下量の時刻歴

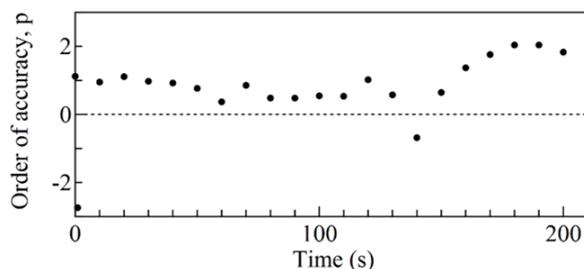


図 5.20 点 A における鉛直沈下量の p の時刻歴

5.3 まとめ

本章では、数値解析手法の検証としてコード検証および解析検証を実施した。コード検証は解析解との比較を通じて解の一致および格子収束性を、解析検証は対象としている問題に対して格子収束性を検証した。格子収束性の指標として Order of accuracy を適用し、解析解が存在するときは数値解と解析解との誤差を用い、解析解が存在しないときは Richardson extrapolation の式から求めた。

二次元応力解析，コード検証

帯荷重問題による地盤内応力に関する検証では、形状関数の次数や積分点数に依らず、鉛直およびせん断応力の数値解は解析解に収束することを確認した。また、形状関数の次数が二次以上であれば、Order of accuracy は 1.5 から 2 次精度であることを確認した。形状関数の次数が一次のときは Order of accuracy の変動が大きいが、2 次に近い精度であった。水平応力は、Order of accuracy が負値になるなど、鉛直およびせん断応力とは異なる傾向を示した。水平応力の数値解を求めるにあたり解析条件が適切であったか検証することが課題である。

圧密解析，コード検証

微小変形圧密における地表面の最終沈下量は解析解と一致することを確認した。圧密開始付近で Order of accuracy は 2 次精度であった。間隙水圧も同様に圧密開始付近で Order of accuracy が増加して最大 6 次精度であった。圧密の進行とともにメッシュサイズの影響が減少した。

有限変形圧密における地表面の最終沈下量も解析解と一致することを確認した。圧密開始付近で Order of accuracy は 2 次精度であった。深度の浅い位置での間隙水圧の Order of accuracy は圧密開始付近で大きく、圧密の進行とともに 2 次精度で一定となる。深度

の深い位置での間隙水圧および地表面沈下量に関して、局所的に Order of accuracy が負値に転じるが、メッシュサイズが粗い時に数値解と解析解の誤差が限りなく小さい状況下であった。従って、Order of accuracy の次数が低くても、有限要素法の定式化に問題はないと判断できる。

解析検証

解析検証では、妥当性確認で対象とする問題に対して格子収束性を求めた。構成モデルには修正 Cam-Clay モデルを用い、解析解は存在しないため、Order of accuracy は Richardson extrapolation を適用した。

荷重が増加するにつれメッシュサイズの影響が見られた。荷重が増加するほど Order of accuracy は大きくなり、最終的には2次精度に近づくことを確認した。従って、妥当性確認で対象とする問題に対してもコード検証で得た Order of accuracy と同程度の次数であることを確認した。

第6章 数値解析手法の妥当性確認

ここでは、数値解析手法の妥当性確認 (Validation) として、第3章で示した遠心模型実験を対象とした再現解析を実施する。三軸試験から得られた弾塑性パラメーターのばらつきや盛土荷重のばらつきを考慮して行う。ここでのパラメーターのばらつきには、供試体の状態や計測誤差など種々のばらつきが含まれている。粘性土地盤の構成式には弾性関係に拘束圧依存性を考慮した超弾性修正 Cam-Clay モデルを、排水層には neo-Hookean モデルを適用した。

妥当性確認の指標として M^{SRQ2} を適用する。 M^{SRQ} は次式のように表される。

$$M^{SRQ} = \frac{1}{|\mu_{exp}|} \int_{-\infty}^{\infty} |F_{exp}(y) - F_{num}(y)| dy \quad (6.1)$$

ここで、 μ_{exp} は実験値の平均値、 $F_{exp}(y)$ は実験値の累積密度分布、 $F_{num}(y)$ は数値解の累積密度分布である。実験値と数値解の累積密度分布で囲まれた面積を実験値の平均値で除すことにより、妥当性確認の指標となる。ASME²⁾ では妥当性確認の要求精度 10% 以下と提示されている。

6.1 弾塑性パラメーターのばらつきを考慮した数値解析

6.1.1 解析パラメーター

弾塑性パラメーターは第2章の三軸試験結果より得られた平均値 μ 、標準偏差 σ に基づいて決定した。 $\hat{\lambda}$ 、 $\hat{\kappa}$ 、 M に対して正規分布を仮定して正規乱数を 200 組発生させた。正規乱数は統計分析フリーソフト R¹⁹⁾ を用いた。弾塑性パラメーターの正規乱数のヒストグラムを図 6.1 から図 6.3 に示す。弾塑性パラメーター組の一例と、その他の粘性土地盤の材料パラメーターを表 6.1、表 6.2 に示す。排水層の材料パラメーターは表 5.7 と同様である。初期間隙率は、遠心実験における予圧密載荷前の状態である、スラリー状粘土の質量 20kg、含水比 50%、初期高さ 130mm と剛土槽の幅と奥行から湿潤密度を求めて算出した。過圧密度について、予圧密載荷時ではスラリー状粘土であるため降伏応力が十分小さく、載荷直後から変形が始まる。よって正規圧密状態 (OCR=1.0) と仮定した。

拘束圧に依存しないせん断弾性係数の感度解析

拘束圧に依存しないせん断弾性係数 μ_0 の決定に際して行った感度解析について示す。盛土をモデル化し、粘性土地盤の μ_0 の変動が³⁾、天端中央の沈下量に与える影響を確認し、

それに基づき決定した。盛土は不飽和土とし、有限変形理論で解析を行った。

感度解析に用いた有限要素解析モデルを図 6.4 に示す。土骨格変位の境界条件は、底面に全方向固定、側面に水平方向のみ固定とした。間隙水圧の境界条件は、粘性土地盤表面に間隙水圧 0kPa を設定した。ただし、盛土と粘性土地盤の境界面には設定していない。間隙空気の境界条件は、盛土表面に間隙空気 0kPa を設定した。計算時間増分は 0.6 秒で 15250 ステップで解析を行った。後退差分法のため、時間積分係数 $\gamma = 1.0$, $\beta = 0.0$ とした。初期自重解析の後、図 6.5 に示す遠心加速度を全ての要素に载荷する。盛土の構成式には超弾性 DP モデルを、水分特性曲線には LG モデルを適用した。感度解析における各材料パラメーターを表 6.3, 表 6.4 に示す。排水層の材料パラメーターは表 5.7 と同様である。

天端中央の沈下量の時刻歴を図 6.6 に示す。 μ_0 が大きくなると、余分なせん断剛性を与えていることにもなり沈下量が抑制されていた。また、100 を超えると値によって沈下量に明確な差がなかった。 $\mu_0 = 10$ のとき沈下量が最大値を取るが、余分なせん断剛性を与えなくても済む。粘性土地盤の拘束圧に依存しないせん断剛性は計測もできておらず不明なため、今回は $\mu_0 = 10.0$ を適用した。

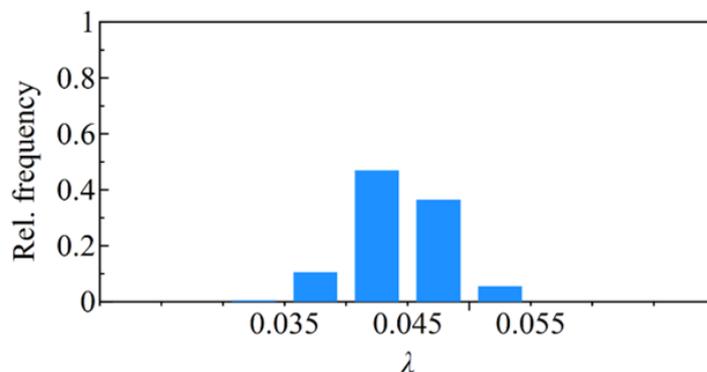


図 6.1 生成された圧縮指数 $\hat{\lambda}$ のヒストグラム

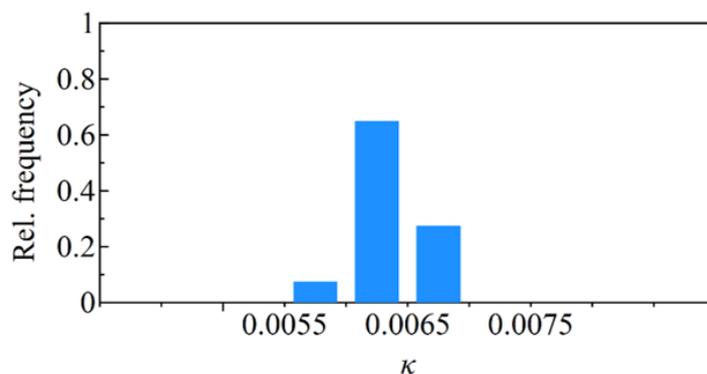


図 6.2 生成された膨潤指数 $\hat{\kappa}$ のヒストグラム

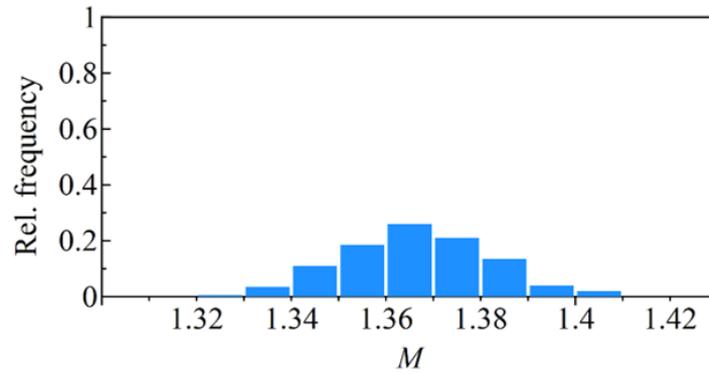


図 6.3 生成された限界状態応力比 M のヒストグラム

表 6.1 弾塑性パラメーター組の一例

No.	$\hat{\lambda}$	$\hat{\kappa}$	M
1	0.047	0.0068	1.396
2	0.048	0.0061	1.389
3	0.042	0.0065	1.372
~	~	~	~
198	0.038	0.0065	1.367
199	0.047	0.0066	1.382
200	0.038	0.0064	1.332

表 6.2 粘性土地盤の材料パラメーター

パラメーター	記号	数値
初期間隙率	n	0.557
土粒子の実質密度	ρ_s^R (t/m ³)	2.57
間隙水の実質密度	ρ_w^R (t/m ³)	1.00
飽和透水係数	k_{0s}^{ws} (m/s)	1.00×10^{-7}
間隙水の体積弾性係数	K^w (kPa)	2.00×10^6
拘束圧に依存しないせん断弾性係数	μ_0 (kPa)	10.0
過圧密度	OCR	1.0
ポアソン比	ν	0.333
重力加速度	g (m/s ²)	-9.8

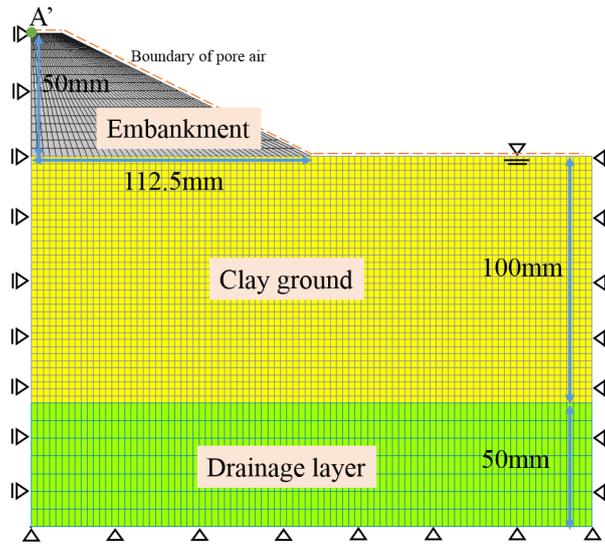


図 6.4 感度解析における有限要素モデル

表 6.3 感度解析における盛土の材料パラメーター

パラメーター	記号	数値
初期間隙率	n_{0s}	0.44
土粒子の実質密度	$\rho^{sR}(\text{t/m}^3)$	2.65
間隙水の実質密度	$\rho^{wR}(\text{t/m}^3)$	1.0
間隙空気の実質密度	$\rho^{aR}(\text{t/m}^3)$	1.0×10^{-3}
飽和透水係数	$k_{0s}^{ws}(\text{m/s})$	1.0×10^{-6}
飽和透気係数	$k_{0s}^{as}(\text{m/s})$	1.0×10^{-7}
体積圧縮係数	$K^w(\text{kPa})$	2.00×10^6
Gas parameter	$(\Theta \bar{R})^{-1}(\text{s}^2/\text{m}^2)$	1.25×10^{-5}
最小飽和度	s_r^w	0.41
最大飽和度	s_s^w	0.95
LG モデルのパラメーター	a_{lg}	2.0
LG モデルのパラメーター	b_{lg}	-5.5
LG モデルのパラメーター	c_{lg}	0.14
べき乗則モデルのパラメーター	ξ_k	3.0
べき乗則モデルのパラメーター	η_k	2.0
透水・透気係数の下限値の比	k_{\min}/k	0.001
ラメ定数	$\hat{\lambda}$	1000.0
ラメ定数	μ	500.0
Drucker-Prager モデルの材料パラメーター	α_{dp}	1.148
Drucker-Prager モデルの材料パラメーター	β_{dp}	1.148
Drucker-Prager モデルの材料パラメーター	$\hat{\kappa}_{dp}$	0.002
等方硬化パラメーター	K_d	1.0
等方硬化パラメーター	K_v	1.0

表 6.4 感度解析における粘性土地盤の材料パラメーター

パラメーター	記号	数値
拘束圧に依存しないせん断弾性係数	μ_0 (kPa)	10.0, 100.0, 200.0, 300.0, 400.0, 500.0, 600.0
初期間隙率	n	0.459
土粒子の実質密度	ρ_s^R (t/m ³)	2.57
間隙水の実質密度	ρ_w^R (t/m ³)	1.00
飽和透水係数	k_{0s}^{ws} (m/s)	1.00×10^{-7}
間隙水の体積弾性係数	K^w (kPa)	2.00×10^6
圧縮指数	$\hat{\lambda}$	0.086
膨潤指数	$\hat{\kappa}$	0.013
限界状態応力比	M	1.148
過圧密度	OCR	-30.0
ポアソン比	ν	0.3
重力加速度	g (m/s ²)	-9.8

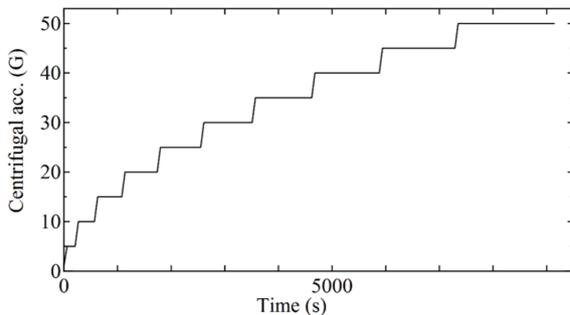


図 6.5 遠心加速度の時刻歴

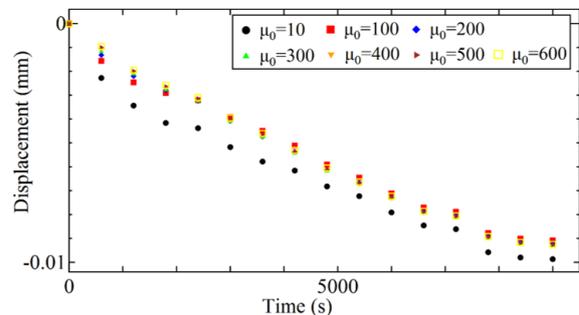


図 6.6 天端中央の沈下量の時刻歴

6.1.2 数値解析条件

均質地盤を仮定する。盛土部分をモデル化せず等価節点荷重として与え、遠心模型実験に準じて 1) 初期自重解析 2) 予圧密載荷 3) 予圧密除荷 4) 盛土 1G 5) 盛土 50G の 5 段階に分けて再現解析を行った。

解析モデルは模型の対称性を利用して予圧密載荷前の半断面を用いて作成した。従って、初期自重解析における解析モデルは幅 225mm、排水層高さ 50mm、粘性土地盤高さ 130mm である。全要素数は 5580、全節点数は 17045 とし、粘性土地盤と排水層のメッシュサイズはそれぞれ正方形形状 (幅 0.25cm) と長方形形状 (幅 0.25cm、高さ 0.5cm) である。土骨格変位の境界条件は、底面に全方向固定、側面に水平方向固定を設定した。間隙水圧の境界条件は、地表面に水圧 0kPa を設定し上面排水とした。盛土載荷過程における有限要素解析モデルを図 6.7 に示す。

予圧密載荷過程では、モデル上面の全節点に表 3.2 に示す予圧密圧力とその載荷時間を等価節点荷重として与えた。盛土 50G 過程では、表 3.3 に示す遠心加速度とその載荷時間を解析モデル全要素および盛土荷重に作用させた。盛土荷重は、目標締固め度 85% と最適含水比 12.1% から湿潤密度と盛土質量を計算し、等価節点荷重としてモデル上面の所定の範囲の節点に与えた。

初期自重解析は計算ステップ 2、時間増分 1.0 秒である。予圧密載荷過程は計算ステップ 1554、時間増分は 1 ステップから 1386 ステップまで 300 秒、1387 ステップから 1554 ステップまで 600 秒である。予圧密除荷過程は計算ステップ 120、時間増分 30.0 秒である。盛土 1G 過程は計算ステップ 360、時間増分 30.0 秒である。盛土 50G 過程の計算ステップと時間増分は表 6.5 に示す。また、予圧密載荷過程と盛土 50G 過程は実験に即しているが、予圧密除荷過程と盛土 1G 過程は実験での作業時間から概ねの時間を設定している。

初期自重解析のみ静的解析で残りの過程は全て準静的解析とした。また、全過程で有限変形理論を適用した。収束判定誤差は、土骨格変位と間隙水圧に関する残差ノルムがそれぞれ 1.0×10^{-8} 未満と 1.0×10^{-10} 未満を同時に満たすこととした。

6.1.3 解析結果

予圧密載荷過程における地表面沈下量のヒストグラムを図 6.8 に、累積密度分布を図 6.9 に示す。ヒストグラムの縦軸は相対度数を表し、各区間の頻度を総頻度で除した値である。数値解の平均値は 17.37cm、変動係数は 6.99% であった。数値解の分布は実験値の分布よりも過小評価する傾向にあり、平均値同士を比較すると約 13cm の差があった。そのため、妥当性確認の要求精度は 42% となり、満足しない。これは圧縮指数と膨潤指数の設定が要因として考えられる。ここで設定した数値は、予圧密後の試料から取り出した供試体を用いた三軸試験結果から得ており、予圧密前のスラリー状粘土の供試体から得て

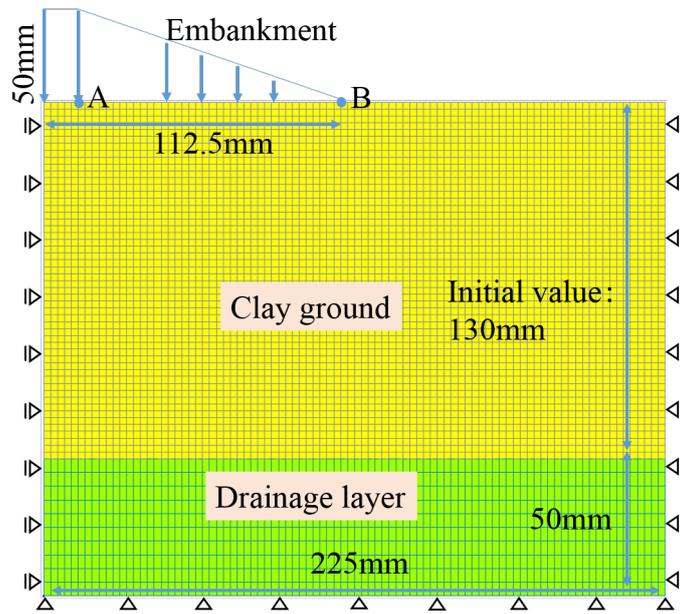


図 6.7 有限要素解析モデル

表 6.5 盛土 50G 過程の計算ステップおよび時間増分

遠心加速度 (G)	計算ステップ	時間増分 (秒)	総和時間 (秒)
1-5	100	0.6	60
5	30	5.0	210
5-10	100	0.6	270
10	60	5.0	570
10-15	100	0.6	630
15	90	5.0	1080
15-20	100	0.6	1140
20	120	5.0	1740
20-25	100	0.6	1800
25	150	5.0	2550
25-30	100	0.6	2610
30	180	5.0	3510
30-35	100	0.6	3570
35	210	5.0	4620
35-40	100	0.6	4680
40	240	5.0	5880
40-45	100	0.6	5940
45	270	5.0	7290
45-50	100	0.6	7350
50	360	5.0	9150

いない。予圧密前後の供試体では初期比体積や排水量が異なるため、圧縮指数と膨潤指数が設定した数値よりも大きくなる可能性がある。予圧密載荷過程においては、スラリー状粘土における圧縮指数を用いるべきではあるが、供試体の作製が難しい。そのため、圧縮指数の設定が実験と解析で整合しておらず、沈下量に影響したと考えられる。

実験での沈下量の計測時間と整合させるため、盛土 1G から盛土 50G 過程における図 6.7 中の地点 A および B での鉛直沈下量のヒストグラムを図 6.10, 図 6.11 に示す。盛土 50G 過程において解析が収束しないケースが 9 ケースあり、それらは含めずにヒストグラムを描いた。ただし、数値解では盛土 1G 過程での沈下量も含まれているが、実験ではこの過程の沈下量が計測されていないことに留意する。

地点 A において実験値の最頻値よりも数値解の最頻値は過小評価しているが、分布として概ね重なる結果を得た。しかし、実験値の最頻値付近と重なる部分の数値解では、変形モードが実験と異なっており、盛土載荷面に段差が発生していた。実験では盛土の載荷面に段差はなく、滑らかな曲線状であった。この段差が要因となり沈下量が大きくなる傾向にあった。数値解の最頻値付近では、盛土載荷面が滑らかな曲線状となり実験の挙動とも整合していた。これらの変形モードの違いを図 6.12 に示す。コンターは相当ひずみを表す。変形モードの違いにより、相当ひずみの発生にも影響を与えている。地点 B における数値解は顕著に偏る結果となった。地点 A のように数値解が分布しないことから、地点 B は材料パラメーターの影響を受けていないことが分かる。

地点 A および B の累積密度分布を図 6.13, 図 6.14 に示す。それぞれの M^{SRQ} は図中に記載している。地点 A では 10% 以下となり妥当性確認の要求精度を満足する結果となったが、変形モードの違いを含んだ状態である。地点 B では、数値解の偏りが大きいため M^{SRQ} は満足しない。計測された沈下量が重なっていても、実験値と数値解で分布が異なれば妥当性確認の要求精度を満足しないことになる。このように妥当性確認の要求精度を満足しない場合は、その他の要因を抽出する。ここでは、盛土質量のばらつきと弾塑性パラメーターの空間的なばらつきを抽出し、それらを考慮した解析については後述する。

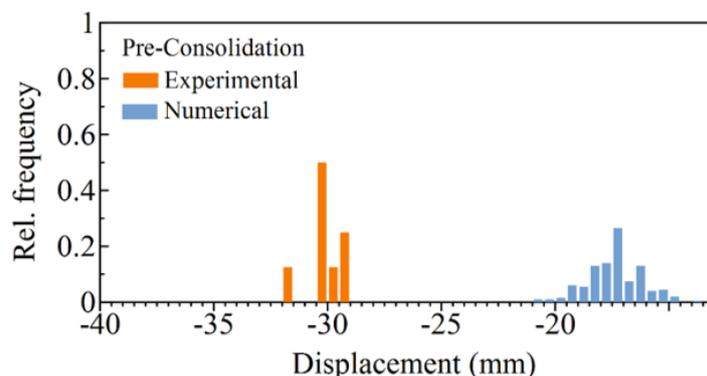


図 6.8 地表面沈下量のヒストグラム (予圧密載荷)

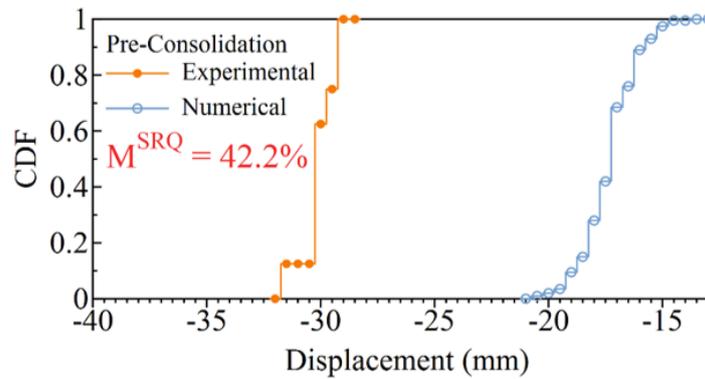


図 6.9 地表面沈下量の累積密度分布（予圧密載荷）

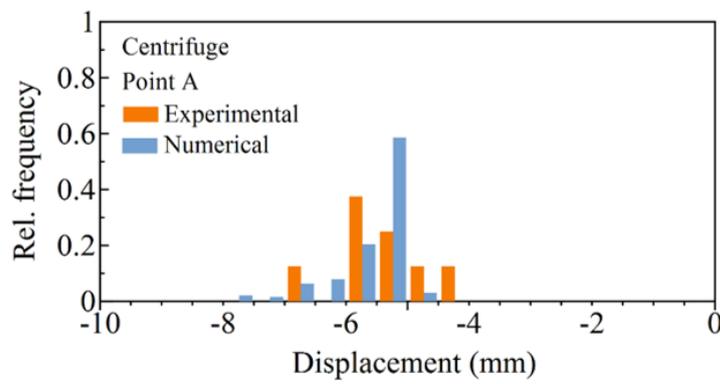


図 6.10 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム（盛土 1G～盛土 50G）

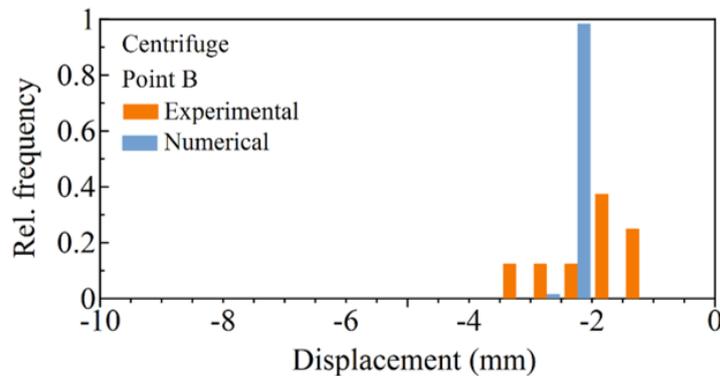
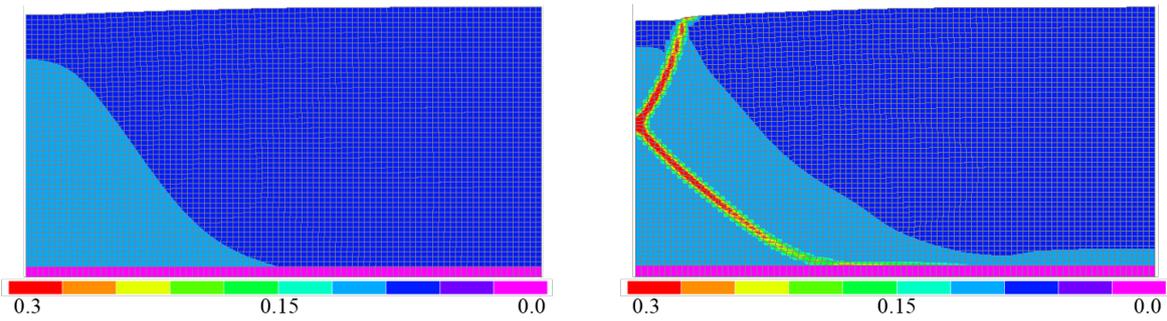


図 6.11 地点 B での地表面沈下量のヒストグラム（盛土 1G～盛土 50G）

6.1.4 弾塑性パラメータの影響

予圧密載荷過程で数値解が過小評価をした要因に圧縮指数 $\hat{\lambda}$ と膨潤指数 $\hat{\kappa}$ を挙げた。実験値を再現するために解析パラメータを改めた数値解析を実施した。材料パラメータは表 6.4 に示す中で初期間隙率が 0.557, $\mu_0 = 10.0$ と変更した。その他の解析パラメータは表 5.7, 表 6.2 と同様である。

解析結果を示す。予圧密載荷過程における地表面沈下量は 30.5mm となり、実験値と概ね一致する結果を得た。盛土 1G から盛土 50G 過程での地点 A における鉛直沈下量は



(a) 盛土載荷面が滑らかな場合 (実験と整合)

(b) 盛土載荷面に段差が発生する場合

図 6.12 変形モードの違い (コンター：相当ひずみ)

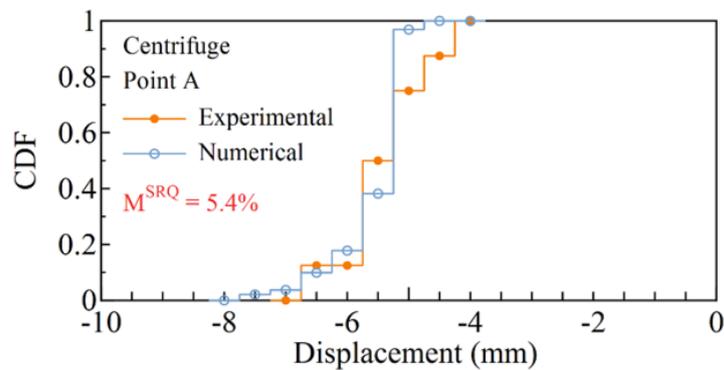


図 6.13 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布 (盛土 1G~盛土 50G)

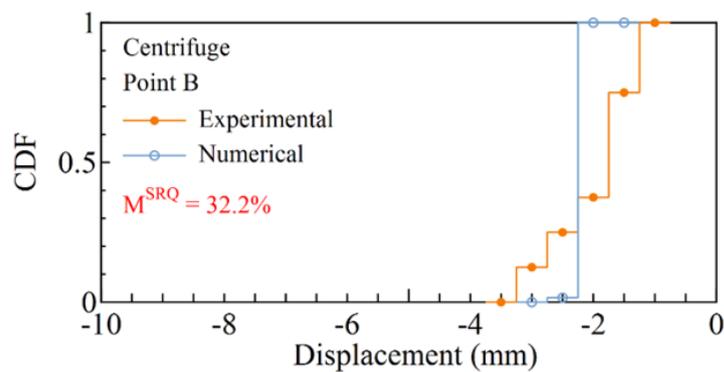


図 6.14 地点 B での地表面沈下量の累積密度分布 (盛土 1G~盛土 50G)

9.36mm となり、実験値を過大評価する結果を得た。ただし、沈下量が増加しているにも関わらず、変形モードは実験と整合しており、盛土載荷面が滑らかな曲線となっていた。 $\hat{\lambda}$, $\hat{\kappa}$, M を改めるだけで、数値解と変形モードが大きく変化することから、数値解に与える弾塑性パラメーターの影響は大きいと考えられる。

6.2 弾塑性パラメーターと盛土荷重のばらつきを考慮した数値解析

6.2.1 解析パラメーター

次に、前節の弾塑性パラメーター $\hat{\lambda}$, $\hat{\kappa}$, M に加えて、盛土荷重のばらつきを考慮する。実験で計測された盛土質量の平均値と標準偏差から、正規分布を仮定して 200 組の正規乱数を作成した。生成した盛土質量の正規乱数を図 6.15 に示す。作成された 200 組の盛土質量から盛土荷重を算出し、等価節点荷重として与えた。弾塑性パラメーターは前節のものを利用する。弾塑性パラメーターと盛土質量の組み合わせの一例を表 6.6 に示す。ただし、数値解析では半断面なため、実際に入力されている盛土質量は半分である。その他の解析パラメーターは表 5.7, 表 6.2 と同様である。

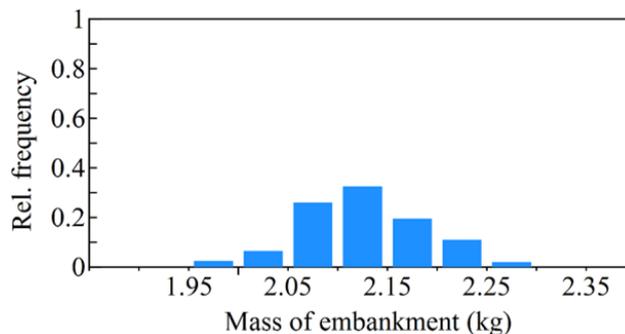


図 6.15 盛土質量のヒストグラム

表 6.6 弾塑性パラメーターと盛土質量の組み合わせの一例

No.	$\hat{\lambda}$	$\hat{\kappa}$	M	盛土質量 (kg)
1	0.047	0.0068	1.396	2.23
2	0.048	0.0061	1.389	2.07
3	0.042	0.0065	1.372	2.13
~	~	~	~	~
198	0.038	0.0065	1.367	2.09
199	0.047	0.0066	1.382	2.00
200	0.038	0.0064	1.332	2.19

6.2.2 数値解析条件

均質地盤を仮定する。前節と比較して盛土荷重のみが異なるため、3) 予圧密除荷過程までは前節と同様である。従って、前節の 3) 予圧密除荷過程を引き継ぎ、新たに 4) 盛土 1G 過程から解析を行った。有限要素モデルや境界条件、収束判定誤差は前節と同様である。また、盛土 1G および盛土 50G 過程の計算ステップおよび時間増分も前節と同様である。

6.2.3 解析結果

盛土 1G から盛土 50G 過程における図 6.7 中の地点 A および B での鉛直沈下量のヒストグラムを図 6.16, 図 6.17 に示す。盛土 50G 過程において解析が取束しないケースが 13 ケースあり, それらは含めずにヒストグラムを描いた。地点 A では, 盛土荷重の影響により沈下量分布に変化が見られ, 実験値の最頻値よりも過大評価する数値解の割合が増加した。実験の最頻値よりも過大評価している部分では, 前節と同様盛土載荷面に段差が発生していた。地点 B では前節から分布に変化は見られない。従って, 地点 B の沈下量のばらつきに, 盛土荷重のばらつきの影響は小さいと考えられる。

次に, 地点 A および B の累積密度分布を図 6.18, 図 6.19 に示す。地点 A では, 実験値の最頻値よりも過大評価する数値解の割合が増加したため, M^{SRQ} が前節よりも増加した。妥当性確認の要求精度 10% は満足しているが, 地点 A の沈下量のばらつきと M^{SRQ} に盛土荷重の影響があると考えられる。地点 B では分布に変化が見られなかったため, M^{SRQ} も同程度の数値となった。

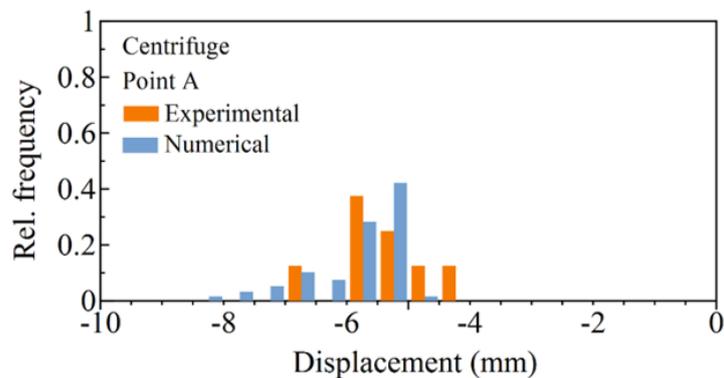


図 6.16 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム (盛土 1G~盛土 50G)

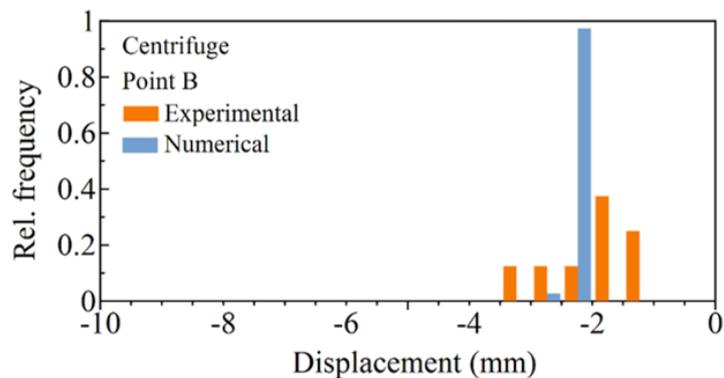


図 6.17 地点 B での地表面沈下量のヒストグラム (盛土 1G~盛土 50G)

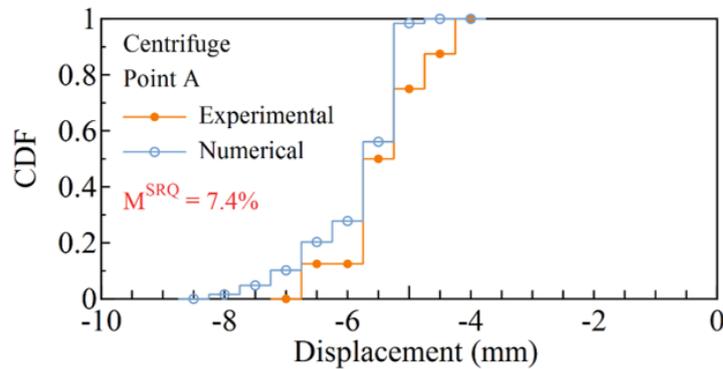


図 6.18 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布（盛土 1G～盛土 50G）

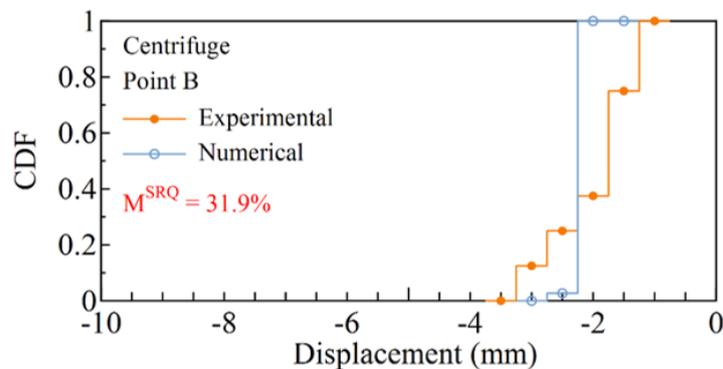


図 6.19 地点 B での地表面沈下量の累積密度分布（盛土 1G～盛土 50G）

6.3 弾塑性パラメータの空間的なばらつきを考慮した数値解析

6.3.1 数値解析条件

実験では予圧密載荷過程の時点で、スラリー状粘土内に間隙空気が存在したり、含水比が地点毎に異なっていることも考えられる。ここでは、解析結果に影響を与える弾塑性パラメータが空間的なばらつきを有していると仮定して解析を実施した。粘性土地盤のみ空間的なばらつきを表現し、粘性土地盤の各要素に適用する場合（パターン A）、要素群（横 0.0125m×縦 0.005m）を作成し、その要素群に同一の解析パラメータを適用する場合（パターン B）とした。1 回の解析で発生させる正規乱数の数はパターン A の時 4680、パターン B の時 468 である。 $\hat{\lambda}$ 、 $\hat{\kappa}$ 、 M の間に相関性はないと仮定して、正規乱数は統計分析フリーソフト R を用いた。パターン A および B の弾塑性パラメータの空間分布図を図 6.20、図 6.21 に示す。その他の解析パラメータは表 5.7、表 6.2 と同様である。盛土質量のばらつきは考慮しないため、目標締固め度 85% と最適含水比 12.1% から湿潤密度を計算し、等価節点荷重として与えた。各過程での計算ステップ、時間増分も前々節と同様である。数値解析は両パターンとも 100 回実施した。

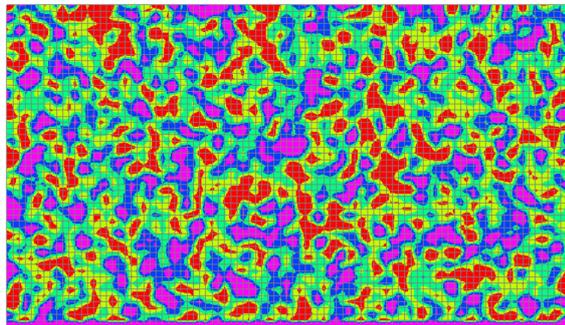
6.3.2 解析結果

はじめに、パターン A および B における予圧密載荷過程での地点 A の沈下量のヒストグラムを図 6.22, 図 6.23 に示す。不均質性を仮定した場合でも、弾塑性パラメーターの平均値付近の値が粘性土地盤の各要素に適用されている。そのため、数値解の分布幅は狭くなった。今回は 50 ケース分の結果であるが、ケース数を増加させても数値解の分布幅に大きな影響を与えないことが予想される。パターン B はパターン A と比較して若干の幅を有しているが、実験値の分布よりも過小評価する点では変わらない。

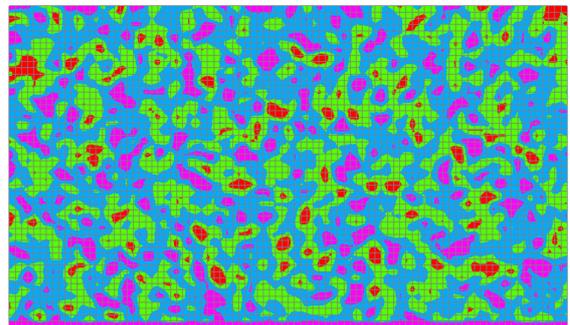
パターン A および B における予圧密載荷過程での地点 A および B の沈下量の累積密度分布を図 6.24, 図 6.25 に示す。パターン A, B ともに、数値解は実験値よりも過小評価する傾向にあるため、 M^{SRQ} は顕著に大きくなっている。 M^{SRQ} が均質地盤を仮定した時の結果と比較しても同程度であるため、予圧密載荷過程において不均質性の影響は小さいと考えられる。

次に、パターン A おける盛土 1G から盛土 50G 過程での地点 A, B の沈下量のヒストグラムを図 6.26, 図 6.27 に、パターン B のそれらを図 6.28, 図 6.29 に示す。地点 A ではパターン A, B ともに、均質地盤の解析結果と比較して、実験値よりも過大評価する傾向となった。また、予圧密載荷過程と比較して分布の幅を有することから、盛土 1G~盛土 50G 過程では弾塑性パラメーターの空間的なばらつきの影響があるといえる。地点 B では均質地盤の解析結果と同様の結果を示したため、弾塑性パラメーターの空間的なばらつきの影響はないといえる。

次に、パターン A おける盛土 1G から盛土 50G 過程での地点 A, B の沈下量の累積密度分布を図 6.30, 図 6.31 に、パターン B のそれらを図 6.32, 図 6.33 に示す。地点 A では、パターンに依らず M^{SRQ} が増加し妥当性確認の要求精度を満足しない結果となった。地点 B でも、パターンに依らず M^{SRQ} の妥当性確認の要求精度を満足せず、均質地盤を仮定した時と同様の結果を得た。



(a) $\hat{\lambda} - \hat{k}$ の空間分布

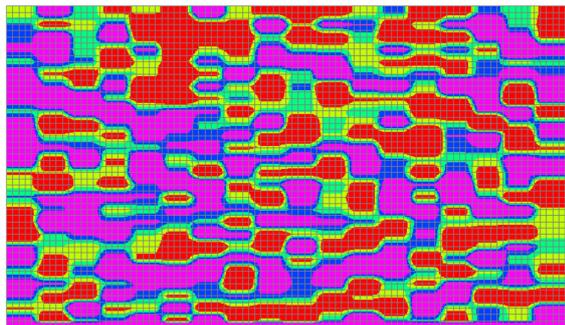


(b) M の空間分布

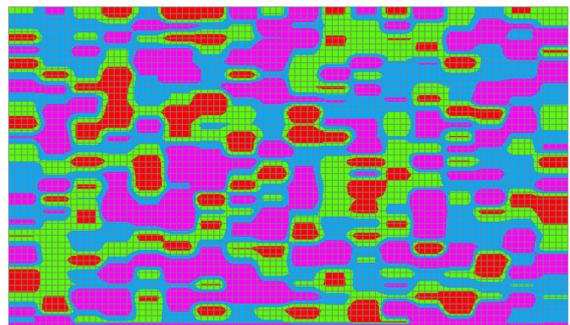
(a) $\hat{\lambda} - \hat{k}$ の空間分布

(b) M の空間分布

図 6.20 弾塑性パラメーターの空間分布の一例 (パターン A)



(a) $\hat{\lambda} - \hat{k}$ の空間分布



(b) M の空間分布

図 6.21 弾塑性パラメーターの空間分布の一例 (パターン B)

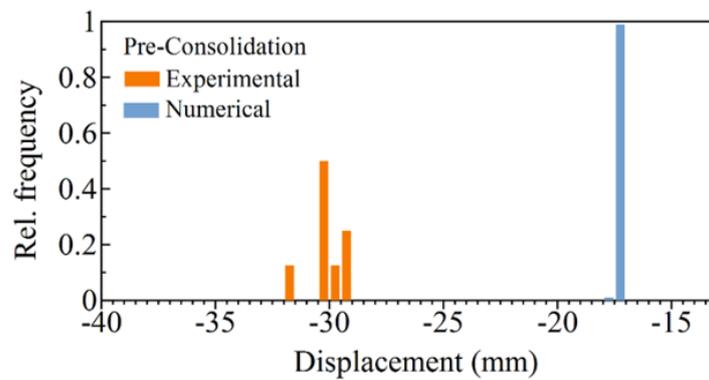


図 6.22 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム (パターン A, 予圧密載荷)

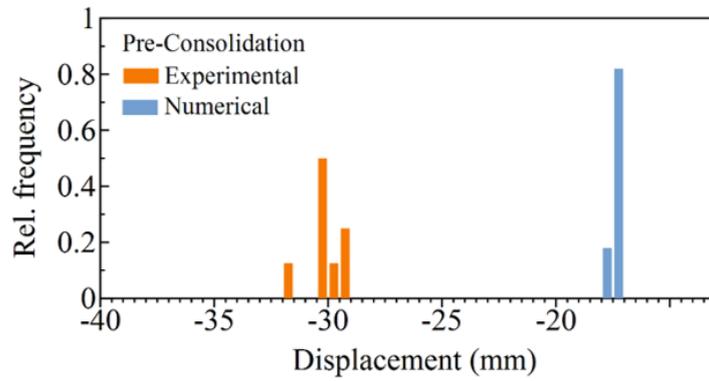


図 6.23 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム（パターン B, 予圧密載荷）

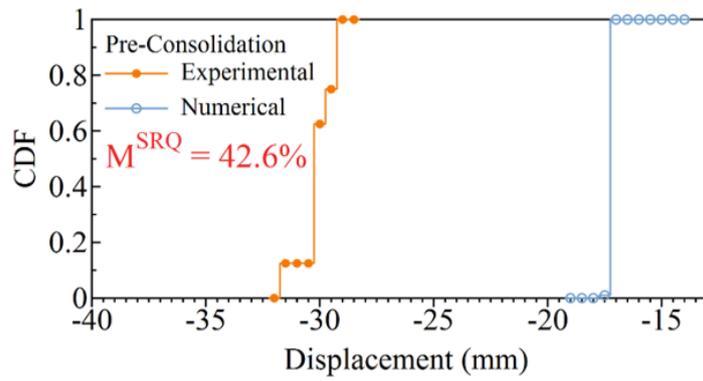


図 6.24 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布（パターン A, 予圧密載荷）

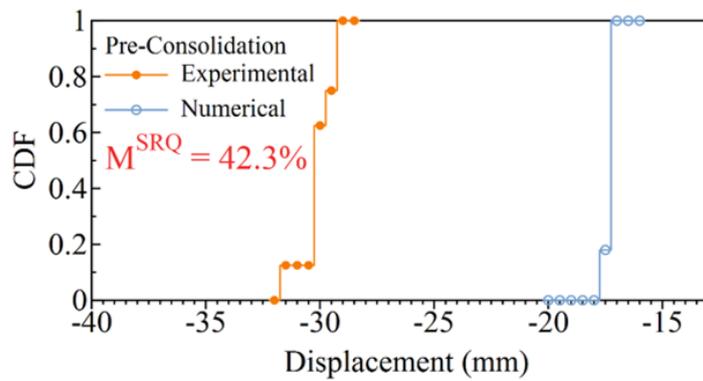


図 6.25 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布（パターン B, 予圧密載荷）

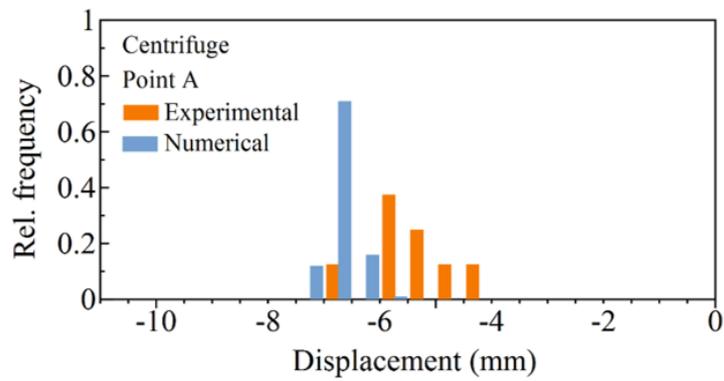


図 6.26 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム（パターン A，盛土 1G～盛土 50G）

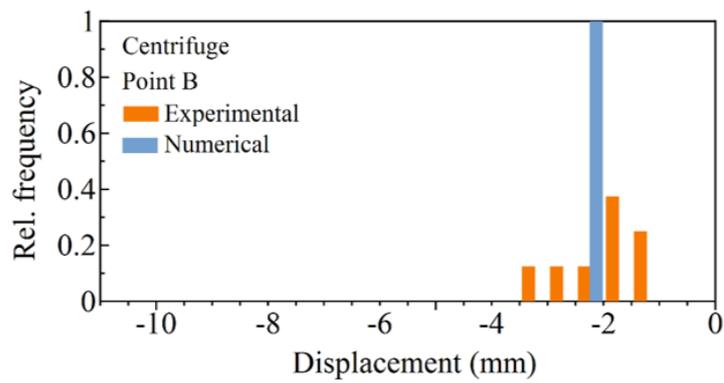


図 6.27 地点 B での地表面沈下量のヒストグラム（パターン A，盛土 1G～盛土 50G）

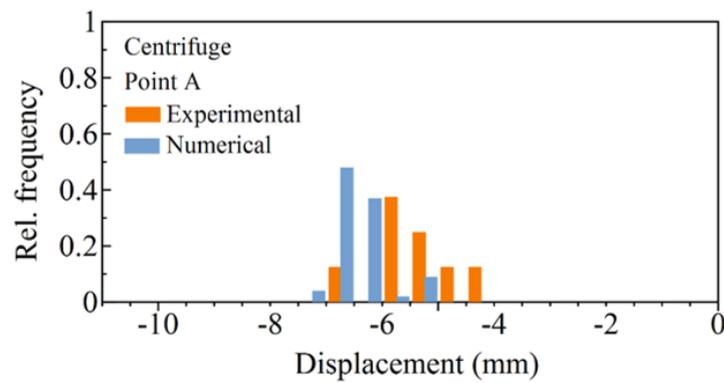


図 6.28 地点 A での地表面沈下量のヒストグラム（パターン B，盛土 1G～盛土 50G）

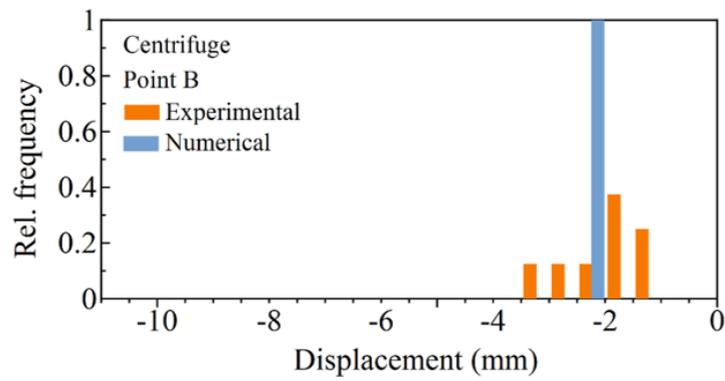


図 6.29 地点 B での地表面沈下量のヒストグラム（パターン B，盛土 1G～盛土 50G）

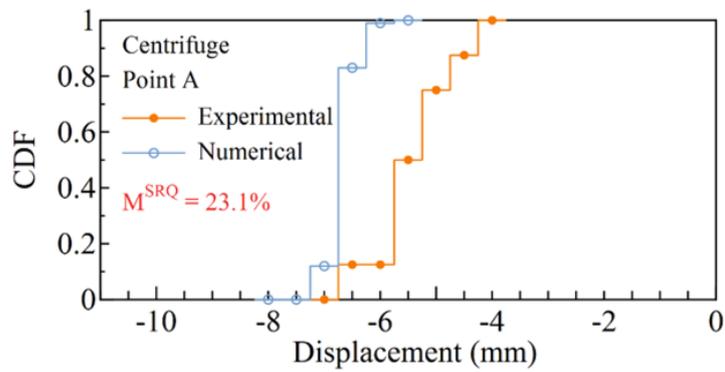


図 6.30 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布（パターン A，盛土 1G～盛土 50G）

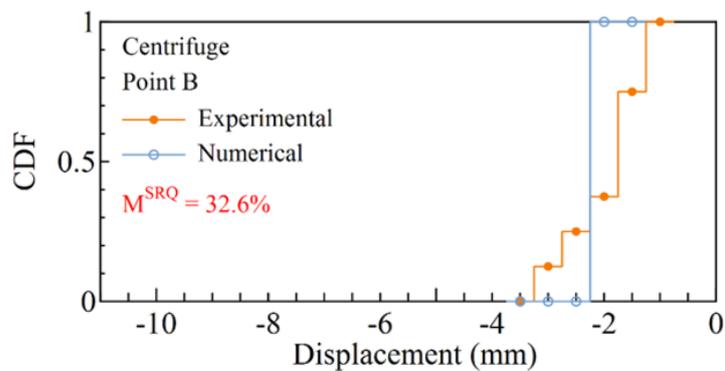


図 6.31 地点 B での地表面沈下量の累積密度分布（パターン A，盛土 1G～盛土 50G）

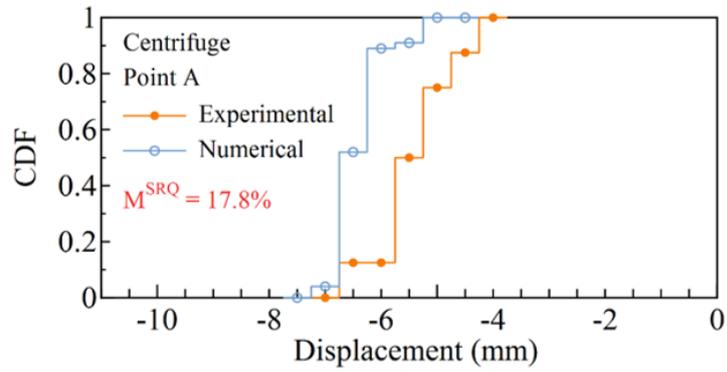


図 6.32 地点 A での地表面沈下量の累積密度分布 (パターン B, 盛土 1G~盛土 50G)

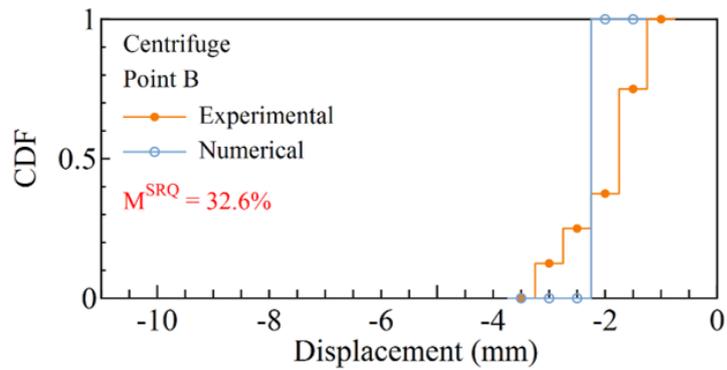


図 6.33 地点 B での地表面沈下量の累積密度分布 (パターン B, 盛土 1G~盛土 50G)

6.4 数値解析結果に対する PIRT

地点 A, B によって数値解析結果のばらつきの傾向が異なるが, 数値解析結果に対する PIRT を以下に示す。要因を明記し, それについての説明も加えた。影響度のランク付けの基準は, 解析結果 (沈下量やその分布) に影響を与える項目は High, 影響はするが解析で考慮すべき項目は Mid, 解析結果 (沈下量やその分布) に影響を与えない項目は Low とした。数値解析では地点 A と B に分けてまとめる。地点 A では荷重が作用するため, 弾塑性パラメーターや盛土質量のばらつきを考慮すると沈下量や分布に変化があったため, 解析結果に影響すると判断した。地点 B では, 解析結果に変化が見られなかったため影響はない。その他の項目は考慮すべき項目である。有限要素モデル化に関して, 本研究では予圧密載荷から解析をするため盛土をモデル化しなかった。盛土の影響を見るためには, この予圧密載荷の過程を仮定しなければならない。その仮定条件下でも感度解析を実施し, それぞれの影響度を検討していく必要がある。

表 6.7 数値解析結果に対する PIRT

要因	影響度 (A)	影響度 (B)
弾塑性パラメーター：地点 A のように大きな荷重が作用する地点ではこの影響が見られた。分布だけでなく沈下量や変形モードにも影響を与える。	High	Low
弾塑性パラメーターの空間的不均質性：計測はできないが実験結果の含水比や間隙比の不均質性から, 弾塑性パラメーターも不均質であると考えられる。	High	Low
盛土質量のばらつき：盛土が完成した時点のばらつきは解析でも考慮できるが, 遠心載荷中の風力による盛土および粘性土地盤の乾燥に伴う盛土質量の時刻歴変化を再現できるかどうか。	High	Low
計算時間増分：細かい場合は計算に時間がかかり, 粗い場合は計算結果が正しくない可能性がある。こちらも感度解析を実施して, 適切な計算時間増分を設定する。格子収束性と類似するため, 解析検証の段階で把握することが望ましい。	Mid	Mid
有限要素モデル化：土骨格変位や間隙水の境界条件の設定が実験と整合しているか。盛土をモデル化せずに等価節点荷重として与えたことが適切か。	Mid	Mid
盛土の剛性：盛土のモデル化を行えば, 剛性の影響も考慮できる。	Mid	Mid
構成モデルの適用範囲：地点 A は一次元挙動に近く, 地点 B は二次元挙動となる。これらの挙動を表現するために修正 Cam-Clay モデルが適切か。	Mid	Mid

6.5 まとめ

本章では、数値解析手法の妥当性確認として遠心模型実験を対象とした再現解析を実施した。三軸試験から得られた弾塑性パラメーターのばらつきや盛土荷重のばらつきを考慮して行う。ここでの弾塑性パラメーターのばらつきには、供試体の状態や計測誤差など種々のばらつきが含まれている。妥当性確認の要求精度の指標に M^{SRQ} を適用した。粘性土地盤を均質と仮定し、弾塑性パラメーターのばらつきと盛土質量のばらつきを考慮した。粘性土地盤を不均質と仮定し、弾塑性パラメーターを空間的不均質を考慮した。

予圧密載荷過程では、どの解析においても実験値よりも過小評価する結果となった。それに対応して、 M^{SRQ} は妥当性確認の要求精度を満足しなかった。この過程においては、弾塑性パラメーターのばらつきやその空間的なばらつきは沈下量に影響を与えなかった。

盛土 1G～盛土 50G 過程について示す。地点 A では、均質地盤を仮定し弾塑性パラメーターや盛土質量のばらつきを考慮すると、数値解の沈下量の最頻値は過小評価する傾向にあったが、実験値の分布と重なる結果を得た。不均質性を考慮すると、数値解は実験値より過大評価し、分布の幅も変化した。妥当性確認の要求精度を満足する場合もあるが、実験で観察される変形モードとは異なる数値解が含まれることが課題である。妥当性確認の精度要求は、ASME では沈下量(着目する物理量)と分布から判定するが、変形モードも加味して判定しなければならないと考えられる。地点 B では、どの解析においても、実験値と数値解の沈下量は重なるがその分布に大きな偏りが見られ、その傾向に変化は見られなかった。そのため、本研究で考慮した要因は影響していないと判断できる。沈下量自体は整合しているが、ASME の妥当性確認の精度要求では満足しないと判断される。

妥当性確認の要求精度を満足しない場合は、沈下量に影響を与えるその他の要因を抽出する必要がある。PIRT でも提示したように、盛土のモデル化がされておらず等価節点荷重として与えたことの影響、盛土の剛性の影響、間隙水の境界条件の設定、構成式の適用限界、その他の材料パラメーターの影響、等が考えられる。これらを考慮した数値解析を行い、それぞれの影響度を把握する必要がある。また、妥当性確認の要求精度を満足した時点で妥当性確認を終了をすべきではない。多数対多数の比較により客観性はもつが、結果に与える要因が多数あるため、偶然満足したことも十分考えられる。要因の抽出・影響度の把握を繰り返し行い、データを蓄積していく必要があると考えられる。

第7章 結論

本研究では、工学シミュレーションや数値解析の信頼性保証の考え方である Verification & Validation(V&V, 検証と妥当性確認)を、粘性土地盤の圧密およびせん断変形問題に適用した。所期の利用目的(IU)を粘性土地盤の変形予測として、着目する物理量を粘性土地盤の沈下量と設定した。これらに対して、実験では遠心模型実験と三軸試験を実験条件や手順を確立した後複数回実施した。数値解析では、数値解析手法の性能確認のため、対象とする問題に対するコード検証と解析検証を実施した。次に、対象とする問題に関する実験を多数を行い、従来の実験と解析の対一比較ではなく多数対多数の比較を通じた、客観性をもった数値解析の妥当性確認を行った。粘性土地盤の圧密およびせん断変形に関するPIRT(Phenomena Identification and Ranking Table)を作成し、この問題に対するV&Vの適用性について検討した。

三軸試験

三軸試験では、数値解析に用いる弾塑性パラメーターである圧縮指数、膨潤指数、限界状態応力比のばらつきを得た。ここでのばらつきには供試体の状態や計測誤差が含まれており、実験過程毎に結果に影響を与える各要因について明記した。

供試体の状態として、体積、全体質量、炉乾燥質量、含水比、初期間隙比が挙げられた。この中で含水比と初期間隙比の変動係数が大きくばらつきが見られた。また、全体質量、炉乾燥質量、含水比のばらつきの程度から間隙水量にばらつきが確認された。間隙比は、圧密の進行とともにばらつきが増幅することを確認した。

今後の課題

- 各要因に対する定量的評価をするために検証実験を実施しなければならない。検証できる要因は人的制御ができる項目に限定されるが、それらの影響度を把握することが必要となる。
- 弾塑性パラメーターは近似線より得られる。本研究では著者の考えに基づき決定したが、人の考えによるばらつきを除去するため線形近似であれば最小二乗法の手法を用いる。

遠心模型実験

粘性土地盤の圧密およびせん断変形を対象とした遠心模型実験を実施し、沈下量のばらつきを得た。沈下量のばらつきの要因には、盛土質量のばらつきや盛土と粘性土地盤の含水比の不均質性を挙げた。遠心载荷中の風力の影響により盛土の含水比が変化し、盛土質量が時刻歴で変化していることを示唆したため、初期状態のばらつきだけでなく、実験中にばらつきが増幅することが考えられる。また、含水比の変化は模型を遠心装置に設置する間でも起こり得るため、作業時間を統一する必要がある。

今後の課題

- 三軸試験と同様であり、各要因に対する検証実験とその影響度を把握する必要がある。盛土法面勾配や粘性土地盤の高さの幾何形状は人的制御が可能のため、検証実験を実施できる。
- 本研究では盛土真下および法尻の粘性土地盤の沈下量に着目したが、法尻と壁面までの間の沈下量についても同様に検討する必要がある。壁面摩擦力の影響や数値解析で適用する境界条件の設定に活用する。

数値解析の検証

数値解析手法の検証としてコード検証および解析検証を実施した。コード検証は解析解との比較を通じて解の一致および格子収束性を、解析検証は対象としている問題に対して格子収束性を検証した。格子収束性の指標として Order of accuracy を適用した。

コード検証の帯荷重問題による地盤内応力に関する検証では、鉛直およびせん断応力の数値解は解析解に収束することを確認した。形状関数の次数が二次以上であれば、Order of accuracy は 1.5 から 2 次精度であることを確認した。形状関数の次数が一次のときは Order of accuracy の変動が大きいですが、2 次精度に近い。水平応力は Order of accuracy が負値になるなど、鉛直およびせん断応力とは異なる傾向を示した。

コード検証の圧密解析において、微小変形問題では Terzhagi の一次元圧密解を、有限変形問題では Morris による圧密解を対象とした。微小変形圧密における地表面の最終沈下量は解析解と一致することを確認した。沈下量に関する Order of accuracy は圧密開始付近で 2 次精度であった。間隙水圧も同様に圧密開始付近で Order of accuracy が増加して 2 次精度以上であった。圧密の進行とともにメッシュサイズの影響が減少した。有限変形圧密における地表面の最終沈下量も解析解と一致することを確認した。圧密開始付近で Order of accuracy は 2 次精度であった。深度の浅い位置での間隙水圧は圧密開始付近で

大きく、圧密の進行とともに2次精度で一定となる。深度の深い位置での間隙水圧および地表沈下量は、局所的に Order of accuracy が負値に転じるが、メッシュサイズが粗い時に数値解と解析解の誤差が限りなく小さい状況下であった。

解析検証では、妥当性確認で対象とする問題に対して格子収束性を求めた。荷重が増加するほど Order of accuracy は大きくなり、最終的には2次精度に近づくことを確認した。沈下量に関する Order of accuracy はコード検証で得た次数と同程度であることを確認した。

今後の課題

- 地盤内応力に関するコード検証では水平応力が解析解に収束しない結果となった。水平応力は解析領域の影響も受けることから、その他の解析条件が整合しているか確認しなければならない。
- 格子収束性の指標 Order of accuracy を適用するにあたり、その閾値を設定する。地盤工学では土骨格変位と間隙流体の連成解析であり、形状関数の次数や積分点数が Order of accuracy に対する影響をさらに検証しなければならない。Order of accuracy の閾値を求めることにより、地盤工学における有限要素法の正確さに対する検証が進むと考えられる。

数値解析の妥当性確認

遠心模型実験を対象に、三軸試験で得られた弾塑性パラメーターや盛土質量のばらつき、弾塑性パラメーターの空間的不均質性を考慮した再現解析を実施した。妥当性確認の要求精度の指標として、実験値と数値解の累積密度分布に囲まれた面積を実験値の平均値で除した M^{SRQ} を適用した。

均一地盤と仮定し弾塑性パラメーターのばらつきを考慮した場合、法肩真下(本文中の地点A)の粘性土地盤の沈下量の M^{SRQ} は、ASMEで提示されている10%以内を満足し、数値解に妥当性があると判断される。しかし、この数値解には実験では観察されなかった挙動も含まれている。法尻(本文中の地点B)の粘性土地盤の沈下量の M^{SRQ} は10%よりも顕著に大きい。これは、数値解の沈下量分布は実験値と重なっているが、数値解に大きな偏りが発生すると妥当性確認の要求精度を満足しない。

均一地盤を仮定し弾塑性パラメーターと盛土質量のばらつきを考慮した場合、地点Aの M^{SRQ} は若干増加し、盛土質量の影響が見られた。また数値解の沈下量分布にも変化があった。地点Bの沈下量の M^{SRQ} あるいは数値解の沈下量分布には変化がなく、盛土質量のばらつきの影響はなかった。

弾塑性パラメーターの空間的不均質性を考慮するため、要素群を2パターン準備した。地点Aの M^{SRQ} は両パターンとも10%よりも大きくなり不均質性の影響が確認された。数値解の沈下量分布が実験値よりも過大評価する傾向になり偏りも見られた。地点Bの M^{SRQ} は不均質性を考慮しても傾向に変化がなかったため、その影響はないと考えられる。

今後の課題

- 妥当性確認の要求精度に関して、本研究ではASMEに倣い10%と設定した。本研究の事例ではこれを満足する場合が見られたが、実験と解析で変形モードが異なるという課題も見られた。また沈下量が重なっていても分布に偏りがあるためにこれを満足しないと判定される場合もあった。地盤工学にV&Vを適用するにあたり、単に妥当性確認の要求精度を満足するか否かの判定に留まてはいけないと考えられる。
- 上記の課題もあるため、妥当性確認の要求精度を満足した時点で妥当性確認を終了をすべきではない。多数対多数の比較により客観性はもつが、結果に与える要因が多数あるため、偶然満足したことも十分考えられる。各章のPIRTにあるように要因の抽出・影響度の把握を繰り返し行い、データを蓄積していく必要がある。
- 地盤工学において妥当性確認ができる事例についてはV&Vの適用を進め、それぞれの問題に対して妥当性確認の要求精度を設定する必要がある。

参考文献

- 1) Ronald B.J. Brinkgreve: Validating Numerical Modelling in Geotechnical Engineering, National Agency for Finite Element Methods and Standards (NAFEMS), 2013.
- 2) The American Society of Mechanical Engineers: An Illustration of the Concepts of Verification and Validation in Computational Solid Mechanics, ASME V&V10.1, 2012.
- 3) 車谷麻緒, 岡崎慎一郎, 山本佳土, 上田尚史, 小倉大季: 不確かさの定量化に向けたRCはりの一斉載荷実験, 土木学会論文集 A2 (応用力学), Vol. 75, No. 2 (応用力学論文集 Vol. 22), I_411-I_420, 2019.
- 4) 鈴木直文, 眞島淑夫, 中野義仁, 柴田東: 液性限界・塑性限界試験結果への試験員の熟練度の影響, 第47回地盤工学研究発表会論文集, pp. 201-202, 2012.
- 5) 澤孝平, 中山義久: 粒度試験結果の不確かさの評価に関する研究, 地盤工学ジャーナル, Vol. 9, No. 2, pp. 255-274, 2014.
- 6) 佐竹亮一郎, 若井明彦: 材料の不均質性が斜面の安定性に及ぼす影響に関する解析的検討, 地盤工学ジャーナル, Vol. 14, No. 2, pp. 95-109, 2019.
- 7) 大竹雄, 本城勇介: 地盤構造物設計の不確実性寄与度分析と設計の観点からみた地盤工学の課題, 土木学会論文集 C(地圏工学), Vol. 72, No. 4, pp. 310-326, 2016.
- 8) Oberkampf, W. L. and Roy, C. J.: Verification and Validation in Scientific Computing, Cambridge University Press, pp. 180-185, 2012.
- 9) de Boer, R.: Contemporary progress in porous media theory, *Applied Mechanics Reviews*, 53(12), pp. 323-369, 2000.
- 10) Schrefler, B.A.: Mechanics and thermodynamics of saturated/unsaturated porous materials and quantitative solutions, *Applied Mechanics Reviews*, 55(4), pp. 351-388, 2002.
- 11) Uzuoka, R. and Borja, R. I.: Dynamics of unsaturated poroelastic solids at finite strain, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 36, pp. 1535-1573, 2012.

- 12) Bonet, J. and Wood, R. D.: Nonlinear Continuum Mechanics for Finite Element Analysis, Cambridge University Press, pp. 119-125, 1997.
- 13) Borja, R.I. and Tamagnini, C.: Cam-Clay plasticity. Part III: Extension of the infinitesimal model to include finite strains, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 155, pp. 73-95, 1998.
- 14) Simo, J.C.: Algorithms for static and dynamic multiplicative plasticity that preserve the classical return mapping schemes of the infinitesimal theory, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 99, pp. 61-112, 1992.
- 15) Miehe, C.: Numerical computation of algorithmic consistent tangent moduli in large-strain computational inelasticity, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 134, 223-240, 1996.
- 16) Terzaghi, K., Peck, R. B.: Soil Mechanics in Engineering Practice, John Wiley & Sons, pp. 72-73, 1967.
- 17) 石原研而 : 土質力学第3版, 丸善出版, pp.116-124, 2018.
- 18) Morris, P. H.: Analytical Solutions of Linear Finite and Small-strain One-dimensional Consolidation, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 29, pp. 127-140, 2005.
- 19) R Core Team: R: A language and environment for statistical computing, R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria, 2016. URL <https://www.R-project.org/>.

謝辞

本学位論文の遂行ならびに執筆に関して、様々な方にご指導・ご鞭撻を賜りました。僭越ながらこの場をお借りして、謝辞を記させていただきます。

上野勝利先生（徳島大学准教授）には、私が研究室に配属されてから6年もの間ご指導を賜りました。本論文とは別に、矢板の研究や空洞化の実験、現場見学など様々な事に携わらせて頂きました。発表の機会も多く提供して頂き、貴重な経験をさせて頂きました。いつも夜遅くまで真摯に研究に打ち込まれる先生の背中を近くで追いかけることができ、とても幸せな、恵まれた研究室生活でした。先生の姿勢を忘れずに社会に出ても精進していきます。今後ともよろしくお願ひ申し上げます。6年間、本当に有難うございました。

蔣景彩先生（徳島大学准教授）には、変則的な状況にも関わらず指導教員を引き受けて頂きました。いつも進捗のことを気にかけて頂き、その度に温かいお言葉もかけて頂きました。厚く御礼申し上げます。

馬場俊孝先生（徳島大学教授）には学位主査の労をお取り頂きました。研究室でもいつも声をかけて頂き、就職活動においてもお世話になりました。講義の津波解析では新しい感覚で解析に取り組むことができました。重ねて御礼申し上げます。これからは何かの縁で同じ業務に携わることがあるかもしれません。今後ともよろしくお願ひ申し上げます。

長尾文明先生（徳島大学教授）ならびに上田隆雄先生（徳島大学教授）には学位副査の労をお取り頂きました。公聴会では貴重なご質問とご意見を賜りました。重ねて御礼申し上げます。

木戸崇博氏（徳島大学技術職員）には材料・物品の手配や実験補助など様々な面でお世話になりました。研究室運営に関して「木戸さんに聞けばなんとかなる」精神で甘えすぎてしまいましたが、快く対応して頂きました。プライベートでもたくさん飲み連れて行って頂きました。重ねて御礼申し上げます。

居上靖弘氏（大成建設）には、研究室の先輩として実験から解析までご指導頂きました。居上さんは私が後期課程に進学するきっかけであり、研究に対する姿勢を間近に見れたからこそそれを目標にでき、自身もここまでこれたのだと思います。公聴会前日にはメッセージを頂きまして、大変緊張が和らぎました。重ねて御礼申し上げますと共に、これからも公私問わずご鞭撻よろしくお願ひ申し上げます。

柳振錫氏（JIP テクノサイエンス）には、研究室の先輩として解析についてご指導頂きました。質問をしても嫌な顔一つせず懇切丁寧に教えて頂きました。公聴会にも関東から足を運んで頂きました。重ねて御礼申し上げますと共に、これからも公私問わずご鞭撻

よろしく願い申し上げます。

本研究の実験に携わって頂きました院生ならびに学部生の皆様には頭が上がりません。何回も実験を重ねて貴重なデータを取得して頂きました。その部分であまり貢献できなかったことを申し訳なく思います。自立して実験をしていこうとする姿はとても頼もしかったです。厚く御礼申し上げます。

また後期課程在籍時に一年間、京都大学防災研究所に特別研究生として通学させて頂きました。上田恭平先生（京都大学助教授）は、通学前から先生の論文を拝見していたため緊張しておりましたが、優しく声をかけて頂き大変嬉しかったことを覚えています。研究について質問に伺った時にも懇切丁寧に教えて頂きました。少しの間でしたが先生と同じ空間で時間を共にできましたことは、私にとって貴重な財産となっております。心より深く感謝申し上げます。谷千佳子氏（京都大学職員）には学生生活を送る面で様々な面でお世話になりました。書類関係では記入をして提出するだけの状態でしたので研究に集中することができました。研究中にはたくさんのお菓子も頂きました。重ねて御礼申し上げます。田中宣多氏（京都大学職員）は、一番年齢が近かったためか恐縮ですが大変親近感を持っておりました。まっすぐ研究に打ち込まれる姿勢を間近に感じながら研究ができたこと、研究や就活の相談に限らずプライベートな面でもたくさんお話しができたこと、大変嬉しかったです。厚く御礼申し上げます。また、学生の皆様にもお食事に誘って頂くなど大変良くして頂きました。研究について助言できたことは数少なかったかもしれませんが、皆さまと過ごせたことを嬉しく思います。有難うございました。

そして、渦岡良介先生（京都大学教授）。私なりに意を決して進学する旨を伝えたその日に、異動するかもしれないと告げられました。かなり動揺しました。そこから3年経ちますが、進学をして先生のご指導をさらに仰げて良かったと心から思います。京都大で研究するきっかけも作って頂きました。お酒の席にもたくさん誘って頂き、研究のこと、人生のこと、お人柄を知ることができ、何もかもが勉強になる日々を過ごすことができました。これからも業務等でお会いする機会があるかもしれません。少しでも成長した姿を見せられる様、精進したいと思います。今後ともよろしく願い申し上げます。6年間、本当に有難うございました。

最後に、ここまで育て長い時間学校に通わせてくれ、支えてくれた父と母、いつも私の前を歩いて道を示してくれた兄、遠くからでもいつも見守ってくれた祖父母、伯父、伯母、従姉妹（とその家族）、親戚の皆様にも最大の感謝を表し、謝辞とさせていただきます。