

平成 30 年度
交通運輸技術開発推進制度
研究成果報告書

コンテナ船の大型化に向けた
高圧脱水固化処理工法の開発

平成 31 年 3 月
九州大学大学院工学研究院

目次

和文要約	4
英文要約	4
研究開発の目的及び実施体制	4
研究開発の成果	4
1. 序論	4
2. 高圧脱水固化処理装置の設計	4
3. 高圧脱水処理装置を用いた浚渫土砂ブロックの製造	18
4. 浚渫土砂ブロックの材料特性の把握, 最適な製造条件の提案	73
5. 浚渫土砂ブロックの長期耐久性・環境安全性の検証	164
6. 全体システムの最適化検討と浚渫土砂ブロックの製造フローの構築	174
7. 高圧脱水固化処理工法によるブロック製造費用の評価	178
8. 開発工法の適応現場の明確化・実用化の評価検証と実証フィールドの提案	180
9. 結論	181
10. 知的財産権取得状況	185
11. 研究成果発表実績	185

和文要約

研究成果報告要約

作成年月	平成 31 年 3 月
研究課題名	コンテナ船の大型化に向けた高圧脱水固化処理工法の開発
研究代表者名	九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 笠間 清伸
研究期間	平成 30 年 5 月 10 日～平成 31 年 3 月 29 日
研究の目的	<p>本研究では、浚渫土砂を「減容化」しつつ「コンクリートに匹敵する強度」という付加価値を有する建設資材等へと再生できる処理工法を開発する。本工法は、熱を利用しない低コスト・低エネルギー成形技術であり、かつ自由度の高い形状の建設資材等の製作が可能であるとともに、浚渫土砂の減容化や埋立処分量を削減する場合にも活用可能である。</p> <p>本研究開発は、我が国の二酸化炭素排出抑制型の船舶輸送を進捗させていく上で大きな課題となっている航路・泊地浚渫土砂の処分について、その効率化や浚渫土砂の有効活用を実現する高圧脱水固化処理工法の現地スケールでの適用を試みる。</p>
研究成果の要旨	<p>(1) 母材の違いや製造時期によらず浚渫土砂ブロックの一軸圧縮強さは増加したが、夏季に作製した宇部港粘土ブロックの方が冬期に作製した新門司沖粘土ブロックよりも一軸圧縮強さは大きい。このことから、所定の強度を満足する浚渫土砂ブロックを製造する際には、製造する際の周辺温度に一定の条件を設ける必要があるといえる。(2) 浚渫土砂ブロック自体および製造時の排出水の成分分析結果、Ca^{2+}、Mg^{2+}、K^{+}およびNa^{+}が主要な成分であり、その他の六価クロムやヒ素などの有害な重金属は検出されなかったことから、浚渫土砂ブロックの環境安全性が示された。(3)非破壊試験の一つである超音波測定を利用して、浚渫土砂ブロックの超音波速度から一軸圧縮強さを簡易に推定することができ、ブロックの品質管理に応用できる可能性がある。(4)1日1個～2個の製造が可能となる浚渫土砂ブロックの製造フローを提案した。さらなる製造効率を実現するには、前処理と後処理の効率化が不可欠であり、装置の複数化および作業の並列化などが必要である。(5)本開発工法の適応現場としては、九州地方、関東地方、近畿地方および中部地方があげられる。また、本工法で実際に脱水固化を行った実績から考えると、宇部港、新門司沖土砂処分場、熊本港および博多港が具体的な実証フィールドとして挙げられる。</p>
知的財産権 取得状況	<p>例) 特許出願 0 件</p> <p> 著作権登録 0 件</p>
研究成果発表実績	<p>論文発表：国内 8 件、海外 1 件</p> <p>口頭発表：国内 11 件、海外 1 件</p> <p>その他 : 4 件</p>

英文要約

Summary of Research Report

Program for Promoting Technological Development of Transportation

Date of preparation	March, 2019
Title of subject	Countermeasure for energy and environmental problems in the field of transportation, environmental-free transportation infrastructure such as further low-carbonization
Title of project (Project number)	Development of cement-mixing and mechanical dehydration method for upsizing of container ships
Name of research coordinator	Kiyonobu KASAMA, Associate Professor, Graduate school of Kyushu University
Duration of project	May 10, 2018-March 29, 2019
Purpose of project	The research project develops a technique, called the cement-mixing and mechanical dehydration method (CMDM), to downsize the volume of dredged soil and recycle it as construction block. In this research project, the effectiveness and feasibility of CMDM are investigated through the design and manufacture of field experimental apparatus and a series of field experiment.
Summary of results	(1) The compressive strength of the soil block produced by the CMDM method depends on the curing environment such as temperature and humidity. (2) Based on the dissolution tests, the soil block and the waste water satisfy with environmental safety. (3) it is possible to estimate the strength of soil block by measuring the ultrasonic wave. (4) The flow chart for producing soil block is proposed. In order to shorten the producing time, it is necessary to optimize the pre-processing and post processing. (5) The Kyushu, Kanto, Kinki and Chubu regions are candidates for the appropriate field to CMDM method. Especially, Ube, Shin-moji, Kumamoto and Hakata ports are applicable for the CMDM method.
Patents, etc	Ex) 2 in pending
Publication, etc	Paper Publications: Domestic 9, Overseas 1 Oral Presentations: Domestic 11, Overseas 1 Others: Domestic 4, Overseas 0

研究開発の目的及び実施体制

研究開発の目的

本研究では、浚渫土砂を「減容化」しつつ「コンクリートに匹敵する強度」という付加価値を有する建設資材等へと再生できる処理工法を開発する。本工法は、熱を利用しない低コスト・低エネルギー成形技術であり、かつ自由度の高い形状の建設資材等の製作が可能であるとともに、浚渫土砂の減容化や埋立処分量を削減する場合にも活用可能である。

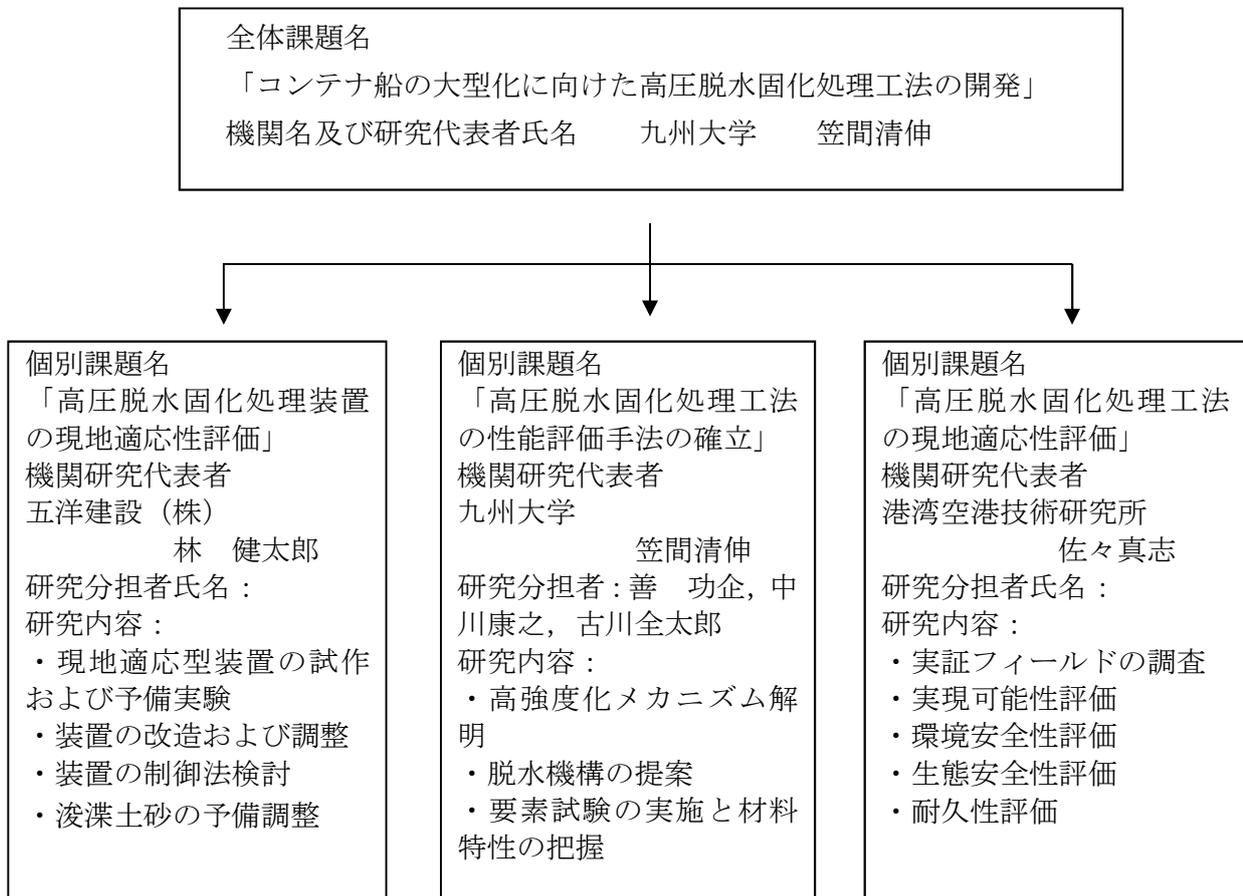
本研究開発は、我が国の二酸化炭素排出抑制型の船舶輸送を進捗させていく上で大きな課題となっている航路・泊地浚渫土砂の処分について、その効率化や浚渫土砂の有効活用を実現する高圧脱水固化処理工法の現地スケールでの適用を試みる。

研究実施体制

本研究は、九州大学を総括研究機関とし、港湾空港技術研究所および五洋建設技術研究所と共同して実施した。研究代表者が在籍する九州大学では、脱水棒の条件設定や試験装置における加圧方法の検討などを実施し、高圧脱水固化処理装置の設計の仕様を決定した。

五洋建設技術研究所では、従来の浚渫土砂の処理技術のノウハウを活用して、現地適応型の高圧脱水固化処理装置の細部の設計を行った。また、開発する現地適応型高圧脱水固化処理装置の現地適応性について、コストの面からの評価をした。

港湾空港技術研究所においては、国内に存在する土砂処分場を対象に、開発した高圧脱水固化処理工法の現地実証試験に適したフィールドの調査やこれまでに実施された浚渫土砂のリサイクル技術との比較を行った。担当機関の研究実施の流れを示すチャートは以下の通りである。



研究開発の目的

研究開発の成果

1. 序論

本研究では、浚渫土砂を「減容化」しつつ「コンクリートに匹敵する強度」という付加価値を有する建設資材等へと再生できる処理工法を開発する。本工法は、熱を利用しない低コスト・低エネルギー成形技術であり、かつ自由度の高い形状の建設資材等の製作が可能であるとともに、浚渫土砂の減容化や埋立処分量を削減する場合にも活用可能である。

本研究開発は、我が国の二酸化炭素排出抑制型の船舶輸送を進捗させていく上で大きな課題となっている航路・泊地浚渫土砂の処分について、その効率化や浚渫土砂の有効活用を実現する高圧脱水固化処理工法の現地スケールでの適用を試みる。具体的には、初年度に現地適応型の高圧脱水固化処理装置の設計を行い、実際に装置の製造を行った。次年度には試作した高圧脱水固化処理装置を用いて、浚渫土砂のブロック化実験を行い、固化材の配合や排水条件及び載荷圧などの最適な成形条件を明確にした。具体的には、一軸圧縮載荷装置を用いて、浚渫土砂ブロックの圧縮試験を行い、最大強度が発揮される混合条件、加圧条件および養生条件を検討した。さらに、コンクリートおよび土質力学的な観点から強度を決定する因子を評価し、強度発現メカニズムを解明し、コンクリートの強度を支配するセメント水和物の反応率に着目した、新たな強度評価式を検討した。実海洋環境条件における環境安全性・生態安全性を評価するために、浚渫土砂ブロックからの排出水の成分を把握した。原位置において浚渫土砂ブロックを製造するための土量収支、前処理・後処理に必要となる時間、高圧脱水固化処理の作業工程、及びコスト検討結果を基に分析を行い、新門司沖土砂処分場で高圧脱水固化処理工法を適応するための最適な全体システムについて検討した。以下では、以下の検討項目についてその成果を報告する。

- 1) 高圧脱水固化処理装置の設計
- 2) 高圧脱水処理装置を用いた浚渫土砂ブロックの製造
- 3) 浚渫土砂ブロックの材料特性の把握、最適な製造条件の提案
- 4) 浚渫土砂ブロックの長期耐久性・環境安全性の検証
- 5) 全体システムの最適化検討と浚渫土砂ブロックの製造フローの構築
- 6) 高圧脱水固化処理工法によるブロック製造費用の評価
- 7) 開発工法の適応現場の明確化・実用化の評価検証と実証フィールドの提案

2. 高圧脱水固化処理装置の設計

これまでの研究成果により、高圧脱水固化処理という手法を用いることで、浚渫粘土から十分な均質性と耐久性を有する高強度固化処理土を作製できることが明らかとなっている。これまでの作製方法では、直径 50mm×高さ 250mm の円柱供試体を脱水するのに、約 120 分の時間が必要であったが、供試体を大型化する場合には、脱水時間が排水距離の 2 乗に比例して増加するため、固化処理土の脱水時間の短縮化という課題が残されている。また、その課題を解決に、脱水棒の使用が、有効であることが、既往の研究より明らかになっている。そこで、この章では、固化処理土の大型化に向けた、脱水時間の短縮化を達成するための脱水棒の複数配置について差分法による数値解析と有限要素(FEM)解析によって検討を行った。

2.1 脱水棒の複数配置のモデル

今回開発する高圧脱水固化処理装置には、図 2.1 (a)に示すように脱水棒を複数配置することを想定した。脱水棒の配置には、正三角形配置と正方形配置が考えられる。本来であるならば、供試体からの脱水の解析は、装置と脱水棒の三次元的な形状を考慮した解析が必要であると考えられるが、今回、図 2.1 (b)や(c)で示すように一本の脱水棒が脱水可能な範囲(以下、有効径と呼ぶ)を仮定し、脱水棒の長さや脱水棒の有効径を変化させた解析を行った。脱水棒の有効径 d_e と脱水棒の長さ h は、脱水棒の直径 d_w を基準にそれぞれ定数 n と m と用いて $d_e = n \times d_w$ と $h = m \times d_e$ と表す。また、脱水棒 1 本の有効径は、脱水棒の配置を三角形としたバーチカルドレーンの考え方を参考に、脱水棒の間隔 S を使って、 $d_e = 1.05S$ とした。境界条件は、上下面と脱水棒を間隙水圧 $u=0$ とした。

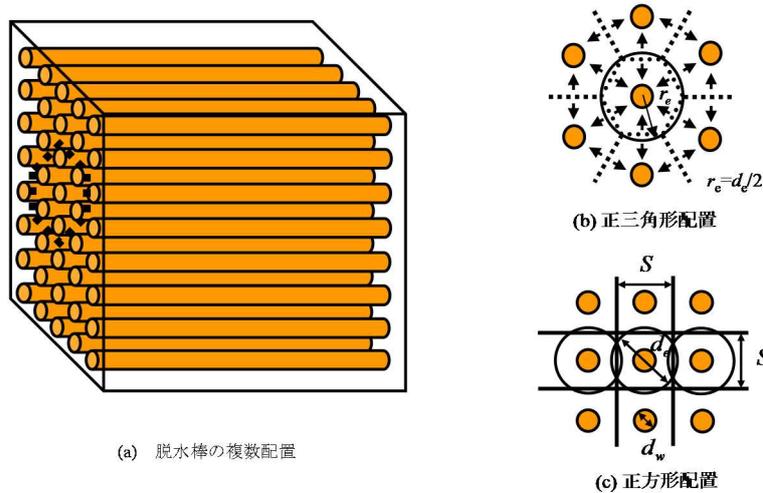


図-2.1 脱水棒の複数配置の模式図

ここで、鉛直方向の時間係数 T_v と水平方向の時間係数 T_h を、以下の式で定義する。両者には、 $T_h = m^2 \times T_v$ の関係がある。

$$T_v = \frac{c_v t}{(h/2)^2} = \frac{4c_v t}{m^2 d_e^2} = \frac{4c_v t}{m^2 n^2 d_w^2} \quad (2.1)$$

$$T_h = \frac{c_v t}{(d_e/2)^2} = \frac{4c_v t}{n^2 d_w^2} \quad (2.2)$$

2.2 差分法による数値解析

2.2.1 数値解析法

以下に今回使用した数値解析手法について説明する。脱水モールドを図-2.2 のように円柱状の供試体の上下端面、周面および中心に設置した脱水棒から脱水することを想定した。

r と z の円筒座標系をとり、鉛直方向と水平方向の圧密係数をそれぞれ c_h と c_v とすると、過剰間隙水圧 u の基本方程式は次式で表される。ただし、 t は時間を表す。また、その他の条件は、実験で使用したものと同条件で行った。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_h \left(\frac{\partial u}{r \partial r} + \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} \right) + c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (2.3)$$

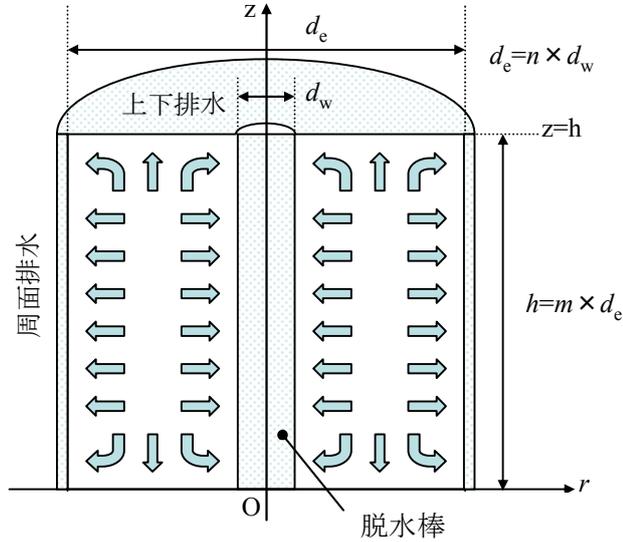


図-2.2 数値解析モデル

まず、鉛直方向の圧密について考える。Terzaghi の圧密方程式の一般解は

$$u = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{d} \int_0^{2d} u_i \sin\left(\frac{n\pi z}{2d}\right) dz \sin \frac{n\pi z}{2d} \exp\left(-\frac{n^2 \pi^2 T_v}{4}\right) \quad (2.4)$$

ここで T_v は時間係数と呼ばれる。

$$T_v = \frac{c_v t}{d^2} \quad (2.5)$$

また u_i が深さとともに一定であるので

$$u = \sum_{m=0}^{\infty} \frac{2u_0}{M} \sin \frac{Mz}{d} \exp(-M^2 T_v) \quad (2.6)$$

ここで、 $n=2m+1$ 、 m は整数、 $M=(2m+1)\pi/2$ とおく。圧密の進行の割合は圧密度で表される。ある深さの圧密度 U_z は

$$U_z = \frac{\text{消散した過剰間隙水圧}}{\text{初期過剰間隙水圧}} = \frac{u_i - u}{u_i} = 1 - \frac{u}{u_i} \quad (2.7)$$

と定義される。ここで u はある任意の過剰間隙水圧である。式 (2.6) を式 (2.7) に代入すると

$$U_z = 1 - \sum_{m=0}^{\infty} \frac{2}{M} \sin \frac{Mz}{d} \exp(-M^2 T_v) \quad (2.8)$$

のように表される。次に層全体の平均圧密度 U は

$$U_v = 1 - \frac{\frac{1}{2d} \int_0^{2d} u dz}{\frac{1}{2d} \int_0^{2d} u_i dz} = 1 - \sum_{m=0}^{m=\infty} \frac{2}{M^2} \exp(-M^2 T_v) \quad (2.9)$$

上式 (2.9) を展開すると

$$U_v = 1 - \frac{8}{\pi^2} \left(e^{-N} + \frac{1}{9} e^{-9N} + \frac{1}{25} e^{-25N} + \Lambda \right) \quad (2.10)$$

のようになる。ここで $N = \pi^2 T_v / 4$ となる。次に、水平方向の圧密について考える。鉛直方向の影響を無視して等ひずみの場合の圧密の式の解はバロンより解かれた。

$$u = \frac{4\bar{u}}{d_e^2 F(n)} \left\{ r_e^2 \ln\left(\frac{r}{r_w}\right) - \frac{r^2 - r_w^2}{2} \right\} \quad (2.11)$$

ここで、

$$F(n) = \frac{n^2}{n^2 - 1} \ln(n) - \frac{3n^2 - 1}{4n^2} \quad (2.12)$$

$\bar{u} = u_i e^\lambda =$ 粘土層全体の平均過剰間隙水圧

$$\lambda = \frac{-8T_h}{F(n)} \quad (2.13)$$

放射排水による平均圧密度は

$$U_h = 1 - \exp\left\{ \frac{-8T_h}{F(n)} \right\} \quad (2.14)$$

$$T_h = \frac{c_h t}{d_e^2} \quad (2.15)$$

$$n = d_e / d_w \quad (2.16)$$

ここで、 d_w は脱水棒の直径である。以上のように鉛直方向の圧密度 U_v と水平方向の圧密度 U_h に分けて求め、両者を以下の式に代入することで、排水水方向は鉛直方向と脱水棒による水平方向に脱水する場合の圧密度 U を求めることができる。

$$U = 1 - (1 - U_v)(1 - U_h) \quad (2.17)$$

この式を解く上では、式 (2.3) を半径方向および鉛直方向に差分化したプログラムを利用し、間隙水圧の消散を計算した。境界条件として、①上下端面、②モールド内周面、③脱水棒の外周面を排水条件と数

値解析を行った。

2.2.2 数値解析法の妥当性の検討

実施した数値解析の有効性を検証するために、実験で得られた脱水時間との比較を行なう。解析条件は、比較する実験と同様の条件の直径 50mm×高さ 250mm の供試体で、載荷圧力を 5MPa とした。排水条件は、上下端面排水(以下、上下)、周面排水(以下、周面)および中心の脱水棒からの排水(以下、脱水棒)を併用した解析を行った。解析では、5mm 間隔で差分点を設け解析し、時間ステップは 0.1s とした。

次に、得られた脱水棒の直径 d_w が 10mm の時と 20mm の時の理論的な時間係数 T_v と圧密度 U の関係を以下の図-2.3 に示す。

この図-2.3 に $3t$ 法を適用し脱水完了時の T_v をそれぞれ求めると脱水棒の直径 10mm の時の $T_v=9.4 \times 10^{-2}$ 、20mm の時が $T_v=5 \times 10^{-3}$ となる。これと脱水時間の脱水棒の直径 10mm と 20mm の実験ケースで同材質であるケースの実験値 t を式(2.5)に代入して、圧密係数 c_v (mm²/min)をそれぞれ求めた。表-2.1 は各ケースの脱水時間実験値 t と算出された c_v を示したものである。表-2.1 で平均 c_v は材質の圧密係数を示している。

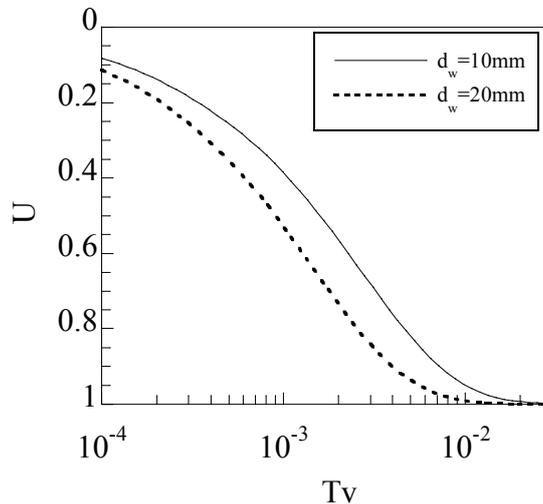


図-2.3 T_v と U の関係(理論値)

表-2.1 各材質の実験値の脱水時間 t と解析結果から算出された c_v

脱水棒の材質	実験値 t (min)	c_v (mm ² /min)	平均 c_v (mm ² /min)
直径 10mm の脱水棒①	96	4.59	4.39
直径 20mm の脱水棒①	56	4.19	
直径 10mm の脱水棒②	50	8.81	8.59
直径 20mm の脱水棒②	28	8.37	
直径 10mm の脱水棒③	42	10.49	9.15
直径 20mm の脱水棒③	30	7.81	

次に求められた材質における c_v と各脱水棒の直径の T_v を式(2.5)に代入し脱水時間の理論値 t を算出し実験値と比較し、その精度を検討する。表-2.2 は理論値 t と実験値のデータを示している。また図-2.4

はそれを比較したものを示している。

表-2.2 と図-2.4 からわかるように、材質が脱水棒②の時の $c_v = 8.6(\text{mm}^2/\text{min})$ の時、実験値と理論値の誤差が約 1 分となった。他の材質の場合でも図-2.4 の理論値/実験値=1 という線から大きくは離れていない。この計算法と実験値から求めた c_v を使用することで、精度よく脱水時間を予測することができると考えられる。

表-2.2 脱水時間の理論値 t と実験値 t のデータ

脱水棒の材質	実験値 t (min)	理論値 t (min)
直径 10mm の脱水棒①	96	100.37
直径 20mm の脱水棒①	56	53.39
直径 10mm の脱水棒②	50	51.30
直径 20mm の脱水棒②	28	27.28
直径 10mm の脱水棒③	42	48.16
直径 20mm の脱水棒③	30	25.61

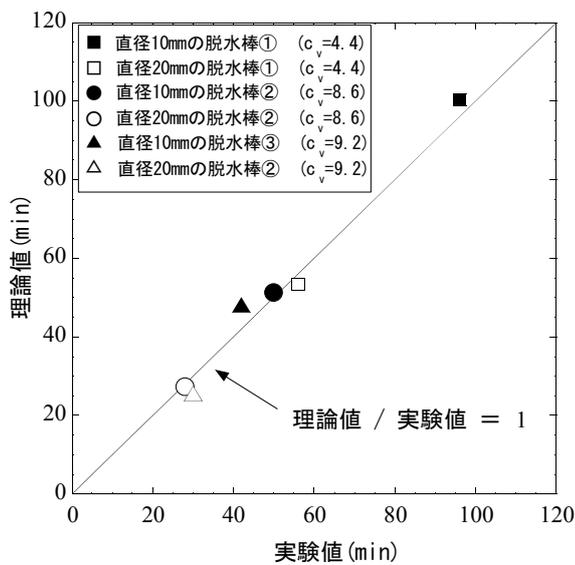


図-2.4 理論値 t と実験値 t の比較(ケース 1)

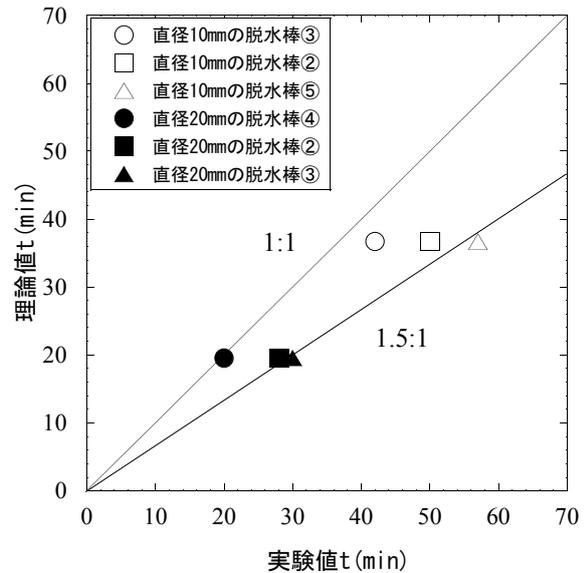


図-2.5 理論値と実験値の比較(ケース 2)

また、これまでの研究によると、セメント添加率 20%で載荷圧 5MPa の時の c_v の実験値は $c_v = 12(\text{mm}^2/\text{min})$ であった。式(2.5)に図-2.2 に 3t 法を適用し脱水完了時の T_v とこの実験値 $c_v = 12(\text{mm}^2/\text{min})$ を代入する。この時の脱水棒の直径 10mm の場合の脱水時間の理論値 t は 36.7 分で、脱水棒の直径 20mm の場合の理論値 t は 19.5 分になった。これはセメント添加率 20%で載荷圧 5MPa の時に脱水棒を使用した場合の各脱水棒の直径における脱水時間理論値である。本研究のセメント添加率 30%で那須の研究とセメント添加率に 10%の差があるが、実験値 c_v を使用することで、どの程度脱水時間を予測できるかを検討するために、求められた理論値と本研究の実験結果と比較したものを図-2.5 に示す。

図-2.5 より脱水棒の直径 20mm の時の理論値 t は脱水棒の材質が④のものほぼ一致する結果となった。また、脱水棒の直径 10mm の時の理論値 t は脱水棒の材質が③のものと約 5 分もの誤差がでたが、誤差は

小さいものとみなすことができ、脱水時間は同程度のもと考えられる。以上からセメント添加率 20% で荷重圧 5MPa の時の実験値 c_v を使用することで荷重圧 5MPa のセメント添加率 30% の荷重圧 5MPa の場合の脱水棒の直径 20mm で脱水棒の材質が④のケースと脱水棒の直径 10mm で脱水棒の材質が③のケースの脱水時間を精度よく予測できると考えられる。

2.2.3 差分法による数値解析の適用

差分法による数値解析を利用し、脱水棒の複数配置について検討を行う。脱水後に供試体から脱水棒を取り除くと、その脱水棒を設置していた部分に空隙ができることになる。供試体の作製効率を上げるには、この空隙量をできる限り小さくすることが重要である。そこで、この供試体内の空隙量を評する量として、充填率を用いる。充填率とは、脱水した供試体の体積を脱水するモールドの全体の体積で除したものであり、1.0 のときは空隙がない供試体を意味する。充填率 F は、以下の式になる。

$$F = 1 - \left(\frac{d_w}{d_e} \right)^2 = 1 - \left(\frac{1}{n} \right)^2 \tag{2.18}$$

図-2.6 は、平均圧密度を 70% に設定した場合の、脱水棒の間隔と脱水所要時間と充填率の関係を示している。解析では、脱水棒の径を 50、100、200mm を想定した図-2.6 より、同じ脱水所要時間で供試体を作製することを考えると、脱水棒の直径の拡大に伴い、脱水棒の間隔が大きくなりその結果、必要な脱水棒の本数は減少する。しかし、その時の充填率は増加することになる。よって、空隙にモルタル等を注入し強度低下を防ぐことを考えると、経済的に供試体を作製するためには、充填率を下げる必要がある。そのためには、脱水棒の直径の小さいものを使用した方が有効であると考えられる

図-2.7 は充填率を 0.3 に固定し、各平均圧密度で脱水を終了させた場合における脱水棒の直径と脱水所要時間の関係を示している。図-2.7 より、脱水棒の直径の増加に伴って脱水所要時間は増加し、その傾向は平均圧密度が大きいほど顕著である。これは、充填率を固定しているため、脱水棒の直径の増加に伴って、有効径 d_e と脱水棒の直径の比 n が増加することに起因する。また、全ての脱水棒の直径において、平均圧密度を 100% から 90% に下げることで大きな脱水所要時間の短縮効果が得られる。

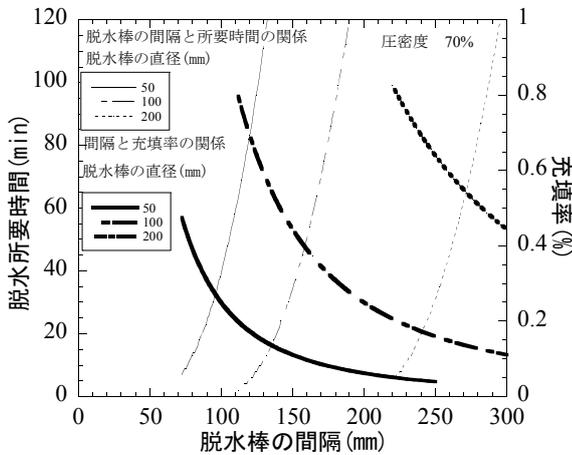


図-2.6 脱水棒の間隔と脱水所要時間と充填率の関係

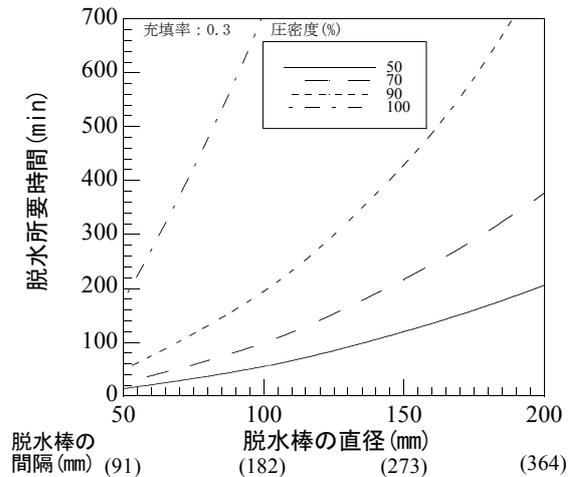


図-2.7 圧密度の変化の影響

図-2.8 は、20MPa で荷重した時の平均圧密度と一軸圧縮強度の関係を示したものである。ここで、一軸圧縮強度は、作製時の荷重圧×平均圧密度より得られる圧力を、実験より得た供試体の荷重圧と一軸圧縮強度の関係に荷重圧として代入して求める。図-2.8 で一軸圧縮強度を 20MPa 以上発現させるためには、固化材添加率 30%で最低平均圧密度が 65%以上必要となる。

図-2.9 は、図-2.8 と解析結果から得られた、脱水棒の間隔と一軸圧縮強度の関係を示したものである。ただし、脱水棒の直径 100mm、脱水所要時間を 120 分と設定した。図-2.9 から、脱水棒の間隔の増加に伴い一軸圧縮強度は低下する。その低下度合いは、固化材添加率が大きいほど顕著である。また、高压脱水固化処理土を無筋コンクリートして再利用するためには、一軸圧縮強度が 18MPa 以上必要で、固化材添加量 20%以上で、脱水棒の間隔を 200mm 以下にする必要がある。

図-2.10 は、固化材添加率を 30%とした場合の、脱水棒の直径と一軸圧縮強度の関係である。脱水棒の直径の変化に関係なく、間隔が長くなるにつれ、一軸圧縮強度は減少する。また、同じ脱水棒の間隔に着目すると、脱水棒の直径の拡大に伴い、圧縮強度は増加している。これは、同じ脱水棒の間隔では、脱水棒の直径の拡大に反比して n が縮小することが、原因である。

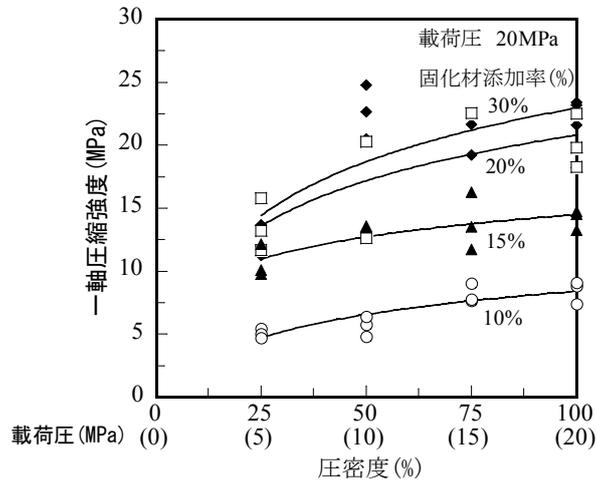


図-2.8 圧密度と一軸圧縮強度の関係

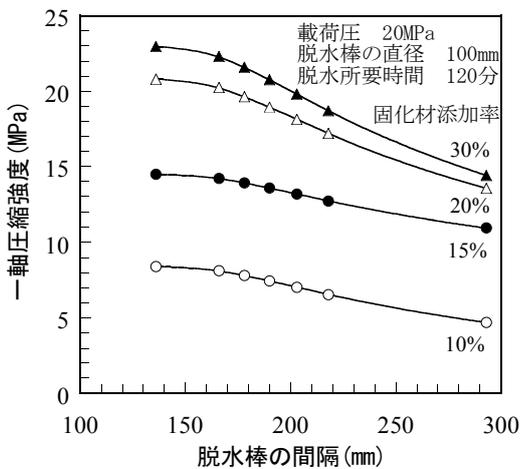


図-2.9 脱水棒の間隔と一軸圧縮強度の関係

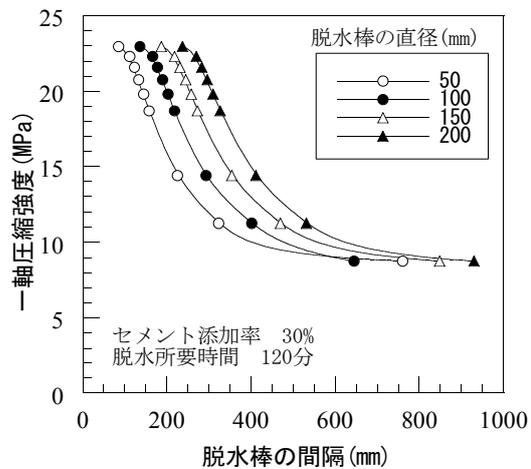


図-2.10 脱水棒の直径の影響

次に、固化材添加率 20%の時の $c_v=0.139\text{cm}^2/\text{min}$ を利用した解析結果について、 n と水平方向の時間係数 T_h について解析結果を整理する。図-2.11 に n と T_h の関係を示す。

ここで、脱水棒の直径 d_w の直線は、脱水時間 t を 120 分と設定した時の各脱水棒の直径でそれを達成するときの n の値を示している。これより、各圧密度で、脱水時間 120 分とした時の最適な n の値が定まる。また、脱水棒の使用量を表す量として、単位面積あたりの脱水棒の本数 M を用いる。 M 、 d_e および d_w 関係は、以下の式で表すことができる。

$$M = \frac{4}{\pi d_e^2} = \frac{4}{\pi n^2 d_w^2} \tag{2.19}$$

さらに、脱水棒 1 本当たりの固化処理土の減容化処理力表す減容化率 R_u を以下の式で定義する。

$$R_u (= U \cdot d_p \cdot (1 - F)) \tag{2.20}$$

ここで、 U は、平均圧密度で、 d_p は、実験の供試体の最終高さ/初期高さより得られた係数である。今回は、 $d_p=0.6$ を使用した。

この M と式 (2.18) で表される F と R_u と n の関係を図-2.12 に示す。図-2.12 において、 n の上昇に伴い、 F 、 R_u の増加幅は、小さくなる。このことは、ある一定以上の n の値をとるさいは、減容化率については、それ以上 n を大きくしても上昇しないため、減容化率以外の要素について検討を行えばよいことを示唆している。また、図-2.12 を利用すれば、 n を決めたさいの単位面積あたりの脱水棒の本数がわかるため、それより、施工性、経済性を検討することが可能であると考えられる。

さらに、式 (2.2) を式 (2.21) のように d_w の式に変形し、図-2.11 と図 2.12 を活用することで、必要な脱水時間 t 、圧密度 U 、減容化率 R_u を設定し図 2.12 から n を求め、図-2.11 でその n から、 T_h を求め、それを式 (2.21) に代入することで、最適な脱水棒の直径と間隔を決定できる。

$$d_w = \sqrt{\frac{4c_v t}{n^2 T_h}} \tag{2.21}$$

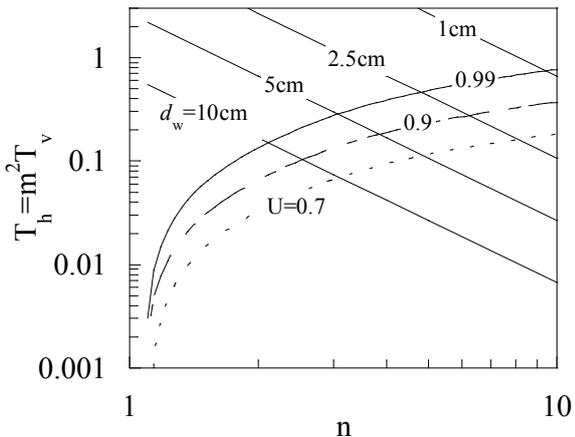


図-2.11 T_h と n の関係

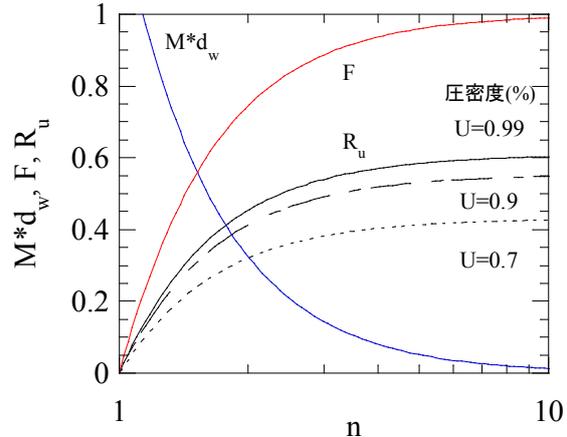


図-2.12 F 、 R_u 、 $M*d_w$ と n の関係

2.3 FEM 解析

前節の差分法による数値解析法で強度に関する考察を行なったが、前節の解析法では、平均圧密度しか求まらず、強度のばらつきについて考慮していない。実際に、圧密度を低下させると、間隙水圧の消散度合いにばらつきが発生しているため、平均圧密度より圧密の進行が遅れ、強度が低い部分が発生すると考えられる。この節では、強度のばらつきについて、FEM 解析より検討した。

2.3.1 FEM 解析概要

解析の条件として、線形ひずみ三角形要素を使用し、軸対称条件とした。粘土の構成則には、線形弾性モデルを用いた。解析で使用した土質定数は、セメント添加率 30%、載荷圧が 20MPa、排水条件が上下端+周面排水、直径 50mm、高さ 250mm のモールドを使用した実験で得られた脱水時間と沈下量のデータより粘土の透水係数 k_s と弾性係数 E を定めた。また、脱水棒使用時の透水係数 k_d は、上の条件に加え、供試体の中心に径が 10mm の真鍮製の脱水棒を使用した実験結果より定めた。脱水棒使用時は脱水棒の直径に応じた幅のブロック 1 列の透水係数を k_d に設定した。以上の条件と図-2.13 に示す解析モデルで FEM 解析を行った。

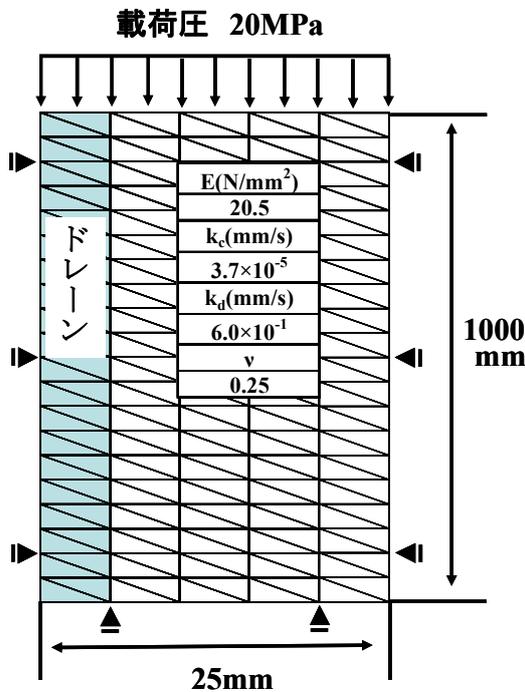


図-2.13 解析モデル

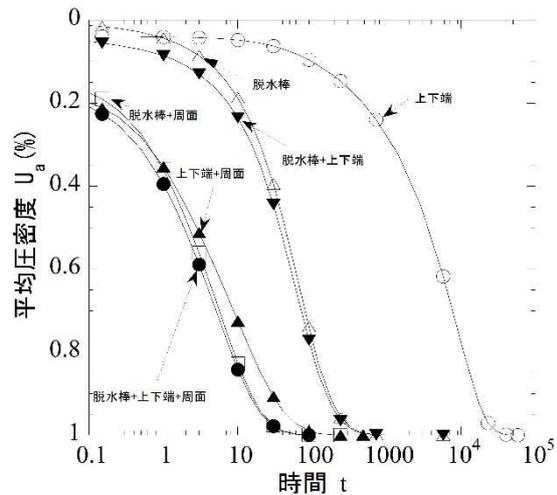


図-2.14 排水方法の検討

2.3.2 FEM 解析による排水方法の検討

図-2.13 の解析モデルについて、排水条件を上下端、上下端+周面、脱水棒、脱水棒+上下端、脱水棒+周面、脱水棒+上下端+周面の 6 ケースの時間 t と圧密度の関係を図-2.14 に示す。排水条件の違いによる圧密度と時間係数の関係を比較すると上下端排水に加えて周面と脱水棒による排水を使用することで、約 2 オーダー程度、脱水時間を短縮できることがわかる。これは、今回のモデルでは、高さ方向が半径方向に比べて、40 倍のスケールであることによると考えられる。また、脱水時間を最も短縮させたのは周面による排水であるが、これは、脱水棒に比べ固化処理土に接している表面積が大きいことによると考えられる。

2.3.3 一軸圧縮強度を考慮した最適圧密停止圧密度の検討

固化処理土の大型化を目的とした脱水棒の使用に加え、脱水時間の短縮化を図るために、供試体の中心に 10mm の脱水棒を配置し、図-2.13 の解析モデルで脱水停止時の平均圧密度を小さくすることを検討した。脱水終了時の平均圧密度を 80%とした場合の間隙水圧の分布を図-2.15 に示す。

ここで、平均圧密度は、沈下量/最終沈下量で求めた。今回の条件では、直径が 25cm に対して、高さが 1m と大きいために上下端の効果は、上下端の周辺部分でしか見られなかった。また、高さ方向では、中央に近づく程、また半径方向では中心から遠くなる程、間隙水圧は消散されず、その部分は、圧密が進んでいないと考えられる。この時の固化処理土に発生している鉛直有効応力 σ_v' は、載荷圧からその部分の間隙水圧を引いた圧力と考えられる。

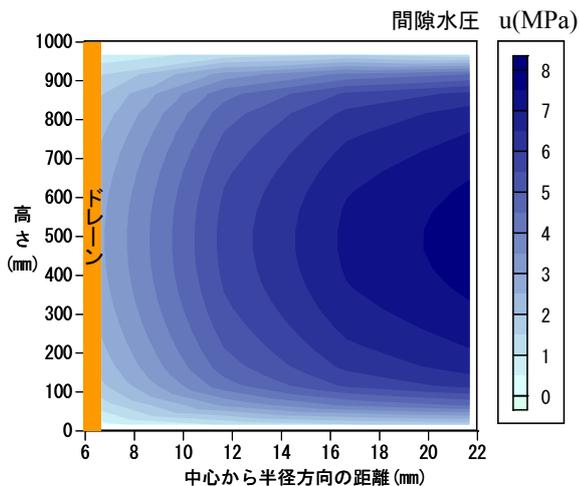


図-2.15 間隙水圧の分布 (U=80%)

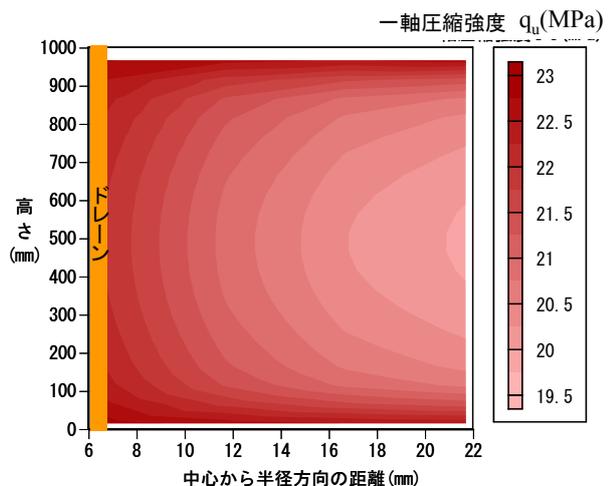


図-2.16 一軸圧縮強度の分布 (U=80%)

さらに、図-2.15 の間隙水圧の分布と図-2.8 から得られた載荷圧と一軸圧縮強度 q_u の関係式、 $q_u = 4.4865 + 14.205 \times \log \sigma_v'$ より得られた、平均圧密度 80%の時の一軸圧縮強度分布を図-2.16 に示す。図-2.15 のように間隙水圧に大きなばらつきがあるため、図-2.16 の一軸圧縮強度の分布もばらつきを示すが、強度が最大の部分と最小の部分の差が、3.5MPa と小さい。また、最も強度の小さくなっている部分でも 19.9MPa の一軸圧縮強度を示している。高压脱水固化処理土を無筋コンクリートして再利用するためには、一軸圧縮強度が 18MPa 程度以上必要であるが、今回の結果は、ややばらつきはあるものの、十分に所要の強度を有するものと考えられる。

図-2.17 に圧密停止時の圧密度を低下させたさいの強度のばらつきのヒストグラムを示した。平均圧密度 U_a が 50%の時の強度の分布は、一軸圧縮強度で 13MPa から 23MPa までの広範囲にわたって、ばらつきが発生しその頻度はほぼ同程度である。圧密度が上昇するにあたり、圧密が完了に近づくため、その分布量は強度の大きな右側にシフトして行き、強度のばらつきの幅は縮まっている。

図-2.18 に平均圧密度 U_a とその時の最小の一軸圧縮強度、平均一軸圧縮強度、並びに 3t 法による圧密完了時間と、脱水停止時間の比を示す短縮率の関係を示す。すなわち、短縮率=100×(1-所定の平均圧密度 U_a になる脱水時間/3t 法使用時の脱水完了時間)で定義している。図-2.18 より 18MPa 以上の一軸圧縮強度を得るためには、平均圧密度 U_a が 70%以上必要であることがわかる。また、圧密停止をこの圧密度にすれば、脱水時間を約 92%短縮できることがわかる。平均一軸圧縮強度と最小一軸圧縮強度に着目

すると、平均圧密度 30%の時は、平均と最小の強度の差が 10MPa と大きな格差があったが、圧密度の増加に伴い、間隙水圧が消散されたため強度の格差は縮まってきている。短縮率に着目すると圧密停止時間を 100%から 90%に下げること、大きな短縮効果を得ることができる。

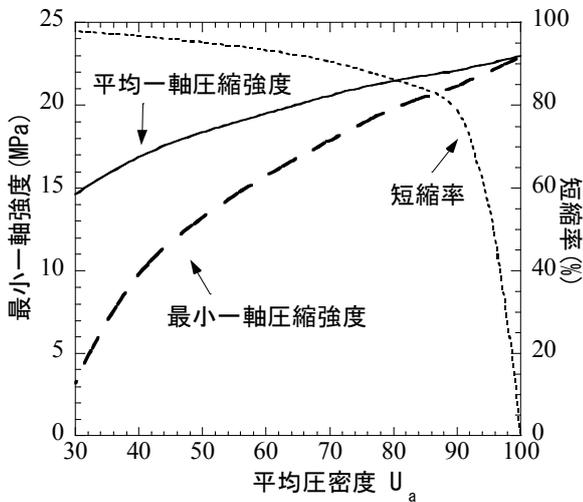


図-2.17 強度のばらつきの分布

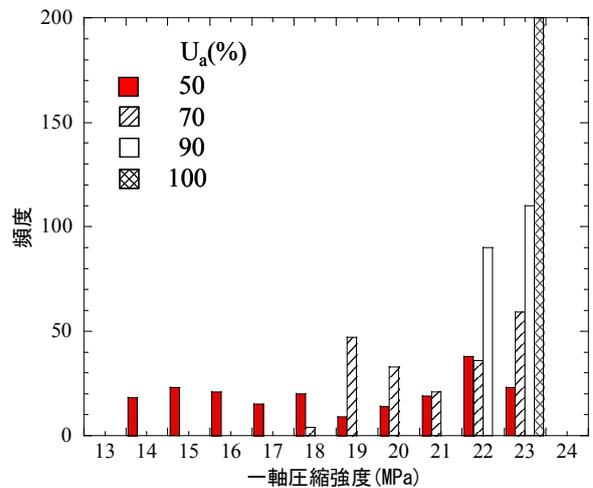


図-2.18 最小一軸圧縮強度の考察

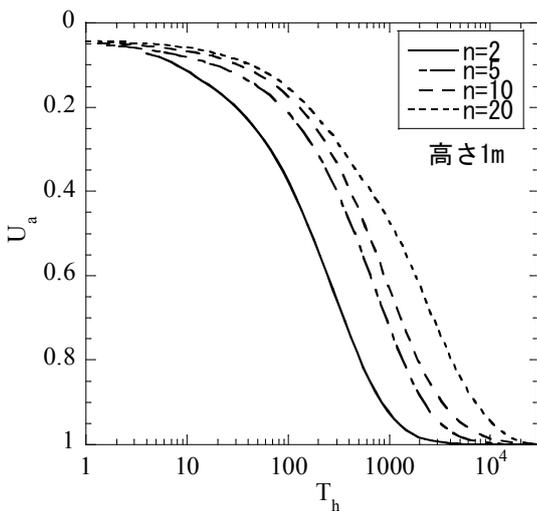


図-2.19 T_h - U 曲線(n の影響)

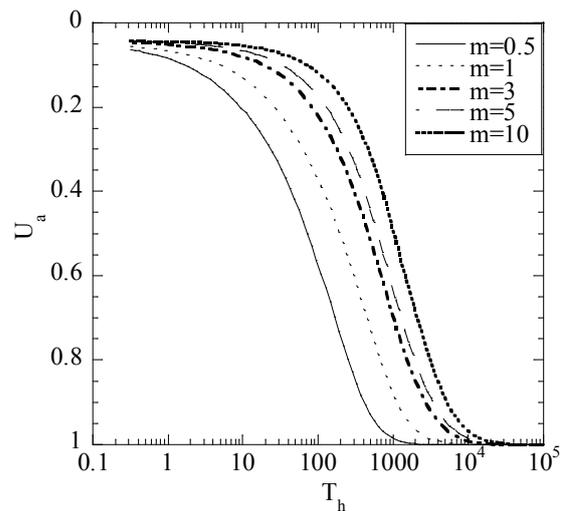


図-2.20 T_h - U 曲線(m の影響)

2.3.4 n と m の時間係数 T_h に対する影響

図-2.19 に一本の脱水棒が脱水可能な範囲と仮定した有効径 d_e と脱水棒の直径 d_w の比 n を変化させた時の時間係数 T_h と平均圧密度 U_a の関係を示す。 n が小さくなると平均圧密度と時間係数の関係は下側に移動し圧密は早く完了する。 n の増加に伴い、 d_w が増加もしくは、 d_e が減少し、排水距離が増加したためであると考えられる。

次に n を一定に高さ $h = m \times d_e$ とし、 m を変化させた時の圧密度と時間係数の関係を図-2.20 に示し、高さの変化の影響について検討した。 m が大きくなるにつれ、圧密度の差は減少していく傾向にある。これは、供試体の高さが大きくなり脱水が鉛直方向から水平方向へと変化する、鉛直方向の排水効果が発揮されにくくなったことが原因と考えられる。有効径と高さには最適な関係があると考えられる。また大型化について考える上では、 n をできるだけ小さくした方が有効であるが、必要となる脱水棒の数が

増加する。

2.4 脱水棒の複数配置に関する設計フローの提案

この節では、前節までの結果を利用した使用目的に応じた最適な脱水棒の複数配置に関する設計フローを提案する。図-2.21に示す。このフローでは、まず、高強度化と減容化について、図-2.12、図-2.18より強度 q_u 、圧密度 U 、減容化率 R_u について検討し、 n を設定する。また同時並行で、高速処理について脱水時間 t について検討を行う。その後、設定した n と図-2.11より T_h を求める。その T_h と設定した脱水時間 t を式(2.21)に代入し、脱水棒の直径 d_w を求める。その d_w と n より、有効径 d_e が求まる。求まった値を式(2.19)に代入し、単位面積当りの脱水棒の本数 M より判断する。妥当であるとした場合その d_w と d_e が最適な脱水棒の直径と間隔になる。もし、妥当でないと判断した場合は、優先順位の最も高い利用目的以外のパラメータを変化させ、同様の操作を妥当な脱水棒の間隔と直径を求まるまで繰り返す。

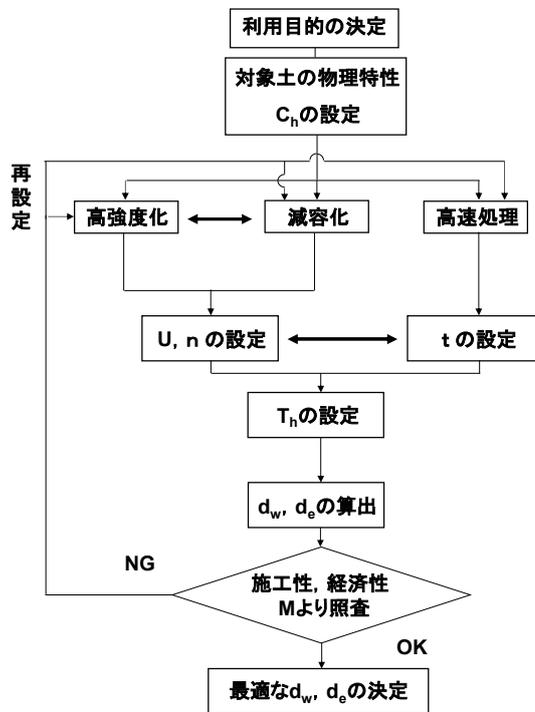


図-2.21 脱水棒の複数配置に関する設計フロー

例えば、熊本港での浚渫土砂の物理特性や圧密特性をもとに、減容化を目的として、 $R_u=0.5$ とし、図-2.18の強度面から、圧密度 $U=0.9$ とした場合、図-2.12より $n=3.2$ となる。その n と図-2.11から、 $T_h=0.15$ となる。ここまですべて設定された、 n 、 t 、 T_h を式(2.21)に代入することで、今回の条件を満たす脱水棒径 $d_w=6.5(\text{cm})$ 、脱水棒の間隔を表す有効径 $d_e=20(\text{cm})$ が、求まる。この後、施工性、経済性から、判断して妥当であれば、その値が最適な脱水棒の直径と間隔となる。ここで、 $M=3.1 \times 10^3$ となり、具体的に作製する固化処理土のサイズを 1m^3 とした場合、脱水棒の本数は、31本となる。また、もし、妥当でないと判断した場合は、今回の例では、利用目的を減容化としているので、高強度化、高速処理について検討することとなる。また、脱水時間 60分、強度 18MPa、減容化率 $R_u=50\%$ を想定すると、脱水棒の直径は 1.85cm、脱水棒の間隔は、14.8cm となり、ブロックのサイズを 1m^3 とした場合、脱水棒の本数は、58本となる。

これを元に、現位置適応型の高圧脱水固化処理装置の仕様を決定し詳細設計を行った。高圧脱水固化処理装置は、1) 装置サイズ：幅 4.5m×高さ 3.7m×長さ 15m、2) 浚渫土砂ブロックの形状：1辺 1m の立方体ブロック、3)強度：18MPa の高強度、4)減容化率： 50% (2m³→1m³)、脱水棒による製造効率：1個 60分 (脱水棒の直径 3cm、間隔 14cm、長さ 2m)、5)応用：連結構造による組合せブロック活用などの特徴を有する。脱水固化処理装置の平面図を図に示す。

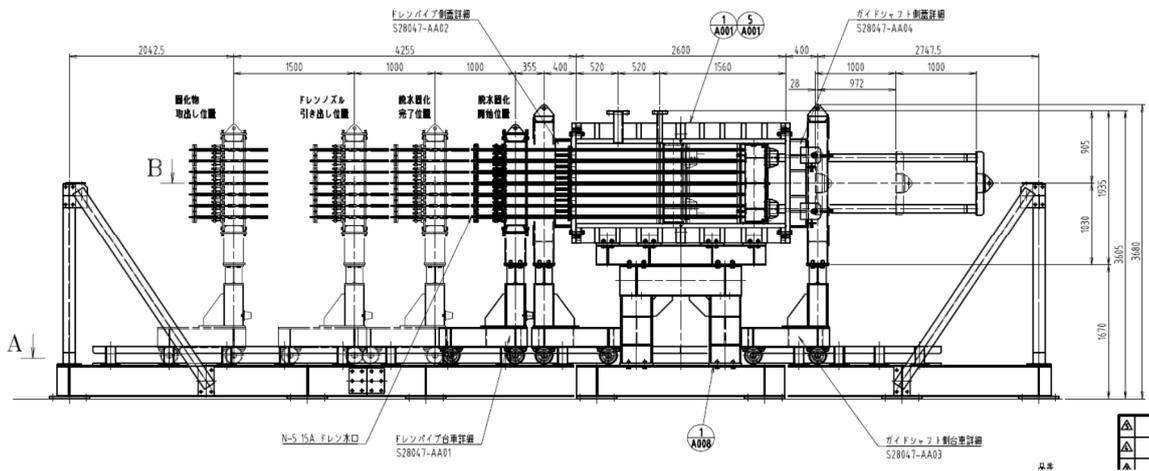


図-2.22 全体側面図 (装置サイズ：幅 4.5m×高さ 3.7m×長さ 15m)

3. 高圧脱水処理装置を用いた浚渫土砂ブロックの製造（高圧脱水固化処理した浚渫土砂ブロックの脱水挙動とその推定）

3.1 定ひずみ速度圧密試験による浚渫土砂の脱水特性

本節では浚渫土砂の脱水特性を調べるとともに、放射状排水理論により浚渫土砂ブロックの脱水挙動を推定する際の圧密係数や間隙比を測定することを目的として、2つの母材を対象に固化材添加率を変化させ、載荷圧力を5 MPaとした定ひずみ速度圧密試験を行った。実験装置には定ひずみ速度圧密試験機を用い、軸圧縮圧力が5 MPaになるまでの、 $e-\log p$ 関係、圧密係数、体積圧縮係数および透水係数を求めて考察した。

3.2.1 実験に用いた試料と物理特性

本研究では、宇部港で浚渫された土砂（以降、宇部粘土と呼ぶ）および関門で浚渫された土砂（以降、関門粘土と呼ぶ）を母材とし、高炉スラグセメント B 種を用いて実験を行った。各母材の物理特性は、表-3.1 および図-3.1 に示す通りである。

表-3.1 物理特性

試料名	宇部粘土	関門粘土
土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	2.614	2.697
液性限界 w_L (%)	97.3	95.0
塑性指数 I_p	58.5	59.1
強熱減量 L_i (%)	8.76	6.08

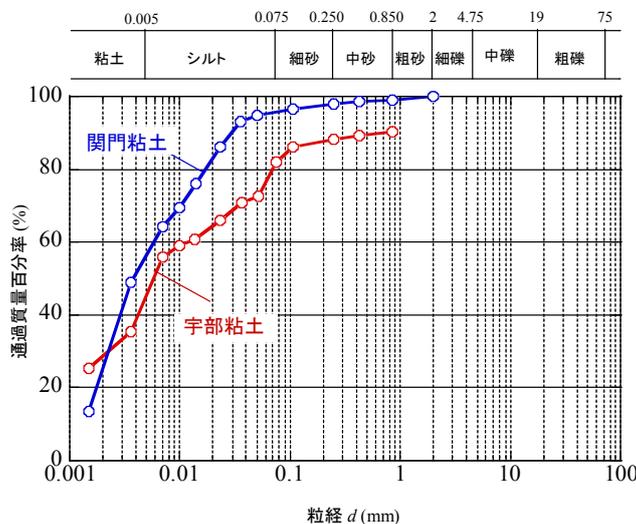


図-3.1 粒径加積曲線

3.1.2 含水比調整方法

(1) 母材に対する含水比の調整方法

調整の方法は、あらかじめ母材の自然含水比を測定し、不足分の水を加え、ハンドミキサーで均一になるように、約5分間攪拌して調整した。なお、含水比 $x\%$ の試料を $y\%$ に調整する場合、その不足分の水の質量を算出する式は、図-3.2 に示す土の構成模式図を用いて求めた。

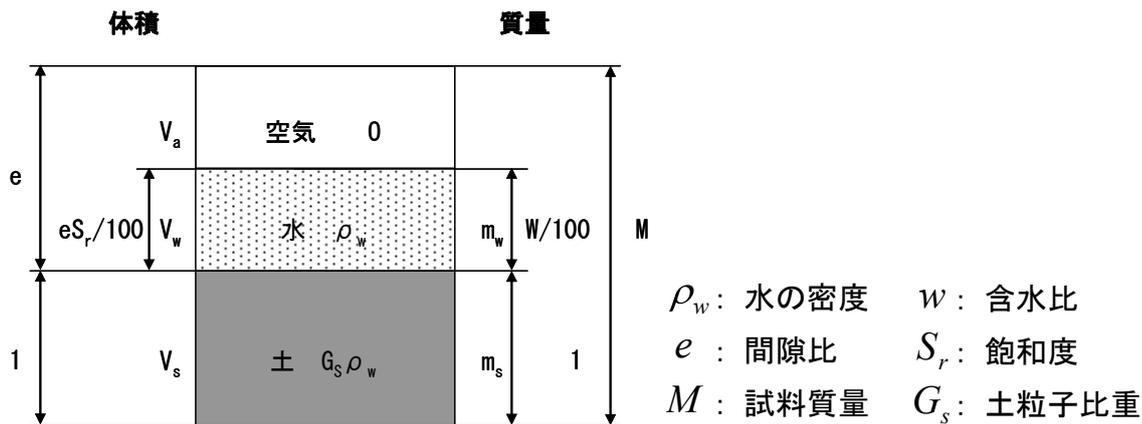


図-3.2 土の構成模式図

試料質量 M の絶乾状態の質量 m_s は、式(3.1)で求められる。

$$m_s = \frac{M}{1 + \frac{w}{100}} \quad (3.1)$$

また、試料質量 M に含まれている水の質量 m_w は、式(3.2)で求められる。

$$m_w = \frac{w}{100} \times m_s \quad (3.2)$$

したがって、含水比 x % の試料を設定含水比 y % に調整する場合、その不足分となる水の質量 m_w' は式(3.3)で求められる。

$$m_w' = \frac{y}{100} \times m_s - \frac{x}{100} \times m_s = \frac{(y-x)}{100} \times m_s \quad (3.3)$$

(2) 固化材の添加に対する含水比の調整方法

固化材を添加することにより含水比が変化するため、固化材の添加に対する含水比の調整も行った。設定含水比 y % の試料を固化材添加率 z % で改良する場合、固化材添加によって含水比が低下してしまう。

固化材質量 m_c を添加した際、設定含水比 y % に調整するための不足水分質量 m_{wc} は、式(3.4)、式(3.5)で求められる。

$$m_c = \frac{z}{100} \times m_s \quad (3.4)$$

$$m_{wc} = \frac{y}{100} \times m_c \quad (3.5)$$

また、添加する固化材が自然含水比 α % の場合、式(3.5)は式(3.6)のようになる。

$$m_{wc} = \frac{y - \alpha}{100} \times m_c \quad (3.6)$$

3.1.3 実験装置

図-3.3 に、本研究の実験で用いた定ひずみ速度圧密試験機の構成を示す。圧密リングは、内径 6 cm、高さ 2 cm である。実験装置について、実際に圧密リング内に供試体を充填し、圧縮装置に設置した様子を写真-3.1 に示す。

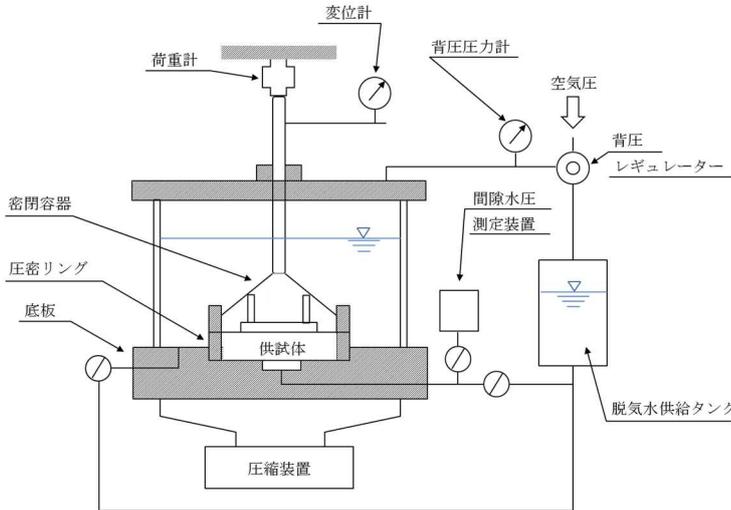


図-3.3 定ひずみ速度圧密試験機



写真-3.1 定ひずみ速度圧密試験機

3.1.4 実験条件

宇部粘土および関門粘土を母材とし、固化材として高炉スラグセメント B 種を用いて実験を行った。初期含水比はどちらも 200 % に設定した。高炉スラグセメントは、母材の乾燥重量に対する比率（以下、セメント混合率と呼ぶ）で 40 % 添加した。定ひずみ速度圧密試験の載荷速度 r は、セメント未混合の場合は 0.1 %/min、セメント混合率 40 % の場合は 1 %/min とした。実験では、軸圧縮圧力が 5 MPa になるまでの経過時間 t における軸圧縮力 P_t 、圧密変位量 d_t および供試体底面の間隙水圧 u_t を測定した。

3.1.5 実験結果

(1) 間隙水圧

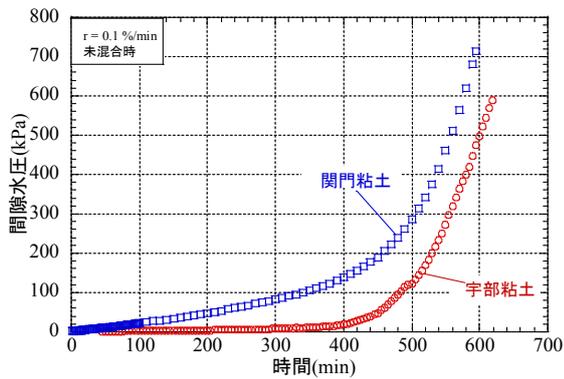


図-3.4 間隙水圧の時間変化(未混合時)

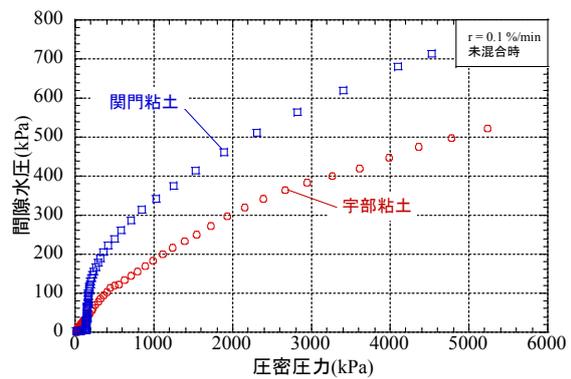


図-3.5 間隙水圧と圧密圧力の関係(未混合時)

図-3.4 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙水圧の時間的な変化の様子を示す。載荷速度は 0.1 %/min とした。グラフより、どちらの母材においても載荷後

500 分以降に大きな変化が見られることが分かる。ただし、関門粘土においては載荷後 100 分程度から徐々に間隙水圧の値が上昇しているのに対して、宇部粘土においては載荷後 400 分程度まではほとんど値が上昇しなかった。また、最大間隙水圧の値は関門粘土の方が宇部粘土に比べて約 100 kPa 大きいことが分かる。

図-3.5 に各母材に何も混合しなかった場合の間隙水圧と圧密圧力の関係を示す。グラフより、関門粘土の方が圧密初期におけるグラフの傾きが大きく、宇部粘土よりも早くから間隙水圧が上昇していることが分かる。また、どちらの粘土においても圧密圧力の増加に伴って間隙水圧が上昇しているが、関門粘土の方が宇部粘土に比べて間隙水圧の値が 200 kPa 程度大きいという結果が得られた。

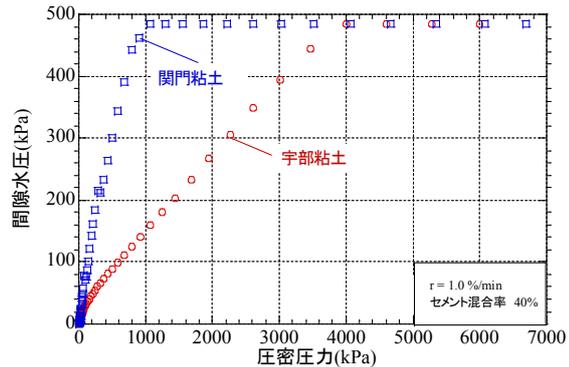
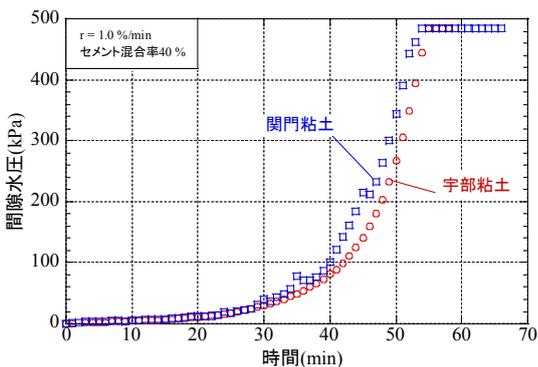


図-3.6 間隙水圧の時間変化 (セメント混合率 40%) 図-3.7 間隙水圧と圧密圧力の関係(セメント混合率 40%)

図-3.6 に各母材においてセメント混合率 40% で定ひずみ速度圧密試験を行った場合の間隙水圧の時間的な変化の様子を示す。載荷速度は 1.0 %/min とした。グラフより、どちらの母材においても載荷後 30 分以降に大きな変化が見られた。図-3.4 に示したセメント未混合の条件では、同じ時間において間隙水圧の値を比較すると関門粘土の方が 200 kPa 程度大きいのに対して、図-3.6 に示したセメント混合率 40% の条件ではその差は 80 kPa 程度となった。このことから、セメントを混合した方が何も混合しない場合に比べて母材の違いによる間隙水圧の時間変化は少ないことが分かる。また、どちらの母材においても載荷後 55 分程度で間隙水圧の値は 500 kPa に達し、その後一定となった。

図-3.7 に各母材においてセメント混合率 40% で定ひずみ速度圧密試験を行った場合の間隙水圧と圧密圧力の関係を示す。載荷速度は 1.0 %/min とした。関門粘土では、圧密圧力が 1000 kPa 以下で間隙水圧が急激に増加し、500 kPa に達した後一定となった。宇部粘土では、圧密圧力が 4000 kPa 以下で間隙水圧が増加し、関門粘土と同様に 500 kPa に達した後一定となった。関門粘土と宇部粘土で間隙水圧と圧密圧力の関係に差は見られるが、どちらの母材においても間隙水圧の値は 500 kPa に達した後一定となる。

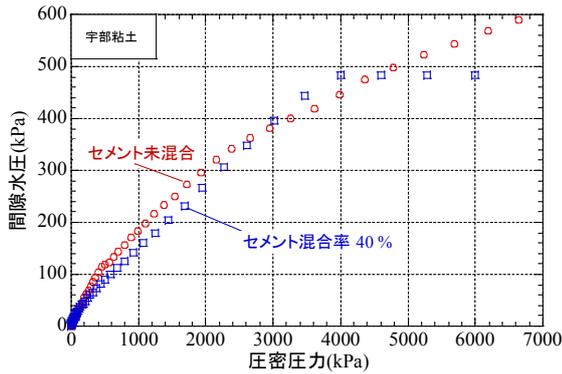


図-2.8 間隙水圧と圧密圧力の関係
(宇部粘土)

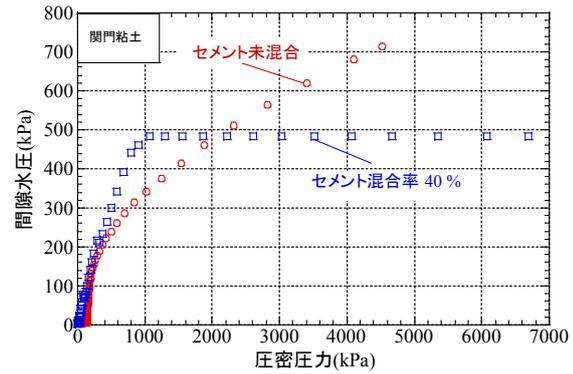


図-2.9 間隙水圧と圧密圧力の関係
(関門粘土)

図-3.8に宇部粘土におけるセメント混合率40%の場合とセメント未混合の場合の間隙水圧と圧密圧力の関係を示す。セメント未混合の場合、圧密圧力の増加に伴って間隙水圧の値も増加しているのに対して、セメント混合率40%の場合は間隙水圧の上昇が500 kPaで抑えられている。圧密圧力が6000 kPaとなった時の間隙水圧の値はセメント未混合の場合とセメント混合率40%の場合でそれぞれ約570 kPaと約480 kPaである。このことから、宇部粘土では、セメントを混合することで間隙水圧の上昇を100 kPa程度抑えることができたと分かる。

図-3.9に関門粘土におけるセメント混合率40%の場合とセメント未混合の場合の間隙水圧と圧密圧力の関係を示す。宇部粘土と同様に、セメント未混合の場合、圧密圧力の増加に伴って間隙水圧の値も増加したのに対して、セメントを40%混合した場合、間隙水圧の値は圧密圧力が1000 kPa以下で急激に増加し500 kPaに達した後一定となった。セメント未混合の場合とセメント混合率40%の場合で間隙水圧の最大値を比較するとそれぞれ約700 kPaと約500 kPaであった。よって、関門粘土では、セメントを混合することで間隙水圧の上昇を200 kPa程度抑えることができた。

(2) 圧密圧力

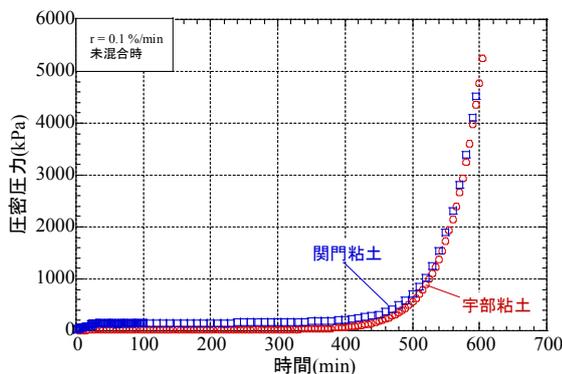


図-3.10 圧密圧力の時間変化
(未混合時)

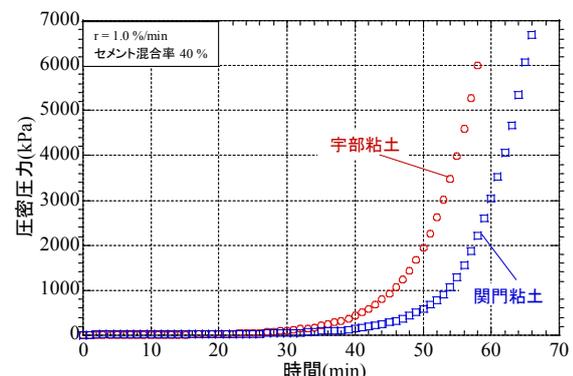


図-3.11 圧密圧力の時間変化
(セメント混合率40%)

図-3.10 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密圧力の時間的な変化の様子を示す。載荷速度は 0.1%/min とした。グラフより、どちらの母材においても載荷後 500 分までは大きな変化が見られなかったが、500 分以降は指数関数的に圧密圧力が急増する。これは、浚渫土砂の初期間隙比が非常に大きいことから、載荷後しばらくは急激な圧密が生じ、圧密圧力が増加しないためだと考えられる。

図-3.11 に各母材でセメント混合率 40% の供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った場合の圧密圧力の時間的な変化の様子を示す。載荷速度は 1.0%/min とした。未混合時と同様、どちらの母材においてもある時間から指数関数的に圧密圧力が急増する。未混合時には母材の違いによる圧密圧力の時間変化に差は見られなかったが、セメントを 40% 混合すると、宇部粘土では載荷後 30 分以降に圧力が急増するのに対して関門粘土では 40 分以降に圧密圧力の大きな変化が生じる。また、圧密圧力が急増するまでは母材の違いによる圧密圧力の時間変化に差は見られなかったが、圧密圧力の大きな変化が生じてからは宇部粘土の方が関門粘土よりも圧密圧力が増加するスピードが 10 分程度速いことが分かる。

(3) e -log p 曲線

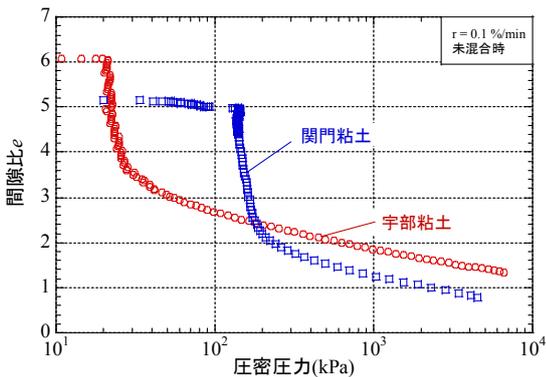


図-3.12 e -log p 曲線
(未混合時)

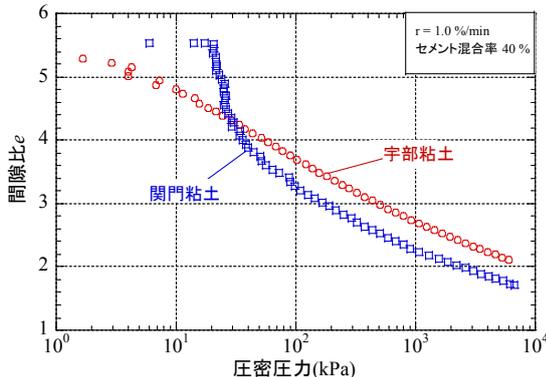


図-3.13 e -log p 曲線
(セメント混合率 40%)

図-3.12 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の e -log p 曲線を示す。載荷速度は 0.1%/min とした。 e -log p 曲線の形状は、初期間隙比が非常に大きいため、宇部粘土では間隙比が 3.0、関門粘土では間隙比が 2.0 までは急激な圧密が生じ、それ以降は線形関係が得られた。宇部粘土の初期間隙比が関門粘土に比べて約 1.0 大きいのは、宇部粘土の方が関門粘土よりも粘性が高く、高含水比であることを意味する。

図-3.13 に各母材でセメント混合率 40% の供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った場合の e -log p 曲線を示す。載荷速度は 1.0%/min とした。宇部粘土では載荷直後から e -log p 曲線の形状がほぼ線形であるのに対して関門粘土では間隙比が 4.0 まで急激な圧密が生じた後に e -log p 曲線の形状は線形となった。このことから、宇部粘土と関門粘土でセメントを混合することによる効果に差があることが分かる。

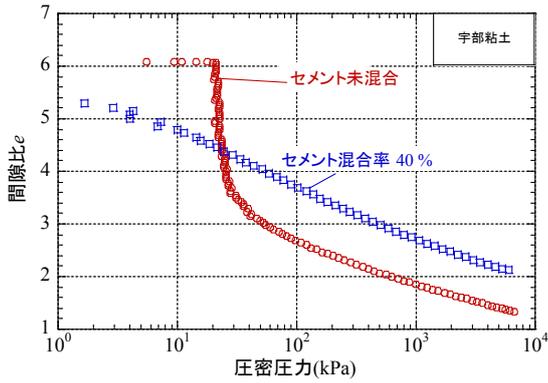


図-3.14 e-log p 曲線(宇部粘土)

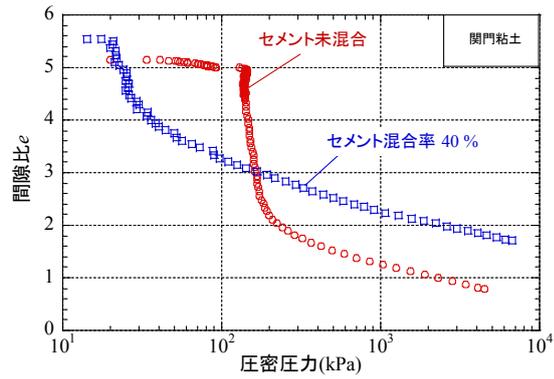


図-3.15 e-log p 曲線(関門粘土)

図-3.14に宇部粘土においてセメント混合率40%とした場合と何も混合しなかった場合の $e-\log p$ 曲線を示す。セメントを混合していない未処理土は载荷直後において、間隙比が4.0までは急激な圧密が生じ、それ以降は直線的に減少する $e-\log p$ 曲線を示す。一方、セメントを混合した場合は、载荷直後から $e-\log p$ 曲線はほぼ直線である。また、圧密圧力が250 kPa以降では、セメントを混合することにより $e-\log p$ 曲線は右側へシフトする。これは、固化処理すると水和反応により生成されたセメンテーション構造により初期の圧密が抑えられているためだと考えられる。

図-3.15に関門粘土においてセメント混合率40%とした場合と何も混合しなかった場合の $e-\log p$ 曲線を示す。セメントを混合していない未処理土は载荷直後において、間隙比が2.0までは急激な圧密が生じ、それ以降は直線的に減少する $e-\log p$ 曲線を示す。セメントを混合した場合は、間隙比が4.0までは急激に圧密が生じ、それ以降は直線的に減少する $e-\log p$ 曲線を示す。宇部粘土の場合と同様に、圧密圧力が150 kPa以降では、セメントを混合することにより $e-\log p$ 曲線は右側へシフトする。また、未処理土の方がセメント混合土に比べて急激な圧密が生じるときに圧密圧力が増加していた。これは、未混合時の関門粘土の排水性が極めて悪いためであると考えられる。

(4) 透水係数

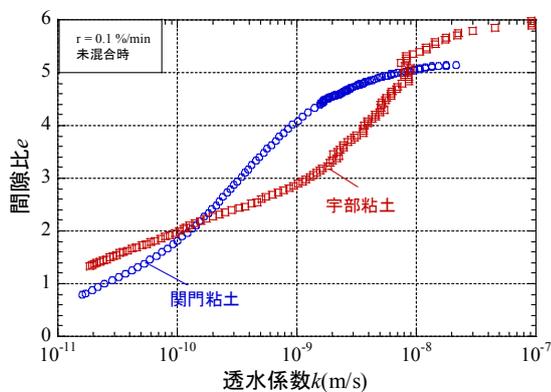


図-3.16 間隙比と透水係数の関係
(未混合時)

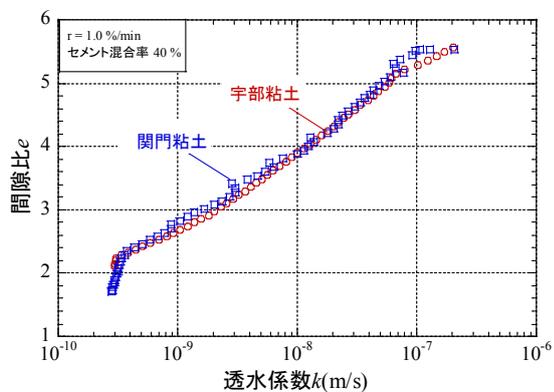


図-3.17 間隙比と透水係数の関係
(セメント混合率40%)

図-3.16に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙比 e と透水係数 k の関係を示す。載荷速度は0.1%/minとした。関門粘土においては載荷直後から間隙比が2.0程度までは関門粘土の方が宇部粘土に比べて透水係数の値は大きく、間隙比が2.0から5.0までは宇部粘土の方が関門粘土の方が透水係数の値が大きくなった。また、間隙比が5.0を超えてからは、圧密初期と同様に関門粘土の方が宇部粘土に比べて透水係数の値が大きくなるという結果になった。

図-3.17に各母材でセメント混合率40%とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙比 e と透水係数 k の関係を示す。載荷速度は1.0%/minとした。セメントを混合した場合、母材の違いによる間隙比と透水係数の関係に差はほぼ見られなかった。

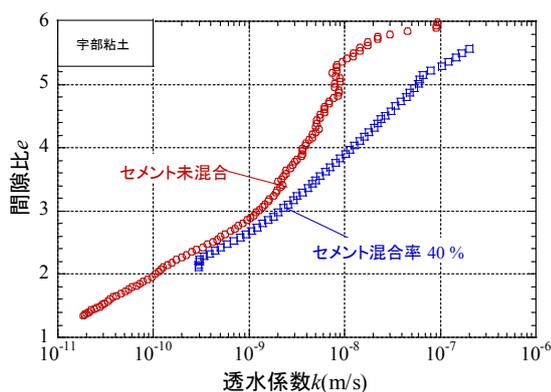


図-3.18 間隙比と透水係数の関係
(宇部粘土)

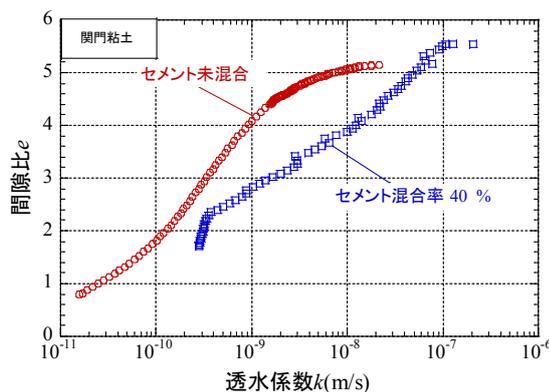


図-3.19 間隙比と透水係数の関係
(関門粘土)

図-3.18に宇部粘土においてセメント混合率40%とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙比 e と透水係数 k の関係を示す。セメントを混合した場合、グラフは全体的に右側へシフトしていることが分かる。未混合の場合は間隙比が3.0程度までは透水係数の値が急激に小さくなるのに対して、セメントを混合した場合は透水係数の減少を小さくすることができている。また、透水係数の最小値も未混合の場合とセメントを混合した場合で10倍程度差があり、セメントの混合により透水性が改善されていると言える。

図-3.19に関門粘土においてセメント混合率40%とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙比 e と透水係数 k の関係を示す。宇部粘土と同様、セメントを混合した場合、グラフは全体的に右側へシフトしていることが分かる。また、未混合の場合は間隙比の減少に伴って透水係数の値も減少しているのに対して、セメントを混合した場合は、間隙比が2.0付近で透水係数の減少は抑えられている。これらのことから、セメントを混合することで透水性が改善されているといえる。

(5) 体積圧縮係数

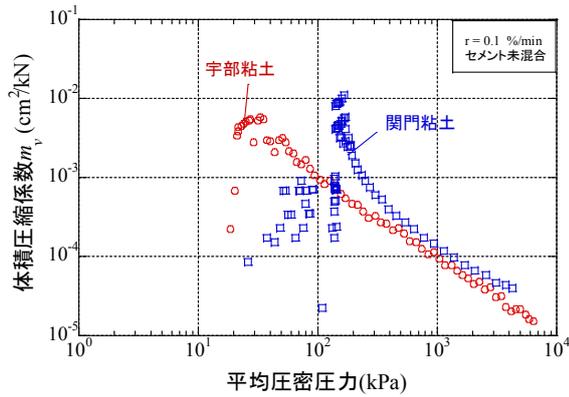


図-3.20 体積圧縮係数
(未混合時)

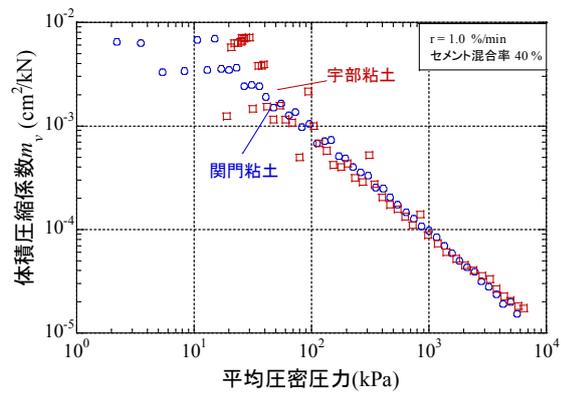


図-3.21 体積圧縮係数
(セメント混合率 40%)

図-3.20 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は 0.1%/min とした。宇部粘土において、圧縮係数の値は圧密初期には増加していき、平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりから減少し始めた。関門粘土においては、宇部粘土と同様に圧密初期に体積圧縮係数の値が増加し、200 kPa を超えたあたりから減少し始めた。関門粘土の方が宇部粘土よりも体積圧縮係数の値は大きく、未混合の場合は関門粘土の方が宇部粘土よりも圧縮性が大きいと言える。

図-3.21 に各母材でセメント混合率 40%とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は 1.0%/min とした。どちらの母材においても、体積圧縮係数は平均圧密圧力が 200 kPa を超えたあたりから単調に減少し、体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係に差はほぼ見られなかった。このことから、セメントを混合すると母材による圧縮性の違いは見られなくなると言える。

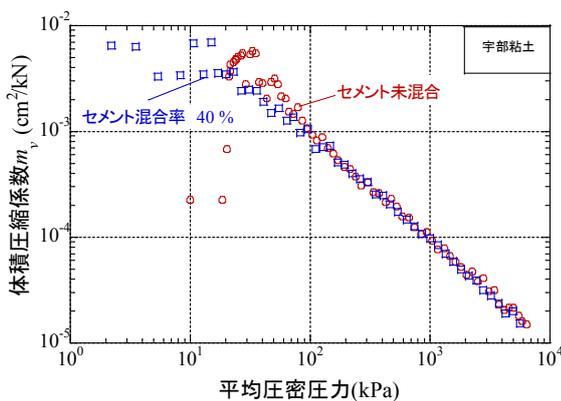


図-3.22 体積圧縮係数
(宇部粘土)

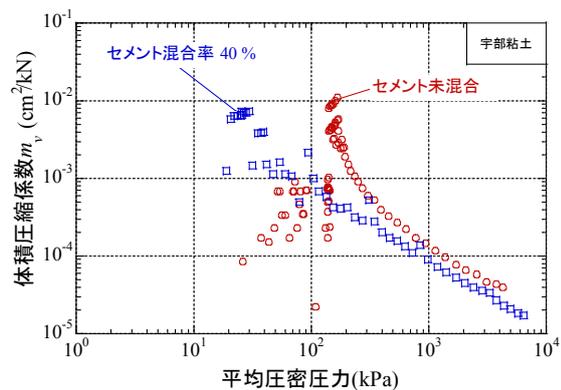


図-3.23 体積圧縮係数
(関門粘土)

図-3.22 に宇部粘土においてセメント混合率 40%とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行っ

た時の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係を示す。平均圧密圧力が 20 kPa 以下で若干ばらつきは見られるが、平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりからセメントを混合した供試体と未混合の供試体どちらにおいても体積圧縮係数の値は単調に減少している。このことから、セメントを混合することによる母材の圧縮性の変化は少ないと考えられる。

図-3.23 に関門粘土においてセメント混合率 40 %とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係を示す。セメント未混合土では圧密初期において体積圧縮係数の値が増加し、平均圧密圧力が 200 kPa を超えたあたりから単調に減少しているのに対して、セメント混合土では平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりから体積圧縮係数の値は単調に減少している。体積圧縮係数の値が減少し始めてからは、セメント未混合土はセメント混合土と同様の傾向を示す。このことから、圧密が進むとセメントを混合することによる圧縮性の変化は少なくなると言える。

(6) 圧密係数

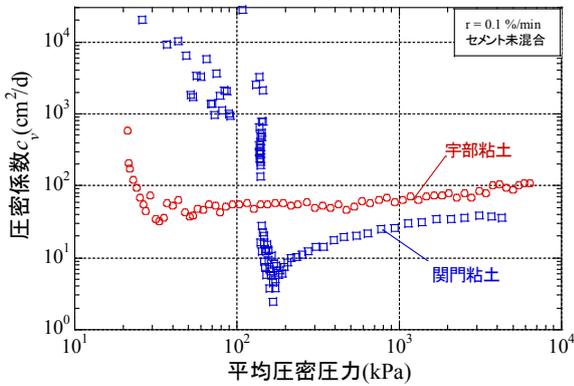


図-3.24 圧密係数
(未混合時)

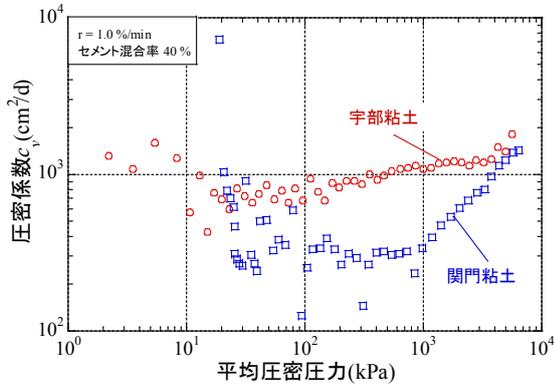


図-3.25 圧密係数
(セメント混合率 40 %)

図-3.24 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は 0.1 %/min とした。宇部粘土において、圧密係数の値は圧密初期に急激に減少し、平均圧密圧力が 30 kPa を超えてからは値が徐々に増加した。関門粘土においては、宇部粘土と同様に圧密初期において圧密係数の値が急激に減少し、平均圧密圧力が 200 kPa を超えてからは値が若干増加した。グラフより、圧密初期における圧密係数の値は関門粘土の方が宇部粘土に比べて約 10 倍大きく、圧密圧力が増加し始める時の平均圧密圧力の値は、関門粘土の方が宇部粘土に比べて約 5 倍大きいことが分かった。また、圧密初期では関門粘土の方が圧密係数の値が大きく、200 kPa 以降は宇部粘土の方が圧密係数の値が大きいことから、圧密初期には宇部粘土の方が圧密されやすく、圧密が進んでからは宇部粘土の方が関門粘土よりも脱水が進みやすいということが分かる。

図-3.25 に各母でセメント混合率 40 %とした供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は 1.0 %/min とした。どちらの母材においても圧密初期に圧密係数の値は急激に減少しており、宇部粘土では平均圧密圧力が 20 kPa を超えたあたりから、関門粘土では平均圧密圧力が 100 kPa を超えたあたりからは圧密係数の値が徐々に増加した。圧密係数の増加の仕方は宇部粘土の方が関門粘土に比べて緩やかである。また、平均圧密圧力が 100 kPa 以降は宇部粘土の方

が関門粘土に比べて圧密係数の値が約 400 cm²/day 程度大きく、宇部粘土の方が関門粘土よりも脱水が進みやすいと言える。

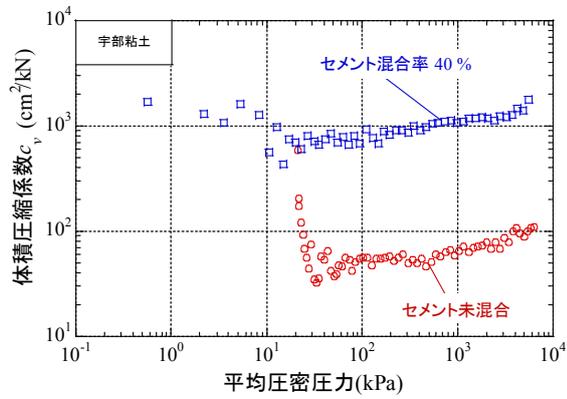


図-3.26 圧密係数(宇部粘土)

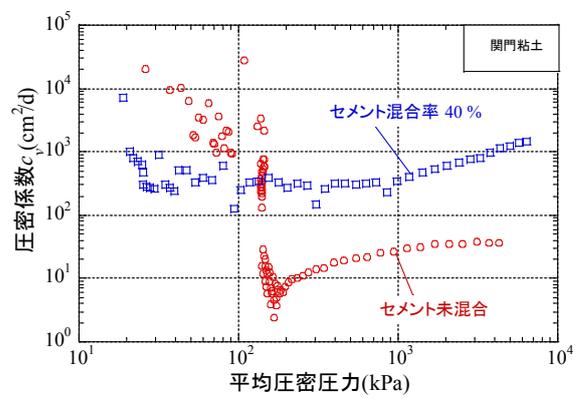


図-3.27 圧密係数(関門粘土)

図-3.26 に宇部粘土においてセメント混合率 40 %とした場合とセメント未混合の供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密係数と平均圧密圧力の関係を示す。圧密係数の値は、圧密初期において急激に減少し、圧密が進むと増加する傾向を示す。圧密係数の値が増加している部分に着目すると、セメント混合土の方がセメント未混合土に比べて圧密係数の値が 16 倍程度大きく、セメントを混合することで脱水が進みやすくなると言える。

図-3.27 に関門粘土においてセメント混合率 40 %とした場合とセメント未混合の供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密係数と平均圧密圧力の関係を示す。どちらの条件においても圧密初期に圧密係数の値は急激に減少しており、セメント混合土では平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりから圧密係数の値が徐々に増加し、未混合土では平均圧密圧力が 200 kPa を超えたあたりから圧密係数の値が増加した。圧密係数の値が増加している部分に着目すると、セメント混合土の方がセメント未混合土に比べて圧密係数の値が 10 倍程度大きく、宇部粘土と同様に、関門粘土においてもセメントを混合することで脱水が進みやすくなると言える。

(7) 既往の研究との比較

本節では、本研究で行った宇部粘土および関門粘土を対象とした定ひずみ速度圧密試験結果と既往の研究¹²⁾で行われた博多港粘土および熊本港粘土を対象とした定ひずみ速度圧密試験結果の比較を行った。

① 実験に用いた試料および実験条件

実験に用いた試料の物理特性を表-3.3 に示す。実験条件は、セメント未混合で載荷速度を 0.1 %/min とした。

表-3.3 物理特性

試料名	宇部粘土	関門粘土	博多港粘土	熊本港粘土
土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	2.614	2.697	2.686	2.614
液性限界 w_L (%)	97.3	95.0	68.1	101
塑性指数 I_p	58.5	59.1	32.5	41.1

② 間隙水圧

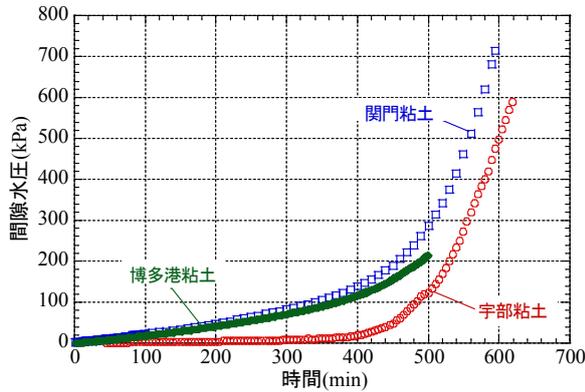


図-3.28 間隙水圧の時間変化

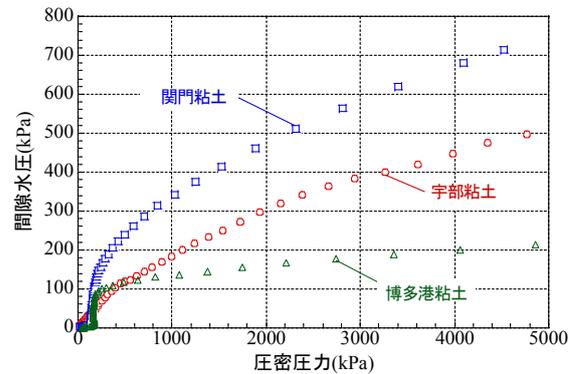


図-3.29 間隙水圧と圧密圧力の関係

図-3.28 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定みずみ速度圧密試験を行った時の間隙水圧の時間的变化を示す。載荷速度は $0.1\%/\text{min}$ とした。博多港粘土は載荷後 100 分程度から徐々に間隙水圧の値が上昇し、最大値は 200 kPa 程度となった。また、載荷後 500 分程度までは、関門粘土と博多港粘土の間隙水圧の時間変化はほぼ一致した。これに対して、宇部粘土および関門粘土では載荷後 500 分以降に間隙水圧の大きな変化が見られた。また、関門粘土および博多港粘土では載荷後 100 分程度から徐々に間隙水圧の値が増加しているのに対して、宇部粘土では載荷後 400 分程度まで間隙水圧の値はほとんど増加しなかった。

図-3.29 に各母材に何も混合しなかった場合の間隙水圧と圧密圧力の関係を示す。圧密圧力 100 kPa 以降で比較すると、間隙水圧の値は関門粘土、宇部粘土、博多港粘土の順に大きくなった。また、関門粘土と宇部粘土では圧密圧力の増加に伴って間隙水圧の値が増加しているのに対して、博多港粘土では圧密初期に間隙水圧の値が急激に増加した後増加の仕方は穏やかになった。間隙水圧の最大値は関門粘土、宇部粘土、博多港粘土でそれぞれ約 700 kPa、500 kPa、200 kPa となった。

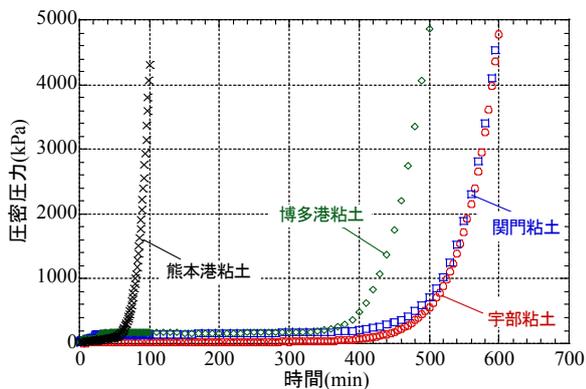


図-3.30 圧密圧力の時間変化

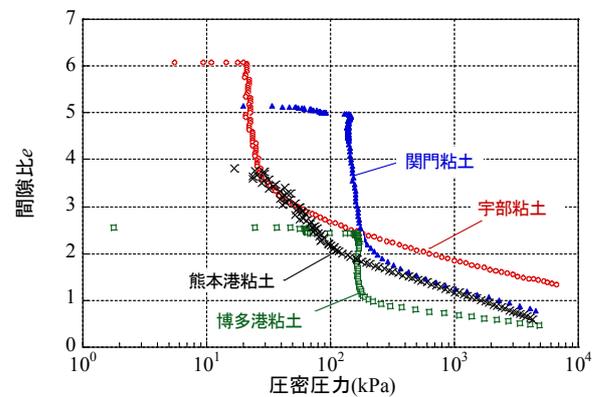


図-3.31 $e-\log p$ 曲線

③ 圧密圧力

図-3.30 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密圧力の時間的な変化の様子を示す。載荷速度は 0.1%/min とした。宇部粘土と関門粘土における圧密圧力の時間変化はほぼ一致しており、どちらも載荷後 500 分以降に指数関数的に圧密圧力が急増する。これは、浚渫土砂の初期間隙比が非常に大きいことから、載荷後しばらくは急激な圧密が生じ、圧密圧力が増加しないためだと考えられる。一方、博多港粘土と熊本港粘土は宇部粘土と関門粘土に比べて圧密圧力の増加するスピードが速いことが分かる。博多港粘土では載荷後 300 分以降、熊本港粘土では載荷後 50 分以降に圧密圧力の大きな変化が見られた。

④ $e - \log p$ 曲線

図-3.31 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の $e - \log p$ 曲線を示す。載荷速度は 0.1%/min とした。初期間隙比の値は宇部粘土、関門粘土、熊本港粘土、博多港粘土の順に大きく、値はそれぞれ 6.09、5.15、3.82、2.55 となった。

$e - \log p$ 曲線の形状は、初期間隙比が非常に大きいため、宇部粘土では間隙比が 3.0、関門粘土および熊本港では間隙比が 2.0、博多港粘土では間隙比が 1.0 までは急激な圧密が生じ、それ以降は線形関係が得られた。宇部粘土および関門粘土の初期間隙比が他の試料に比べて特に大きいのは、この 2 つの試料が特に粘性が高く、高含水比であることを意味する。

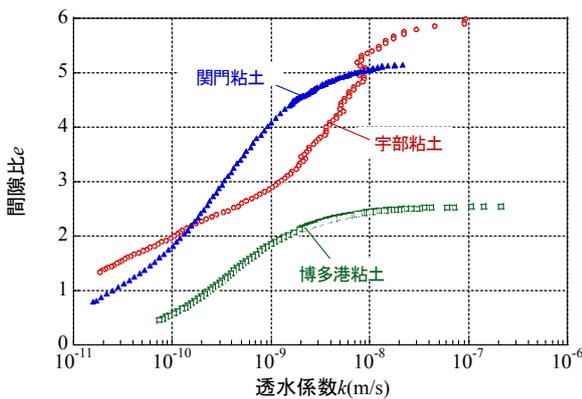


図-3.32 間隙比と透水係数の関係

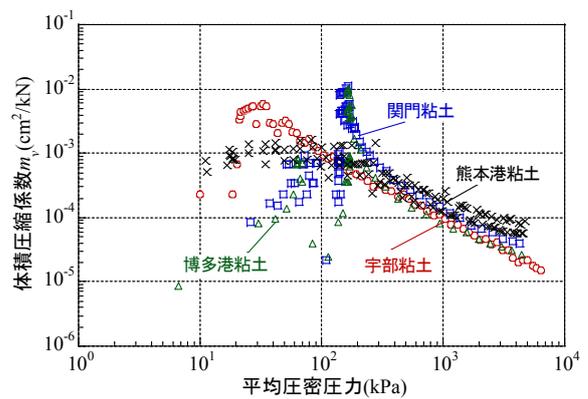


図-3.33 体積圧縮係数

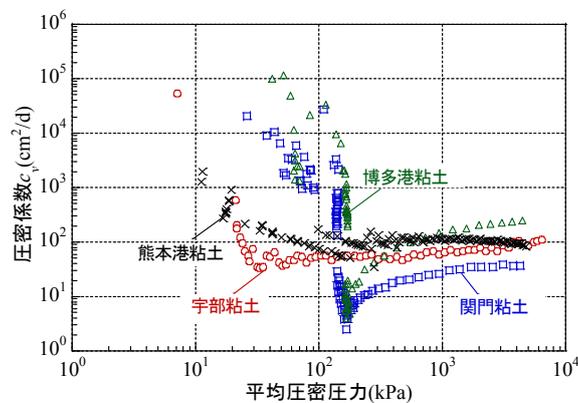


図-3.34 圧密係数

⑤ 透水係数

図-3.32 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の間隙比 e と透水係数 k の関係を示す。載荷速度は $0.1\%/\text{min}$ とした。博多港粘土のグラフが宇部粘土および関門粘土に比べて右側にシフトしていることが分かる。ただし、載荷直後から間隙比が 2.0 程度までは関門粘土の方が宇部粘土に比べて透水係数の値は大きく、間隙比が 2.0 から 5.0 までは宇部粘土の方が関門粘土の方が透水係数の値は大きくなった。また、間隙比が 5.0 を超えてからは、圧密初期と同様に関門粘土の方が宇部粘土に比べて透水係数の値が大きくなるという結果になった。また、同じ間隙比で比較すると、関門粘土と宇部粘土に比べて博多港粘土の透水係数の値が 10 倍程度大きいことから、博多港粘土に比べて他の試料の透水性が悪いことが確認できた。

⑥ 体積圧縮係数

図-3.33 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は $0.1\%/\text{min}$ とした。宇部粘土において、圧縮係数の値は圧密初期には増加していき、平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりから減少し始めた。関門粘土においては、宇部粘土と同様に圧密初期に体積圧縮係数の値が増加し、平均圧密圧力が 200 kPa を超えたあたりから減少し始めた。博多港粘土の体積圧縮係数と平均圧密圧力の関係は関門粘土とよく似ていることが分かった。熊本港粘土においては、平均圧密圧力が 100 kPa を超えたあたりから体積圧縮係数の値が単調に減少した。

⑦ 圧密係数

図-3.34 に各母材に何も混合しなかった供試体を対象に定ひずみ速度圧密試験を行った時の圧密係数と平均圧密圧力の関係を示す。載荷速度は $0.1\%/\text{min}$ とした。熊本港粘土以外の試料においては、圧密係数の値は圧密初期に減少し、圧密が進むと増加した。関門粘土および博多港粘土においては平均圧密圧力が 100 kPa 程度までは急激に圧密係数の値が減少し、 100 kPa を超えてからは圧密係数の値は増加した。圧密係数が減少するまでは、博多港粘土と熊本港粘土の圧密係数と平均圧密圧力の関係は類似していたが、圧密係数の増加は博多港粘土の方が大きくなった。宇部粘土においては、圧縮係数の値は圧密初期には増加していき、平均圧密圧力が 30 kPa を超えたあたりから減少し始めた。熊本港粘土においては、平均圧密圧力が 100 kPa から 1000 kPa までは圧密係数の値はほぼ一定値をとり、その後わずかに減少する傾向を示した。

3.1.7 まとめ

本節では、宇部粘土と関門粘土の2つの母材を対象に、セメント混合率を変化させ、載荷圧力を 5 MPa とした定ひずみ速度圧密試験を行った。得られた結果をまとめると以下の通りである。

1. セメントを混合することで、間隙水圧の上昇を 500 kPa 程度に抑えることができる。ただし、間隙水圧の上昇の仕方は母材によって異なり、関門粘土の方が宇部粘土に比べて間隙水圧の上昇する速さが速い。
2. $e\text{-log } p$ 曲線はセメントを混合することにより右側へシフトする。宇部粘土においては、 100 kPa 以降、関門粘土においては 1000 kPa 以降の圧密圧力で比較した場合に 1.0 程度間隙比が大きくなる。
3. 透水係数はセメントを混合することにより大きくなり、未混合の場合と比べて最大で 10 倍となる。
4. 体積圧縮係数の値はセメントを混合した場合と未混合の場合で大きな差はなく、セメントを混合す

ることによる母材の圧縮性の変化は少ないと考えられる。

5. 圧密係数の値はセメントを混合することにより大きくなり、宇部粘土で 16 倍程度、関門粘土で 10 倍程度増加することが確認できた。

3.2 浚渫土砂ブロックの環境安全性・生態安全性評価

セメント処理土および未処理土を用いて定ひずみ速度圧密試験を行った結果、浚渫土砂にセメントを混合することで透水性が改善されることが分かった。そこで、宇部粘土を対象に供試体からの排水および供試体の乾燥粉碎試料の成分分析¹⁾を行い、セメントを混合することで宇部粘土の透水性が改善するメカニズムについて考察した。また、透水特性理論評価式(小峯ら、2002 年)³⁾を用いて浚渫土砂の成分が変化することによる透水係数変化の計算を行った。

3.2.1 成分分析に用いた試料

脱水実験の際に排出された水と定ひずみ速度圧密試験の際に得られた供試体を対象に成分分析を行った。

(1) 供試体からの排水

- (a) 宇部粘土の上澄み液
- (b) セメント混合率 40 %の条件で脱水前の状態における排水
- (c) セメント混合率 40 %の条件で 5 MPa を作用させて脱水している最中の排水

(2) 供試体の乾燥粉碎試料

- (a) セメント未混合の条件で定ひずみ速度圧密試験を行った供試体を炉乾燥し、乳鉢および乳棒を用いて破碎したもの
- (b) セメント混合率 40%の条件で定ひずみ速度圧密試験を行った供試体を炉乾燥し、乳鉢および乳棒を用いて破碎したもの

3.2.2 成分分析結果

表-3.4 に供試体からの排水を対象に行った pH 試験、電気伝導率試験および水溶性陽イオン溶出試験の結果を示す。また、図-3.35 に供試体からの排水を対象に行った水溶性陽イオン溶出試験の結果を示す。宇部粘土の上澄み液の pH は 8.54 となった。セメント混合率 40 %の条件で脱水前の状態における排水、5 MPa 作用させて脱水している最中の排水の pH はそれぞれ 12.57、12.75 となった。セメント処理土の圧密排水の方が未処理土に比べて pH が 4 程度大きくなった。また、宇部粘土の上澄み液の電気伝導率は 47.9 mS/cm となった。一般的な海水の電気伝導率は約 50 mS/cm であるから、セメント未混合の条件での電気伝導率は海水の電気伝導率に近い値をとることが分かる。セメント混合率 40 %の条件で脱水前の状態における排水、5 MPa を作用させて脱水している最中の排水の電気伝導率はそれぞれ 30 mS/cm、32.2 mS/cm となった。セメント未処理土と比べて、セメント処理土の方が電気伝導率の値が 10 程度小さくなると分かった。セメント未混合の条件とセメントを混合した条件では、排水中に含まれる Ca^{2+} と Mg^{2+} の量に大きな違いが見られた。セメント未混合の条件である宇部粘土の上澄み液に含まれる水溶性 Ca^{2+} と Mg^{2+} はそれぞれ 319.57 mg/L、242.72 mg/L となった。それに対して、セメント混合率 40 %の条件で脱水前の状態における排水に含まれる水溶性 Ca^{2+} と Mg^{2+} はそれぞれ 1800.55 mg/L と 0.009 mg/L、セメント混

合率 40 % の条件で 5 MPa を作用させて脱水している最中の排水に含まれる水溶性 Ca^{2+} と Mg^{2+} は 1569.11 mg/L と 0.007 mg/L となった。このことから、セメントを 40 % 混合した処理土の圧密排水には、水溶性 Mg^{2+} がほとんど含まれていないことが分かる。また、セメントを混合していない未処理土に比べて Ca^{2+} の量が 4 倍程度多いことが分かる。

表-3.4 分析結果(供試体からの排水)

	水溶性陽イオン				pH	EC
	Ca^{2+}	Mg^{2+}	K^+	Na^+		
原子量	40.078	24.305	39.0983	22.989	-	mS/cm
脱水中に出てきた水	mg/L					
セメント40% 5MPa以下	1221.39	0.008	214.45	283.20	12.62	19.68
セメント40% 5MPa直後	1800.55	0.009	309.59	549.79	12.57	30
セメント40% 5MPa脱水中	1569.11	0.007	356.79	504.71	12.75	32.2
宇部粘土 上澄み	319.57	242.72	397.70	33040.89	8.54	47.9

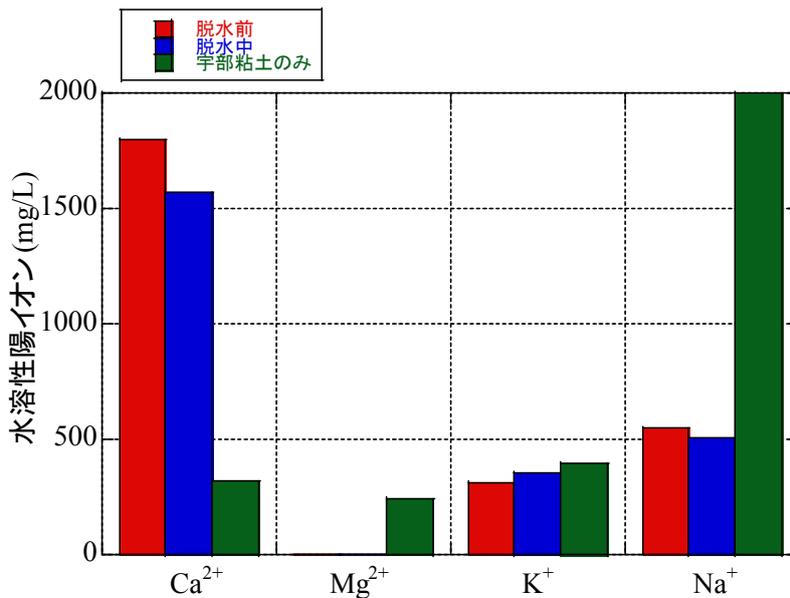


図-3.35 分析結果(供試体からの排水)

表-3.5 分析結果(供試体の乾燥粉碎試料)

	水溶性陽イオン				交換性陽イオン				pH	EC
	Ca^{2+}	Mg^{2+}	K^+	Na^+	Ca^{2+}	Mg^{2+}	K^+	Na^+		
個体を浸透濾過して出てきた液体	mg/kgdry				mg/kgdry					
セメント40% 圧密後破碎	1138.46	1.56	216.92	2389.23	10089.67	239.23	890.52	2723.51	9.77	58
粘土のみ 圧密後破碎	127.89	2597.79	148.59	4320.57	1528.17	596.05	944.05	4696.50	9.21	0.1203

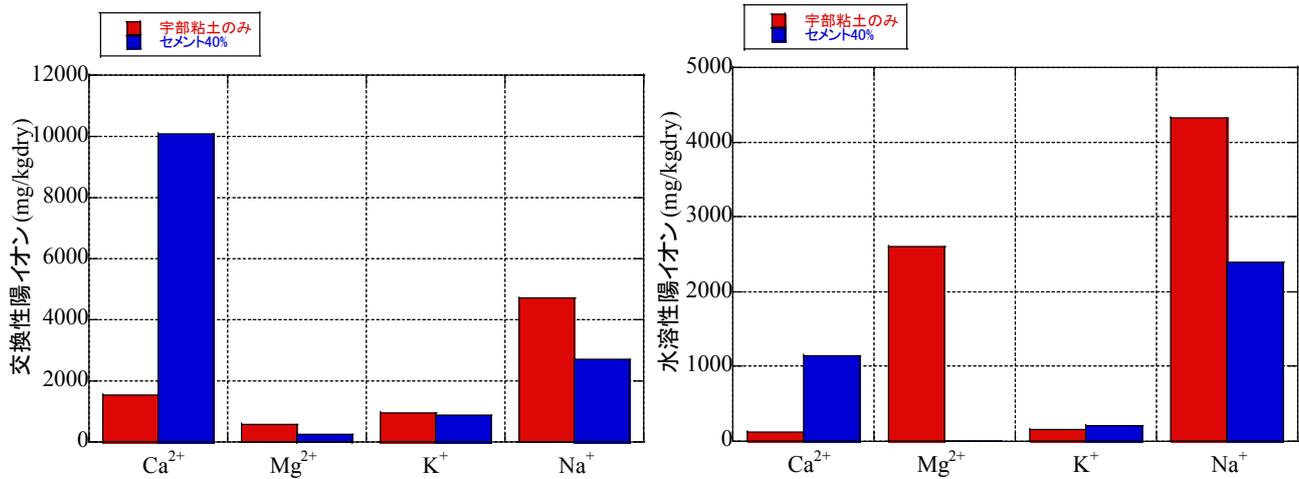
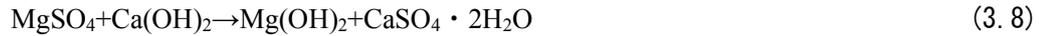


図-3.36 分析結果(供試体の乾燥粉碎試料、交換性陽イオン) 図-3.37 分析結果(供試体の乾燥粉碎試料、水溶性陽イオン)

表-3.5 に供試体の乾燥粉碎試料を対象に行った pH 試験、電気伝導率試験、水溶性陽イオン溶出試験および交換性陽イオン溶出試験の結果を示す。また、図-3.36 と図-3.37 に供試体からの排水を対象に行った水溶性陽イオン溶出試験および交換性陽イオン溶出試験の結果を示す。セメント未混合の供試体の乾燥粉碎試料とセメント混合率 40%の供試体の乾燥粉碎試料の pH はそれぞれ 9.21、9.77 となった。セメント未混合の供試体の乾燥粉碎試料とセメント混合率 40%の供試体の乾燥粉碎試料の電気伝導率はそれぞれ 0.1203 mS/cm、58 mS/cm となった。セメント未混合の供試体とセメント混合率 40%の供試体においても、水溶性 Ca²⁺と Mg²⁺および交換性 Ca²⁺と Mg²⁺の量に大きな違いが見られた。セメント未混合の供試体の乾燥粉碎試料に含まれる水溶性 Ca²⁺と Mg²⁺、交換性 Ca²⁺と Mg²⁺はそれぞれ 127.89 mg/kgdry と 2597.79 mg/kgdry、1528.17 mg/kgdry と 596.05 mg/kgdry となった。また、セメント混合率 40%の供試体の乾燥粉碎試料に含まれる水溶性 Ca²⁺と Mg²⁺、交換性 Ca²⁺と Mg²⁺はそれぞれ 1138.46 mg/kgdry と 1.56 mg/kgdry、10089.67 mg/kgdry と 239.23 mg/kgdry となった。セメント未混合の供試体の乾燥粉碎試料には多量の水溶性 Mg²⁺および交換性 Mg²⁺が含まれているのに対して、セメント混合率 40%の供試体の乾燥粉碎試料に含まれる水溶性 Mg²⁺および交換 Mg²⁺は顕著に少ない。また、セメント混合率 40%の供試体の乾燥粉碎試料に含まれる水溶性 Ca²⁺および交換性 Ca²⁺はセメント未混合の場合に比べて 10 倍程度多いことが分かった。

水溶性陽イオン溶出試験および交換性陽イオン溶出結果に加えて、定ひずみ速度圧密試験結果よりセメントを混合することで透水係数の値が大きくなることが分かっている。以上のことから、粘土中のマグネシウム含有量が材料の透水性に影響しており、セメントを混合することでマグネシウムが溶出しにくくなると考えられる。

加えて、原弘行らの研究⁴⁾より、有明粘土を母材としたセメント処理土を Mg²⁺が多量に含まれる海水および人工海水に浸漬すると、Mg²⁺がセメント中の Ca²⁺と交換して塩を生成することが分かっている。化学式を式(3.7)、式(3.8)に示す。



また、藤野秀利らの研究⁹⁾より、宇部粘土を母材とした圧密後の安定処理土の間隙径分布を求めると、圧密圧力の大きさに関わらず、 $0.5\mu\text{m} \sim 1\mu\text{m}$ 程度の微細な間隙の割合が増えることが分かっている。

以上のことから予想されるメカニズムとして、粘土にセメントを混合すると、セメント処理土はセメント自身の持つ Ca^{2+} を海水あるいは粘土に吸着している Mg^{2+} と交換・吸着しながら、粘土粒子同士を引き付けて固化することで間隙構造が変化し水が通りやすくなるような構造となり、透水係数の増加につながると考えられる。

3.2.3 透水特性理論評価式を用いた透水係数の計算

成分分析の結果、粘土にセメントを混合すると、セメント処理土はセメント自身の持つ Ca^{2+} を海水あるいは粘土に吸着している Mg^{2+} と交換・吸着しながら、粘土粒子同士を引き付けて固化することで間隙構造が変化し水が通りやすくなるような構造となり、透水係数の増加につながることが分かった。そこで、本節では小峯氏が提案した透水特性理論評価式を用いて、浚渫土砂の成分が変化することによる透水係数変化の計算を行った。

(1) 透水特性理論評価式

小峯氏が提案した透水特性理論評価式を式(3.9)～式(3.15)に示す。式(3.9)は、試料の主要な交換性陽イオンの影響を考慮して試料の透水係数を求めるための式であり、式(3.10)から計算される k_i の値を各イオンの交換容量を用いて荷重平均することにより導かれる。なお本研究では、主要交換性陽イオンは、 Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} の4種類とした。式(3.10)は、試料の透水係数がモンモリロナイトの結晶層間を主に流れる水の速度に支配されるものと考え、モンモリロナイト結晶層間の流れを二次元的な平行平板間を流れる定常で非圧縮性流体の層流と仮定した条件の下で Navier-Stokes の方程式を解くことにより導かれる。式(3.11)は、モンモリロナイトの結晶レベルの膨潤挙動を考え、モンモリロナイトの膨潤体積ひずみと並行配列した2枚のモンモリロナイト結晶層間の距離を関係づける式である。式(3.12)～式(3.14)は、小峯氏の提案するパラメーター「モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ϵ_{sv}^* 」を算出する式である。モンモリロナイト結晶層間中の水の密度 γ_{aw} と粘性係数 μ_{aw} が必要になるが、小峯氏は式(3.15)により、結晶層間水と自由水との各物理量の比 R をパラメーターとして、水の密度 γ_{aw} と粘性係数 μ_{aw} から算出する方法を提案している。試料の最大膨潤率を任意に与えることにより、それに応じた透水係数を算出することができる。

$$k = \sum_{\substack{i=\text{Na}^+, \text{Ca}^{2+} \\ \text{K}^+, \text{Mg}^{2+}}} [\text{EXC}_i k_i] \quad (\text{m/sec}) \quad (3.9)$$

$$k_i = \frac{\gamma_{aw}}{12\mu_{aw}} (2d_i)^2 \quad (\text{m/sec}) \quad (3.10)$$

$$d_i = \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100} \{t + (R_{ion})_i\} + (R_{ion})_i \quad (3.11)$$

$$\varepsilon_{sv}^* = \left\{ e_0 + \frac{\varepsilon_{smax}}{100} (e_0 + 1) \right\} \times \left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\} \times 100 \quad (3.12)$$

$$e_0 = \frac{\rho_{solid}}{\rho_{d0}} - 1 \quad (3.13)$$

$$\rho_{solid} = \frac{\frac{100}{C_m} \frac{100}{\alpha} \rho_m}{\left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\}} \quad (\text{Mg/m}^3) \quad (3.14)$$

$$\frac{\gamma_{aw}}{\mu_{aw}} = R \frac{\gamma_{fw}}{\mu_{fw}} \quad (3.15)$$

k : 試料の透水係数(m/sec)、

$EXCi$: 交換性陽イオン i の交換容量(meq./g)(i は Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} のいずれかの交換性陽イオンを示す。以下に記述される i はこれと同様の意味である)

CEC : 陽イオン交換容量(meq./g)

d_i : 交換性陽イオン i のときのモンモリロナイト結晶相間距離の 1/2(m)

γ_{aw} : モンモリロナイト結晶層間中の水の密度(Pa/m)

μ_{aw} : モンモリロナイト結晶層間中の水の粘性係数(Pa · sec)

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

t : モンモリロナイトの結晶層厚(m)

ε_{sv}^* : モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ(%)

ε_{smax} : 試料の最大膨潤率(%)

e_0 : 試料の間隙比

C_m : ベントナイトのモンモリロナイト含有率(%)

ρ_{d0} : 試料の乾燥密度(Mg/m³)

α : ベントナイトの配合率(%)

ρ_m : モンモリロナイトの土粒子密度(Mg/m³)

ρ_{nm} : モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度(Mg/m³)

ρ_{sand} : 砂粒子密度(Mg/m³)

(1) 計算結果

表-3.6 入力データおよび計算結果

		粘土のみ	セメント40%					
結晶間に存在する水の密度 γ_{sw} と結晶間に存在する水の粘性係数 μ_{sw} の比		802617030.1	802617030.1	Ca ²⁺	Mg ²⁺	K ⁺	Na ⁺	
交換性陽イオンの非水和イオン半径 R_{ioni}	m			1.115E-10	8.35E-11	1.33E-10	9.8E-11	
モンモリロナイトの結晶層厚 l	m	9.6E-10	9.6E-10					
緩衝材・埋め戻し材の最大膨潤率 ε_{smax}	%	25	20					
ベントナイト配合率 α	%	100	60					
ベントナイトのモンモリロナイト含有率 C_m	%	100	100					
モンモリロナイトの粒子密度 ρ_m	g/cm ³	2.77	2.77					
モンモリロナイト以外の鉱物の粒子密度 ρ_{nm}	g/cm ³	2.81	2.81					
砂粒子密度 ρ_{sand}	g/cm ³	2.66	2.66					
緩衝材・埋め戻し材の乾燥密度 ρ_{d0}	g/cm ³	1.7	1.7					
水温 $T=275K$ のときの水の密度 γ_w	Pa/m	9783.8	9783.8					
水温 $T=275K$ のときの水の粘性係数 μ_{fw}	Pa·s	0.000963	0.000963					
結晶層間水と自由水との各物理量の比 R (式(4.13))	-	79	79					
混合材料の固体粒子密度 ρ_{solid} (式(4.12))	g/cm ³	2.77	2.785862563					
緩衝材・埋め戻し材の初期間隙比 ε_0 (式(4.11))	-	3.25	4.6					
モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sw}^* (式(4.10))	%	431.25	947.9051008	Ca ²⁺	Mg ²⁺	K ⁺	Na ⁺	
交換性陽イオンのときのモンモリロナイト結晶層間距離の $1/2 d_i$ 式(4.9)	m			4.73234E-09	4.58359E-09	4.84656E-09	4.66063E-09	粘土のみ
				1.02683E-08	9.97489E-09	1.04936E-08	1.00288E-08	セメント40%
交換性陽イオン単体の場合の層間の透水係数 k_i (式(4.8))	m/s			5.99156E-09	5.62082E-09	6.28427E-09	5.81133E-09	粘土のみ
				2.82088E-08	2.66197E-08	2.94602E-08	2.69084E-08	セメント40%
緩衝材・埋め戻し材の透水係数 k (式(4.7))	m/s	5.85605E-09	2.79728E-08					

表-3.6 に入力データおよび透水特性理論評価式により求めた透水係数を示す。入力データは、交換性陽イオン溶出試験結果および参考文献³⁾を参考に設定した。ただし、試料の間隙比については実験により求めた値を用いた。また、宇部粘土のベントナイト配合率およびベントナイトのモンモリロナイト含有率は100%と仮定した。透水特性理論評価式により求めたセメント未処理土とセメント処理土の透水係数の値はそれぞれ 5.86×10^{-9} m/s、 2.80×10^{-8} m/sであり、セメント処理土の方が5.0倍程度透水係数の値が大きくなる事が分かった。

3.2.4 まとめ

本章では、宇部粘土を対象に供試体からの排水および供試体の乾燥粉碎試料の成分分析を行い、セメントを混合することで宇部粘土の透水性が改善するメカニズムについて考察した。得られた結果をまとめると以下の通りである。

1. セメント未混合の試料にはMg²⁺が多量に含まれているのに対して、セメント混合率40%の試料にはMg²⁺がほとんど含まれず、代わりに含まれるCa²⁺の量が増加する。
2. 定ひずみ速度圧密試験結果より、セメントを混合することで透水係数の値は大きくなる。
3. 有明粘土を母材としたセメント処理土をMg²⁺が多量に含まれる海水および人工海水に浸漬すると、Mg²⁺がセメント中のCa²⁺と交換して、塩を生成する。
4. 宇部粘土を母材とした圧密後の安定処理土の間隙径を求めると、圧密圧力の大きさに関わらず、0.5~1 μ m程度の微細な間隙の割合が増える。
5. 粘土にセメントを混合すると、セメント処理土は、セメント自身の持つCa²⁺を海水あるいは粘土に吸着しているMg²⁺と交換・吸着しながら、粘土粒子同士を引き付けて固化することで間隙構造が変化し水が通りやすくなるような構造となり、透水係数の増加につながると考えられる。
6. 透水特性理論評価式を用いてセメント未処理土とセメント処理土の透水係数を計算すると、セメント処理土の方が透水係数の値が5.0倍程度大きくなる事が確認できた。

参考文献

- 1) 公益社団法人地盤工学会 土質試験基本と手引き第二回改訂版
- 2) 博友社 日本土壌肥料学会監修 土壌標準分析・測定法 土壌分析 測定法委員会編
- 3) 小峯秀雄, ベントナイト系緩衝材・埋戻し材の膨潤変形前後の透水係数の変化に対する透水特性理論評価式の適用性、第37回地盤工学研究発表会、講演概要集、pp.619-620, 2003.
- 4) 原弘行, 末次大輔, 林重徳, 松田博: 海水に暴露したセメント処理土の劣化機構に関する基礎的研究, 土木学会論文集 C(地圏工学), Vol.69, No.4, 469-479, 2013.
- 5) 藤野秀利, 鈴木素之, 山本哲朗, 岡林茂生, 河原陽子, 平岡真樹: 上載圧下で養生したセメント安定処理土の微細構造, 第39回地盤工学研究発表会, 2014.
- 6) 各種ベントナイト系緩衝材の膨潤特性に及ぼす人工海水の影響: 土木学会論文集 No.785/III-70, 39, 49, 2005.

3.3 放射状排水による脱水分析

定ひずみ速度圧密試験による宇部粘土の脱水特性については3.1に示した。そこで、本節では定ひずみ速度圧密試験により得られた結果と脱水棒による放射状排水を模擬した圧密理論(以降、放射状排水理論)¹⁾を用いて宇部粘土ブロックの脱水時間、減容化率およびブロックの均質性の推定を行った。

3.3.1 手法

(1) 圧密促進工法

粘性土地盤の圧密の進行を早めるためには、バーチカルドレーンなどの圧密促進工法が用いられている。バーチカルドレーン工法は、軟弱地盤中に人工のバーチカルドレーンを多数設置して排水距離を水平方向に短縮し、載荷重などによって生じる地盤の圧密を促進する工法である。バーチカルドレーン工法は、地盤の圧密を促進させることにより支持力を増加させる、あるいは残留沈下を除去することを目的とした工法であり、ドレーン材料とドレーン径によって、サンドドレーン、袋詰めドレーン、ボード系ドレーン等がある。また、この工法は、圧密に要する時間は、最大排水距離の2乗に比例するというテルツァギーの圧密理論を応用したものである。テルツァギーの圧密理論を式で表すと、式(3.16)となる。

$$T_v = c_v \times t / H^2 \quad (3.16)$$

ここで、 T_v 、 c_v 、 t 、 H はそれぞれ時間係数、圧密試験より求められる圧密係数、時間、最大排水長さである。式(3.16)において H を小さくすれば時間に対応する T の値が増大し、圧密度が増大することになる。バーチカルドレーン工法は、最大排水長さ H を小さくするために、粘性土中にバーチカルドレーンを敷設し水平方向の排水長さの短縮を図ろうとするものである。圧密は主として水平方向の放射排水による過剰間隙水圧の急速な消散に伴って生じ、鉛直方向の排水による効果は小さい。

ここでは鉛直方向の排水による効果は考えないものとし、サンドドレーンについて述べる。サンドドレーン工法の模式図を図-3.38に示す。サンドドレーン工法は、バーチカルドレーン工法として最初に開発された工法であり、粘土層に等間隔 d で砂柱を打設し、砂柱に向かう水平方向の脱水で圧密を促進させる方法である。サンドドレーン工法は粘土地盤の土質改良によく用いられる。サンドドレーン工法の施工は、一般に直径50 cm程度のサンドパイルを、土質と排水の所要時間に応じた間隔(2 m程度)で打設し、サンドパイルの上端を厚さ1 m程度の砂層(サンドマット)で連結した後、砂層上に盛土などにより載荷するという手順で行う。ただ施工中に、スメアと呼ばれるドレーン周辺の乱れによる透水性低下には気をつけなければならない。ドレーンの目的が排水長の短縮であるので、ドレーン間隔が最も重要である。またドレーンの設計上水平と鉛直方向の透水係数を正確に知ることが大切である。サンドドレーンによる土中の水分は、サンドパイルに向かって水平に排水されるため、土中の排水長さが著しく短くなり、同じ圧密度に達するまでの所要時間を短縮することができる。

本節では、このバーチカルドレーンによる圧密促進方法の考え方を応用して、脱水棒による放射状排水を模擬した圧密理論(以降、放射状排水理論)を用いた宇部粘土ブロックの脱水時間、減容化率、均質性の推定を行った。

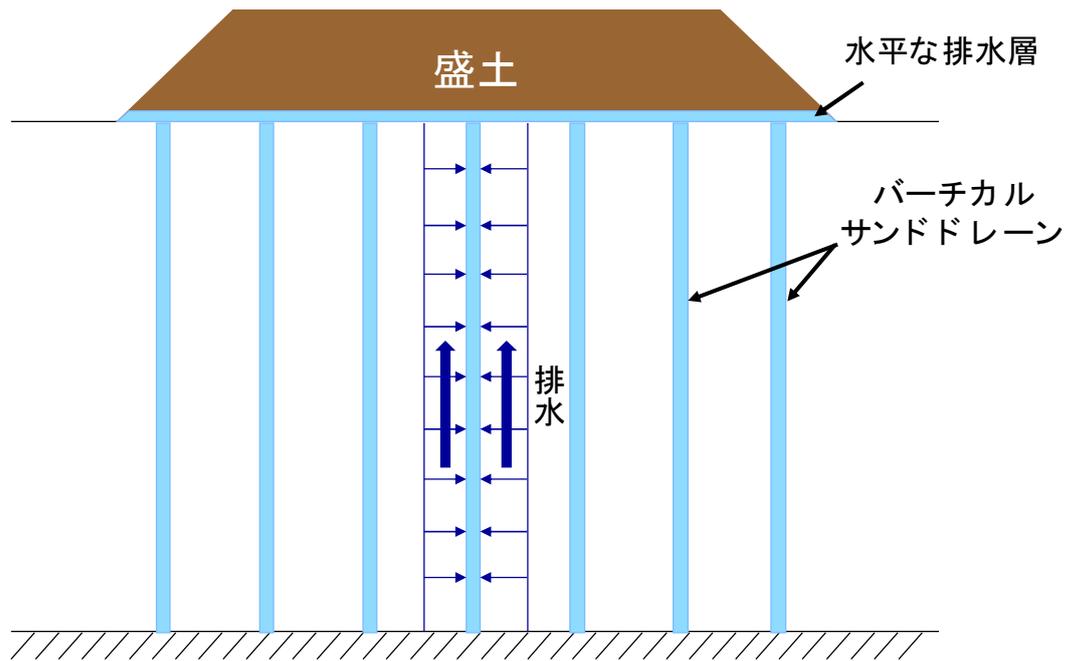
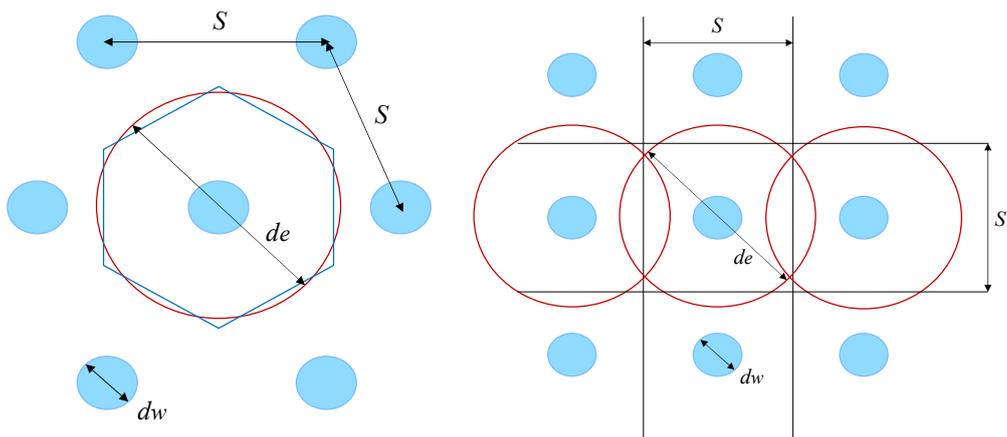


図-3.38 サンドドレーン



(a) 正三角形配置

(b) 正方形配置

図-3.39 脱水棒の配置形

3.3.2 放射状排水理論

粘土層に等間隔 S で脱水棒を配置した様子を図-3.39 に示す。脱水棒が図-3.39(a) に示すように千鳥形に配置された場合、1本の脱水棒への流入区域は青色で示したような六角形となるがこれを赤色で示すような等面積の円でおきかえ、円周を横切る流れはないものと仮定する。このとき、図-3.39 に示すように、直径 d_e の円上では水平流速が 0 である。ここで、直径 d_e を脱水棒の有効排水径と言い、正三角形配置、正方形配置における有効排水径はそれぞれ式(3.17a)、式(3.17b)により求める。本研究では、正方形配置を採用した。

正三角形配置
$$d_e = 2\sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}}S = 1.05S \quad (3.17a)$$

正方形配置
$$d_e = \frac{2S}{2\pi} = 1.128S \quad (3.17b)$$

ここで、 d_e は脱水棒の有効排水径、 S は脱水棒の間隔である。

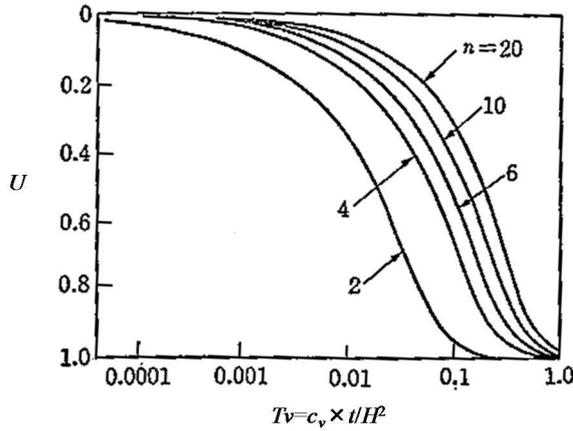


図-3.40 サンドドレーンの圧密度曲線

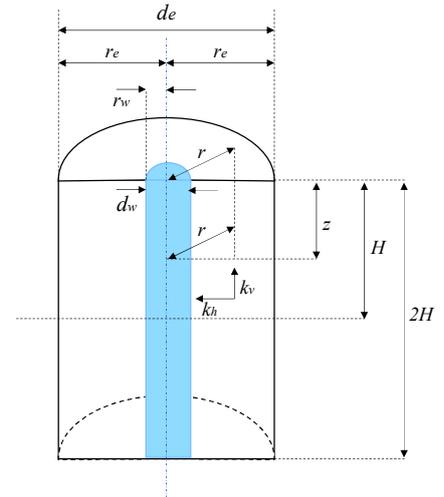


図-3.41 断面図

Barron はサンドドレーンによる圧密を解析して、図-3.40 に示す圧密度曲線を与えた。粘土層厚 H に比べて $d_e \ll H$ であれば、同一時間に対する圧密度が大きくなり、圧密が早まる。

図-3.41 は1本のドレーンに対する影響区域を示す断面図で、ドレーン周壁並びに上下面を通しては流出自由なものとする。図のように r, z なる円柱座標を取り、鉛直方面への透水係数を k_v 、圧密係数を c_v 、水平方向へのそれらをそれぞれ k_h, c_h とすれば、過剰間隙水圧 u の基本方程式は式(3.18)のようになる。 t は圧密経過時間、 r はドレーンの中心からの放射距離を表す。

$$\frac{\partial u}{\partial t} = c_h \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right) + c_v \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \quad (3.18)$$

鉛直方向の影響を無視して等ひずみの場合の圧密の式の解は Barron により解かれた。

$$u = \frac{4\bar{u}}{d_e^2 F(n)} \left\{ r_e^2 \ln\left(\frac{r}{r_w}\right) - \frac{r^2 - r_w^2}{2} \right\} \quad (3.19a)$$

ここで、

$$F(n) = \frac{n^2}{n^2 - 1} \ln(n) - \frac{3n^2 - 1}{4n^2} \quad (3.19b)$$

$$\bar{u} = u_e = \text{粘土層全体の平均過剰間隙水圧} \quad (3.19c)$$

$$\lambda = \frac{-8T_h}{F(n)} \quad (3.19d)$$

放射排水による平均圧密度は

$$U_h = 1 - \exp\left\{\frac{-8T_h}{F(n)}\right\} \quad (3.20)$$

$$T_h = \frac{c_h t}{d_e^2} \quad (3.20)$$

$$n = \frac{d_e}{d_w} \quad (3.21)$$

ここで、 d_w はドレーンの直径である。

(1) 推定値の算出方法

① 脱水時間

まず、式(3.19)を用いて宇部粘土の圧密度を求めた。そして、圧密度と時間の関係のグラフを作成し、同じ圧密時間における圧密度を評価した。

② 減容化率

宇部粘土ブロックの減容化を評価するために、定ひずみ速度圧密試験を行った際の初期間隙比 e_0 および 5MPa 作用時の間隙比 e_f を用いて、式(3.22)により減容化率の推定値を求めた。

$$\text{減容化率} = \left(1 - \frac{1 + e_f}{1 + e_0}\right) \times 100(\%) \quad (3.22)$$

③ 圧密度と脱水棒の半径の関係

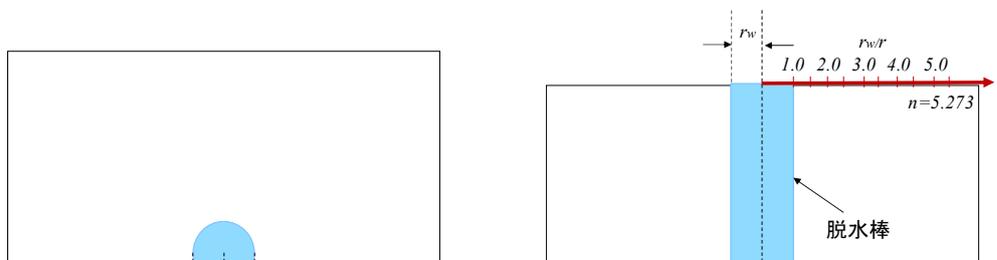
宇部粘土ブロックの均質性を評価するため、定ひずみ速度圧密試験から得られる結果および式(3.20)、式(3.21)を用いて 5 MPa 作用時の脱水棒からの距離とブロックの圧密度の関係を推定した。推定手順を以下に示す。

1. バロンの式による水圧分布と有効応力分布

定ひずみ速度圧密試験から得られる圧密係数および式(3.19)を用いて 5MPa 作用時の宇部粘土ブロックの水圧分布および有効応力分布を求めた。

2. 圧密度の分布

上記で求めた水圧および式(3.19)を用いて宇部粘土ブロックの圧密度の分布を推定した。圧密度分布計算位置の模式図を図-3.42に示す。



④ 含水比分布

定ひずみ速度圧密試験から得られる結果および式(3.19)、式(3.20)を用いて 5 MPa 作用時の含水比分布の推定値を求めた。計算手順を以下に示す。

1. バロンの式による水圧分布

定ひずみ速度圧密試験から得られる圧密係数および式(3.20)を用いて 1 MPa 作用時の宇部粘土ブロックの水圧分布を求めた。さらに、その値を 5 倍することにより、5 MPa 作用時のブロックの水圧分布を求めた。

2. 有効応力

上記で求めた水圧および式(3.23)を用いて宇部粘土に働く有効応力を求める。

$$\sigma' = \sigma - u \quad (3.23)$$

3. 間隙比

定ひずみ速度圧密試験から得られる e - $\log p$ 曲線および式(3.24)を用いて宇部粘土の間隙比を求める。

$$e = e_1 - C_c \log p \quad (3.24a)$$

$$C_c = \frac{e_a - e_b}{\log(p_a / p_b)} \quad (3.24b)$$

ここで、 e_1 は e - $\log p$ 曲線の直線部分を延長し、 y 軸と交わる間隙比の値、 C_c は圧縮指数である。 e_1 および C_c の求め方を図-3.43 に示す。

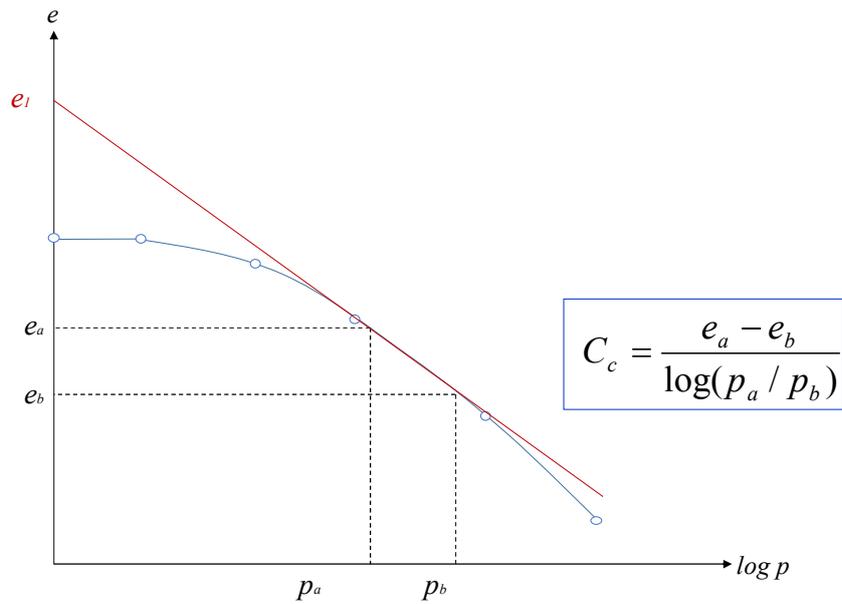


図-3.43 e_i および C_c の求め方

4. 含水比

(c)で求めた 5 MPa 作用時の間隙比 e および式 (3.25) を用いて宇部粘土ブロックの含水比分布を求める。

$$G_s \cdot w = S_r \cdot e \quad (3.25)$$

3.3.3 条件

表-3.7 に実際に行った実験の条件を示す。本章では高圧脱水固化処理装置を用いた実験と同じ条件下での推定値の算出を行った。母材には宇部粘土を用い、固化材に高炉スラグセメント B 種を用いた。脱水する際の圧力は 5 MPa とした。母材に固化材を添加した混合土の初期含水比を 200 % とした。セメント添加は 0 %、40%、脱水棒の本数は 16 本、49 本とした。表-3.8 に行った実験ケース、表-3.9 にそれぞれのケースにおける定ひずみ速度圧密試験の結果を示す。また、図-3.44、図-3.45 に定ひずみ速度圧密試験により得られた $e - \log p$ 曲線および圧密係数と圧密圧力の関係を示す。なお、定ひずみ速度圧密試験の結果を用いる際、脱水終了時には供試体の飽和度はほぼ 100 % となることから、飽和度が 100 % であると仮定した場合の間隙比の値を用いた。

表-3.7 実験条件

母材	宇部粘土
固化材	高炉スラグセメントB種
固化材混合率	0%, 40%
脱水圧力	5MPa
初期含水比	200%
脱水棒の本数	16本, 49本
脱水棒の間隔	140mm, 280mm
脱水棒の直径	30mm

表-3.8 実験ケース

Case	初期含水比	固化材添加率	層厚	脱水棒の本数	脱水棒の直径	脱水棒の間隔
1	200%	0%	2000mm	49本	30mm	140mm
2		40%				
3				280mm		

表-3.9 定ひずみ速度圧密試験結果

Case	載荷速度 r	圧密係数 c_h	初期間隙比 e_0	5MPa作用時の間隙比 e_f	e_l	圧縮指数 C_c
1	0.1%/min	88.59cm ² /day	5.228	1.219	3.25	0.540
2	1.0%/min	1402.47cm ² /day	5.226	1.991	4.60	0.695
3	1.0%/min	1402.47cm ² /day	5.226	1.991	4.60	0.695

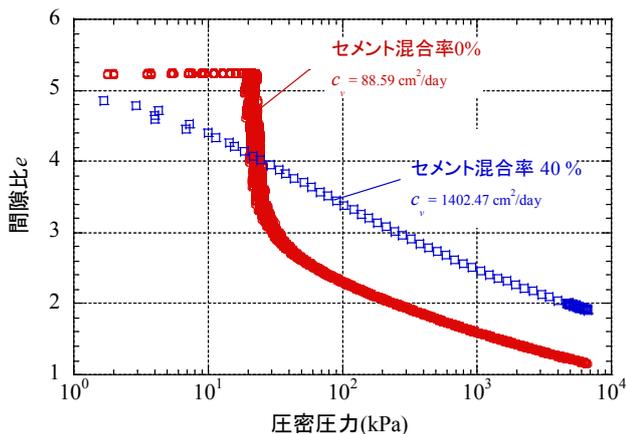


図-3.44 定ひずみ速度圧密試験結果 (e - $\log p$ 曲線)

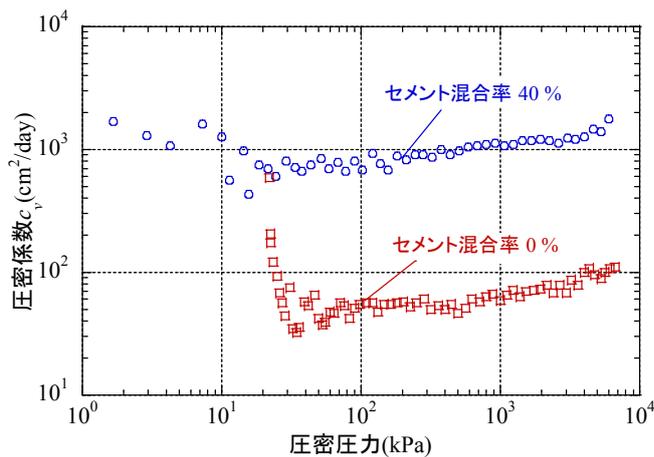


図-3.45 定ひずみ速度圧密試験結果 (圧密係数と圧密圧力の関係)

3.3.4 推定結果

(1) 脱水時間

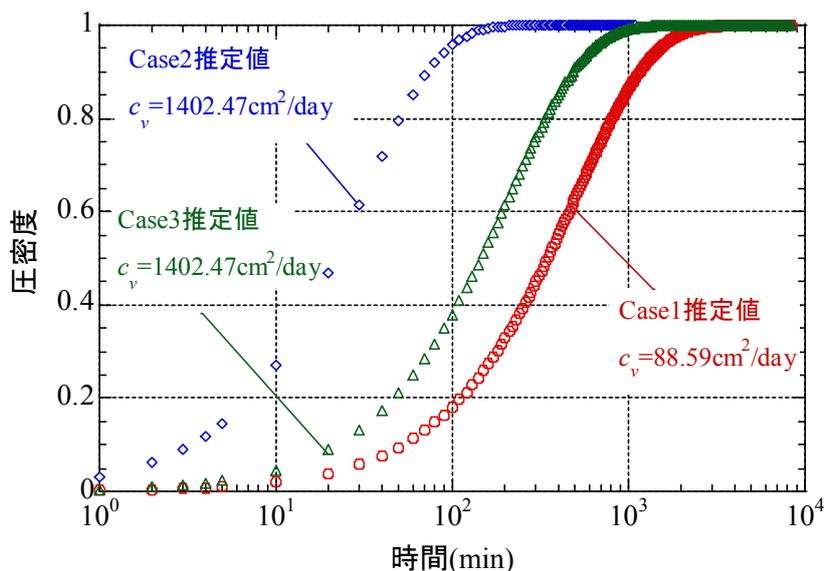


図-3.46 圧密度と時間の関係(推定値)

図-3.46に定ひずみ速度圧密試験結果から得られた圧密係数および放射状排水理論により求めたCase1からCase3の圧密度と時間の関係を示す。Case2、Case3、Case1の順にグラフは左側にシフトし、脱水棒の本数およびセメント混合率が多いほど早く脱水が終了するという結果になった。つまり、セメントおよび脱水棒を効果的に利用することで脱水時間を大幅に短縮できると分かる。またセメント混合率40%で脱水棒16本を用いた条件のCase3の方がセメント未混合で脱水棒49本を用いた条件のCase1よりも左側にフラフがあることから、脱水棒よりもセメントの方が宇部粘土の脱水時間の短縮に与える影響が大きいことが分かる。

(2) 減容化率

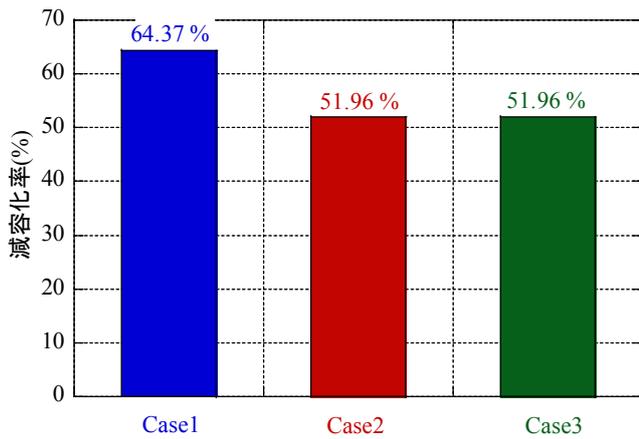


図-3.47 減容化率(推定値、圧密度 100%)

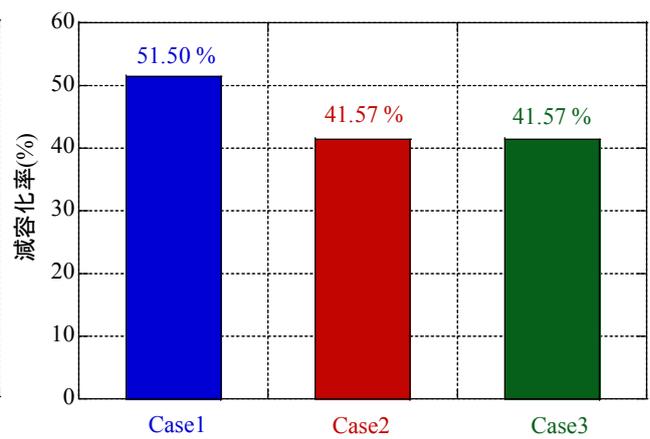


図-3.48 減容化率(推定値、圧密度 80%)

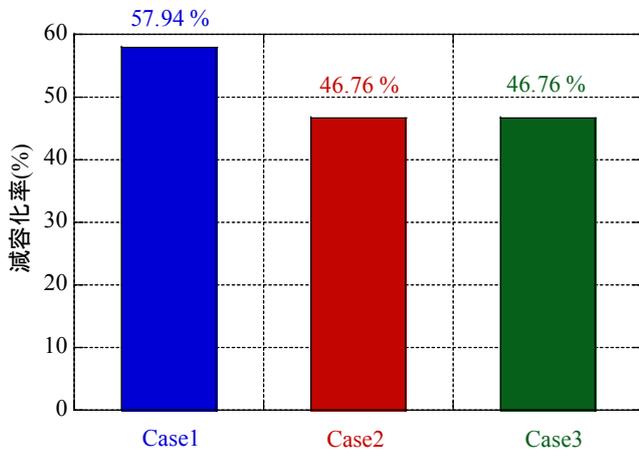


図-3.49 減容化率(推定値、圧密度 90%)

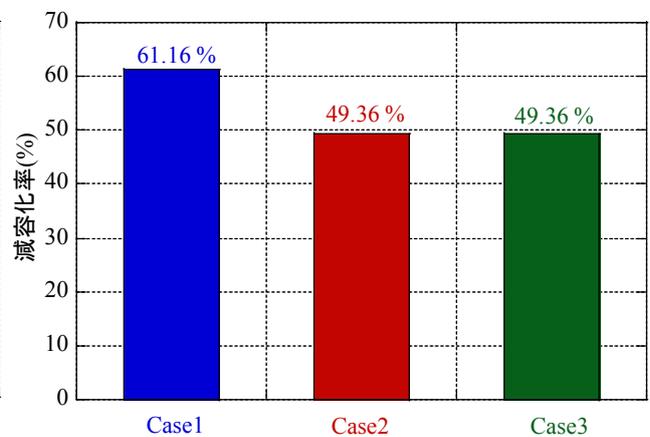


図-3.50 減容化率(推定値、圧密度 95%)

図-3.47 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた Case1 から Case3 の圧密度 100%における減容化率を示す。脱水終了時の Case1、Case2、Case3 の減容化率はそれぞれ 64.57%、51.96%、51.96%となった。Case1 のセメント未混合の条件と Case2、Case3 のセメント混合率 40%の条件において、減容化率の差は 12.61%であった。Case2 のセメント混合率 40%で脱水棒 49 本を用いた条件と Case3 のセメント混合率 40%で脱水棒 16 本を用いた条件で減容化率の推定値が等しくなるのは、今回採用した減容化率の推定方法がセメントの固結効果を考慮できていないためである。今回要素試験として行った定ひずみ速度圧密試験では、セメントを混合した条件において載荷速度は 0.1%/min で一定とした。しかし、実際には脱水棒の本数が多い Case2 では同じセメント混合率の Case3 に比べて早く脱水が完了し、両者で脱水時間に差が生じる。このとき、脱水時間が長い Case3 では脱水が終了する前にセメントの固結が進んでいると考えられる。定ひずみ速度圧密試験において適切な載荷速度を設定することにより、セメントの固結効果を考慮した減容化率を推定することが可能だと考えられる。

図-3.48 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた Case1 から Case3 の圧密度 80%における減容化率を示す。Case1、Case2、Case3 の減容化率はそれぞれ 51.50%、41.57%、41.57%となった。Case1

のセメント未混合の条件と Case2、Case3 のセメント混合率 40%の条件において、減容化率の差は 9.93 % であり、脱水終了時と比べて 2.63 %小さくなることが分かった。

図-3.49 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた Case1 から Case3 の圧密度 90 %における減容化率を示す。Case1、Case2、Case3 の減容化率はそれぞれ 57.94%、46.76%、46.76%となった。Case1 のセメント未混合の条件と Case2、Case3 のセメント混合率 40%の条件において、減容化率の差は 11.18 % であり、脱水終了時と比べて 1.43 %小さくなることが分かった。

図-3.50 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた Case1 から Case3 の圧密度 95 %における減容化率を示す。Case1、Case2、Case3 の減容化率はそれぞれ 61.16%、49.36%、49.36%となった。Case1 のセメント未混合の条件と Case2、Case3 のセメント混合率 40%の条件において、減容化率の差は 11.80 % であり、脱水終了時と比べて 0.81 %小さくなることが分かった。

(3) 含水比分布

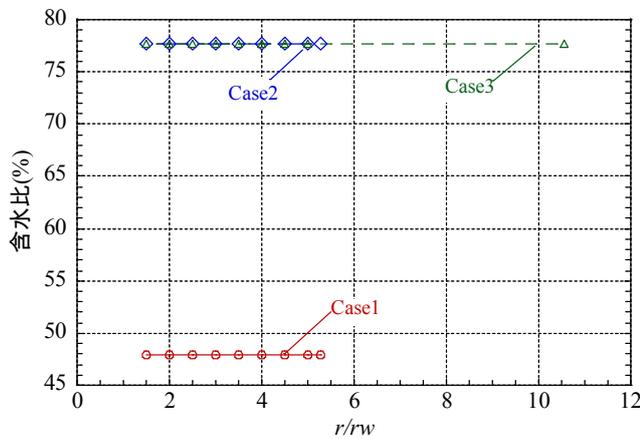


図-3.51 含水比分布(推定値、圧密度 100%)

表-3.10 平均含水比および最大含水比と最小含水比の差
(圧密度 100%)

Case	平均含水比	最大値と最小値の差
1	47.88%	0.005%
2	77.68%	0.009%
3	77.67%	0.002%

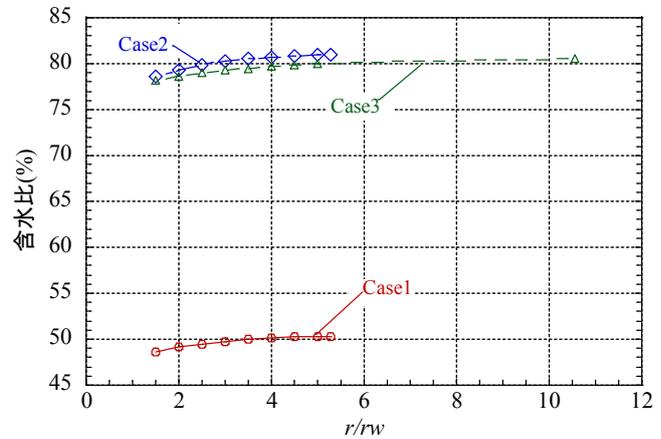


図-3.52 含水比分布(推定値、圧密度 80%)

表-3.11 平均含水比および最大含水比と最小含水比の差
(圧密度 80%)

Case	平均含水比	最大値と最小値の差
1	49.78%	1.72%
2	80.22%	2.31%
3	79.41%	2.37%

図-3.51 に定ひずみ速度圧密試験および放射状排水理論により求めた脱水終了時における Case1 から Case3 の含水比分布を示す。平均含水比および最大含水比と最小含水比の差は Case1 のセメント未混合の条件でそれぞれ 47.88%と 0.005%、Case2 のセメント混合率 40%で脱水棒 49 本を用いた条件でそれぞれ 77.68%と 0.009%、Case3 のセメント混合率 40%で脱水棒 16 本を用いた条件でそれぞれ 77.67%と 0.002% となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.10 に示す。比較的脱水時間の短かった Case2 と Case3 の方が Case1 に比べて含水比が約 30 %高くなるという結果が得られた。また、いずれの場合においても

最大含水比と最小含水比の差は 0.01 %以下であり、ドレーンからの距離による含水比のバラつきは理論上無視できると考えられる。

図-3.52 に定ひずみ速度圧密試験および放射状排水理論により求めた圧密度 80 %における Case1 から Case3 の含水比分布を示す。平均含水比および最大含水比と最小含水比の差は Case1 のセメント未混合の条件でそれぞれ 49.78 %と 1.72 %、Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件でそれぞれ 80.22 %と 2.31 %、Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件でそれぞれ 79.41 %と 2.37 %となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.11 に示す。圧密度 80 %においても、Case2 と Case3 の方が Case1 に比べて含水比が約 30 %高くなるという結果が得られた。また、いずれの場合においても最大含水比と最小含水比の差は 2 %程度となった。

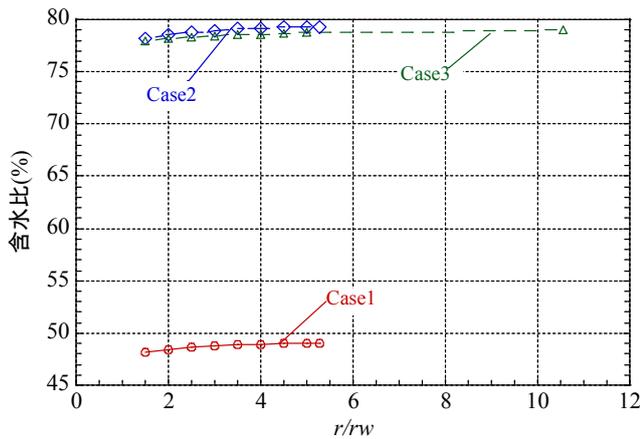


図-3.53 含水比分布(推定値、圧密度 90 %)

表-3.12 平均含水比および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 90 %)

Case	平均含水比	最大値と最小値の差
1	48.76%	0.78%
2	78.95%	1.12%
3	78.48%	1.07%

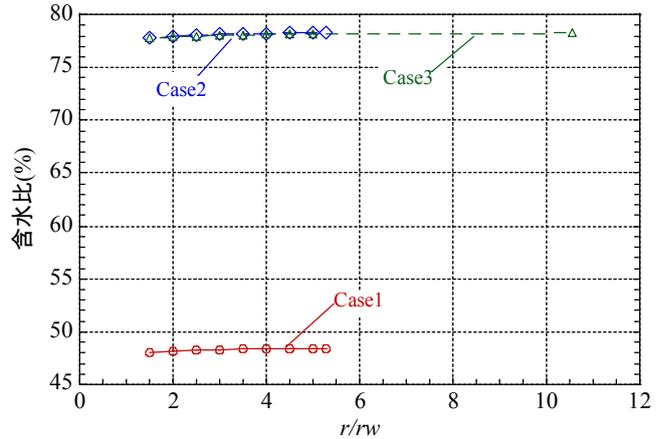


図-3.54 含水比分布(推定値、圧密度 95 %)

表-3.13 平均含水比および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 95 %)

Case	平均含水比	最大値と最小値の差
1	48.31%	0.38%
2	78.14%	0.41%
3	78.07%	0.53%

図-3.53 に定ひずみ速度圧密試験および放射状排水理論により求めた圧密度 90 %における Case1 から Case3 の含水比分布を示す。平均含水比および最大含水比と最小含水比の差は Case1 のセメント未混合の条件でそれぞれ 48.76 %と 0.78 %、Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件でそれぞれ 78.95 %と 1.12 %、Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件でそれぞれ 78.48 %と 1.07 %となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.12 に示す。圧密度 90 %においても、Case2 と Case3 の方が Case1 に比べて含水比が約 30 %高くなるという結果が得られた。また、いずれの場合においても最大含水比と最小含水比の差は 1 %程度となった。

図 3.54 に定ひずみ速度圧密試験および放射状排水理論により求めた圧密度 95 %における Case1 から Case3 の含水比分布を示す。平均含水比および最大含水比と最小含水比の差は Case1 のセメント未混合の条件でそれぞれ 48.31 %と 0.38 %、Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件でそれぞれ 78.14 %と 0.41 %、Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件でそれぞれ 78.07 %と

0.53 %となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.13 に示す。圧密度 95 %においても、Case2 と Case3 の方が Case1 に比べて含水比が約 30 %高くなるという結果が得られた。また、いずれの場合においても最大含水比と最小含水比の差は 0.5 %程度となった。

(4) 圧密度の分布

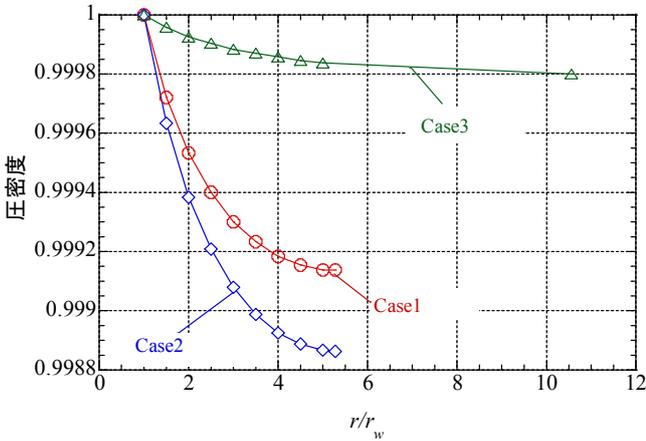


図-3.55 圧密度分布(推定値、圧密度 100 %)

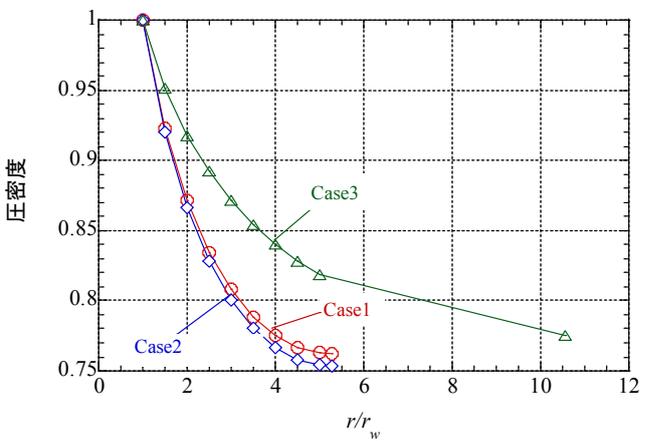


図-3.56 圧密度分布(推定値、圧密度 80 %)

表-3.14 平均圧密度および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 100 %)

Case	平均圧密度	最大値と最小値の差
1	99.94%	0.086%
2	99.92%	0.114%
3	99.99%	0.020%

表-3.15 平均圧密度および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 80 %)

Case	平均圧密度	最大値と最小値の差
1	82.92%	23.77%
2	82.28%	24.66%
3	87.50%	22.50%

図-3.55 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた脱水終了時における Case1 から Case3 の圧密度分布を示す。縦軸に宇部粘土ブロックの圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離を脱水棒の半径で除した値をとった。すべての条件において、脱水棒からの距離が大きくなるにつれて圧密度が小さくなった。しかし、圧密度の最大値と最小値の差は Case1 のセメント未混合で脱水棒 49 本を用いた条件で 0.086 %、Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件で 0.114 %、Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件で 0.02 %と非常に小さい値となった。このことから、脱水棒からの距離による含水比のバラつきは理論上無視できると考えられる。圧密度の平均値を求めると、Case1 で 99.94 %、Case2 で 99.92 %、Case3 で 99.99 %となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.14 に示す。

図-3.56 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた脱水終了時における Case1 から Case3 の圧密度分布を示す。縦軸に宇部粘土ブロックの圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離を脱水棒の半径で除した値をとった。すべての条件において、脱水棒からの距離が大きくなるにつれて圧密度が小さくなった。圧密度の最大値と最小値の差は Case1 のセメント未混合で脱水棒 49 本を用いた条件で 23.77 %、Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件で 24.66 %、Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件で 22.59 %となった。いずれの条件においても圧密度の最大値と最小値の差は

20%以上であることから、圧密度 80%においては脱水棒からの距離による含水比のバラつきを無視することはできないと言える。圧密度の平均値を求めると、Case1 で 82.92 %、Case2 で 82.28 %、Case3 で 87.50 %となった。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.15 に示す。

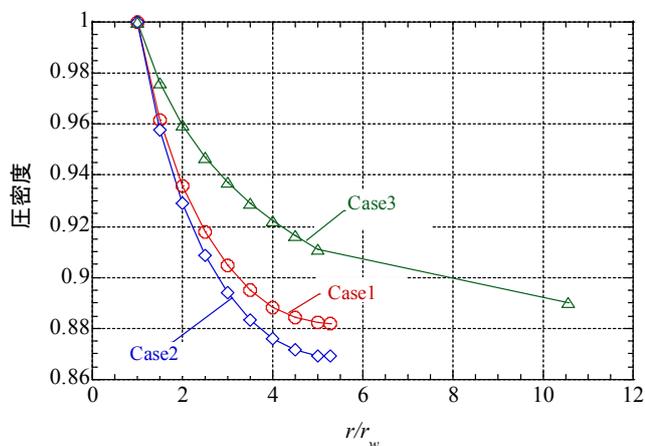


図-3.57 圧密度分布(推定値、圧密度 90%)

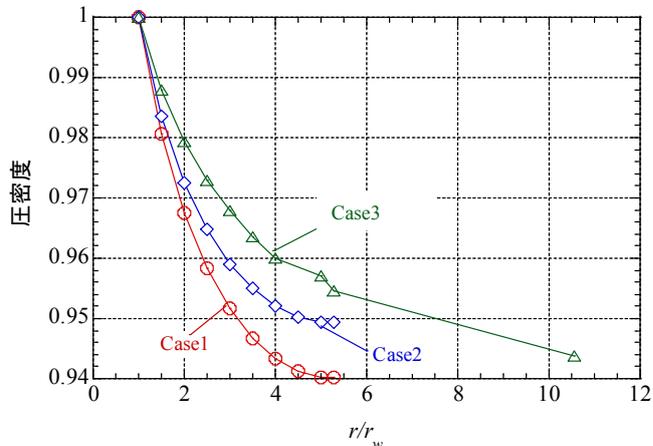


図-3.58 圧密度分布(推定値、圧密度 95%)

表-3.16 平均圧密度および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 90%)

Case	平均圧密度	最大値と最小値の差
1	91.52%	11.81%
2	90.59%	13.10%
3	93.89%	10.99%

表-3.17 平均圧密度および最大含水比と最小含水比の差 (圧密度 95%)

Case	平均圧密度	最大値と最小値の差
1	95.70%	5.98%
2	96.36%	5.07%
3	96.87%	5.63%

図-3.57 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.22)により求めた脱水終了時における Case1 から Case3 の圧密度分布を示す。縦軸に宇部粘土ブロックの圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離を脱水棒の半径で除した値をとった。すべての条件において、脱水棒からの距離が大きくなるにつれて圧密度が小さくなった。圧密度の最大値と最小値の差は Case1 のセメント未混合で脱水棒 49 本を用いた条件で 11.81%、Case2 のセメント混合率 40%で脱水棒 49 本を用いた条件で 13.10%、Case3 のセメント混合率 40%で脱水棒 16 本を用いた条件で 10.99%となった。いずれの条件においても圧密度の最大値と最小値の差は 10%程度であり、圧密度 80%の場合に比べて差は 10%程度小さくなったことが分かる。圧密度の平均値を求めると、Case1 で 91.52%、Case2 で 90.59%、Case3 で 93.89%となり、いずれの条件においても 90%を上回ることが確認できた。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.16 に示す。

図-3.58 に定ひずみ速度圧密試験および式(3.20)により求めた脱水終了時における Case1 から Case3 の圧密度分布を示す。縦軸に宇部粘土ブロックの圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離を脱水棒の半径で除した値をとった。すべての条件において、脱水棒からの距離が大きくなるにつれて圧密度が小さくなった。圧密度の最大値と最小値の差は Case1 のセメント未混合で脱水棒 49 本を用いた条件で 5.98%、Case2 のセメント混合率 40%で脱水棒 49 本を用いた条件で 5.07%、Case3 のセメント混合率 40%で脱水棒 16 本を用いた条件で 5.63%であり、いずれの条件においても差は 5%程度となった。圧密度の平均値を求めると、Case1 で 95.70%、Case2 で 96.36%、Case3 で 96.87%となり、いずれの条件においても 95%

を上回ることが確認できた。以上を分かりやすくまとめたものを表-3.17に示す。

3.3.5 まとめ

本章では、宇部粘土を対象に、定ひずみ速度圧密試験結果および放射状排水理論を用いて宇部粘土の脱水挙動を予測した。得られた結果をまとめると以下の通りである。

1. 脱水時間は Case2、Case3、Case1 の順に短く、Case2 と Case1,Case3 では脱水時間に大きな差が見られる。
2. 脱水終了時における減容化率は Case1 から Case3 において大きな差は見られず、脱水終了時の体積は実験開始時の約半分になることが分かる。推定値の精度を上げるためには、セメントによる固結効果を考慮し、定ひずみ速度圧密試験における載荷速度を適切に調整する必要がある。
3. 全ての条件において脱水棒からの距離が大きくなるほど圧密度の値は小さくなった。しかし、脱水終了時において圧密度の最大値と最小値の差は最大で 0.1%と非常に小さいことから、脱水棒からの距離による圧密度のバラつきは理論上無視しても差し支えないと言える。

参考文献

- 1) オーム社 新編土質工学 福岡正巳, 村田清二, 今野誠 共著

3.4 放射状排水理論による脱水解析

本節では、宇部粘土を対象に、2 m³ の浚渫土砂を処理できる高圧脱水固化処理装置を用いて、浚渫土砂の脱水挙動を調べた。加えて、3.1 および 3.3 で示した定ひずみ速度圧密試験結果と放射状排水理論により求めた宇部粘土ブロックの脱水時間、減容化率および均質性についての評価を行った。

3.4.1 実験に用いた試料と物理特性

脱水実験には、宇部港港湾で写真-3.2 に示すグラブ浚渫船を用いて浚渫された宇部粘土を用いた。固化材には、高炉スラグセメント B 種を用いた。写真-3.3、写真-3.4 にそれぞれ使用した宇部粘土、高炉スラグセメント B 種、図-3.59 に粒径加積曲線、表-3.18 に物理特性を示す。



写真-3.2 グラブ浚渫船

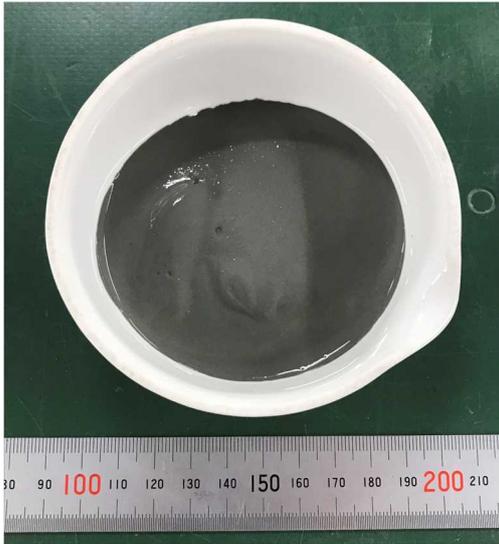


写真-3.3 宇部粘土

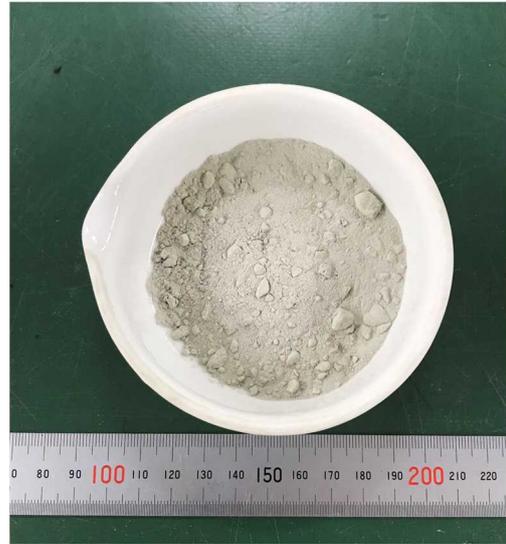


写真-3.4 高炉スラグセメントB種

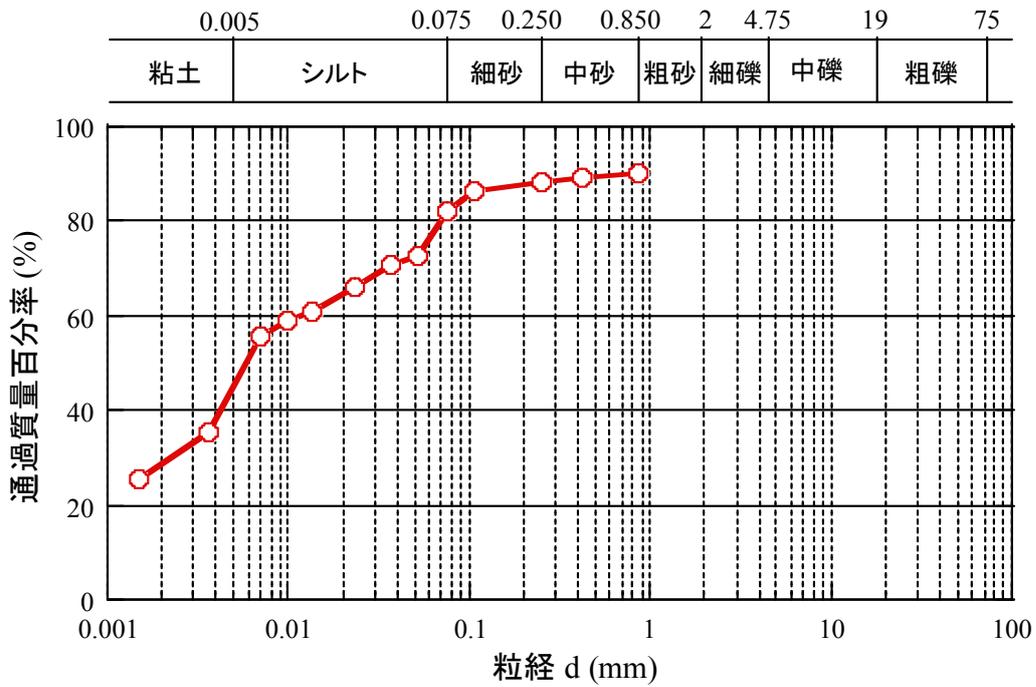


図-3.59 粒径加積曲線

表-3.18 物理特性

試料名	宇部粘土
土粒子密度 ρ_s (g/cm^3)	2.614
液性限界 w_L (%)	97.3
塑性指数 I_p	58.5
強熱減量 L_i (%)	8.31

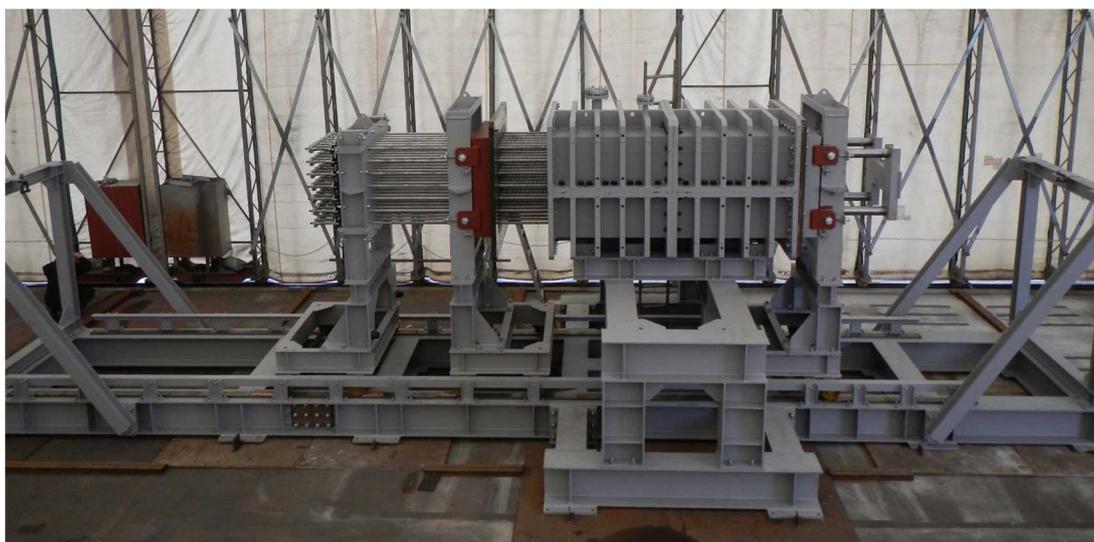


写真-3.5 高压脱水固化处理装置



写真 3.6 モールド

3.4.3 実験方法

(1) 試料

1. 宇部粘土の初期含水比を 200 %に加水分調整するため、宇部粘土の自然含水比を測定した。
2. ベッセル内にて含水比調整を行った。実験では宇部粘土を約 2 m³と大量に使用するため、ベッセル内にて含水比調整等を行う際は**写真-3.7**に示すようにバックホウを用いて攪拌、含水比の調整を行なった。
3. 含水比調整後、セメントを宇部粘土の乾燥重量に対して 40%混合した。セメントを攪拌混合する際は**写真-3.8**に示す攪拌機を用いた。攪拌機の中に、高炉スラグセメント B 種と宇部粘土を同時に投入し攪拌混合を行なった。
4. セメントを添加したことによって含水比が変化するため再度含水比調整した。高炉スラグセメント B 種を混合した宇部粘土は、再度ベッセル内に戻した。
5. バックホウを用いて**写真-3.9**に示すホップを通すことによって宇部粘土に混入している大きな石等を除去した。
6. 石等を除去したセメント混合土は、**写真-3.10**に示すモルタルポンプを用いて、モールド上端まで圧送し、モールド内に充填した。

(2) 脱水実験

1. 攪拌混合した試料をモールドに充填した後、モールド内にあるフリーピストンに 5 MPa を作用させ、試料を脱水した。その際、**写真-3.11**に示すポンプを用いて水をモールド内に圧送した。また、脱水を促進させるため、**写真-3.12**に示す脱水棒をモールド内に差し込んだ状態でセメント混合土を充填し、排水を行なった。
2. 脱水中は**写真-3.13**に示す巻込型変位計および**写真-3.14**に示すデータロガーを用いて変位と時間を計測した。
3. 片対数グラフを用いて 3*t* 法により脱水終了時間を求めた。**図-3.61**に 3*t* 法による脱水の打ち切り方法を示す。

(3) ブロックの取り出し

1. 脱水終了後は、脱水棒をブロックから抜き、フリーピストンを脱水時と同様に**写真-3.6**の右側から左側に移動させながら押し出し、**写真-3.15**に示すフォークリフトを用いて受け取る。**写真-3.15**に供試体取り出し状況を示す。
2. 脱水終了後、モールドから取り出したブロックは、均質性を評価するためにブロックの表面および内部の含水比を測定した。含水比測定状況を**写真-3.16**に示す。

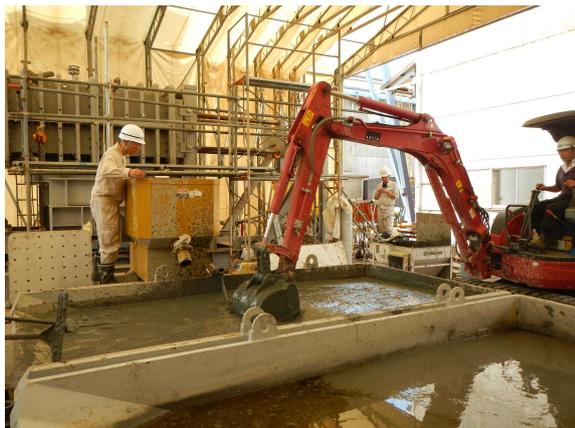


写真-3.7 攪拌状況



写真-3.8 攪拌機



写真-3.9 ホッパ



写真-3.10 モルタルポンプ



写真-3.11 ポンプ



写真-3.12 脱水棒



写真-3.13 巻込型変位計



写真-3.14 データロガー



写真-3.15 ブロック取り出し状況



写真-3.16 含水比測定状況

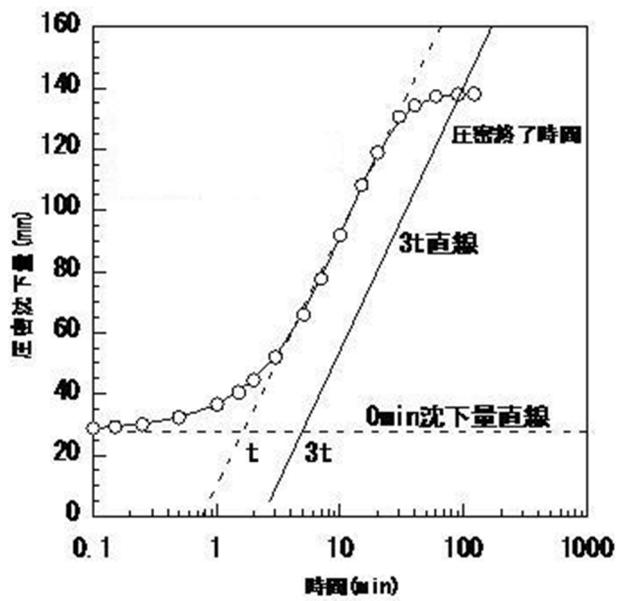


図-3.61 3t法による脱水の打ち切り方法

3.4.4 実験ケース

表-3.19 に実験条件を示す。母材には宇部粘土を用い、固化材に高炉スラグセメント B 種を用いた。脱水する際の圧力は 5 MPa とした。母材に固化材を添加した混合土の初期含水比を 200 % とした。セメント混合率を 0 %、40 %、脱水棒の本数を 16 本、49 本とすることによって、セメント混合率の違い、脱水棒の本数の違いによるブロック作製時、またブロック作製後にあたえる影響について考察した。表-3.20 に行った実験ケース、表-3.21 にそれぞれのケースにおける初期浚渫土量を示す。

表-3.19 実験条件

母材	宇部粘土
固化材	高炉スラグセメントB種
固化材混合率	0%, 40%
脱水圧力	5MPa
初期含水比	200%
脱水棒の本数	16本, 49本
脱水棒の間隔	140mm, 280mm
脱水棒の直径	30mm

表-3.20 実験ケース

Case	初期含水比	固化材添加率	層厚	脱水棒の本数	脱水棒の直径	脱水棒の間隔
1	200%	0%	2000mm	49本	30mm	140mm
2		40%				
3				280mm		

表-3.21 初期浚渫土量

Case	初期浚渫土量(m ³)	浚渫土砂(m ³)	セメントミルク(m ³)
1	1.60	1.60	0.00
2	1.90	1.43	0.63
3	1.81	1.36	0.60

3.4.5 実験結果

(1) 圧密沈下曲線

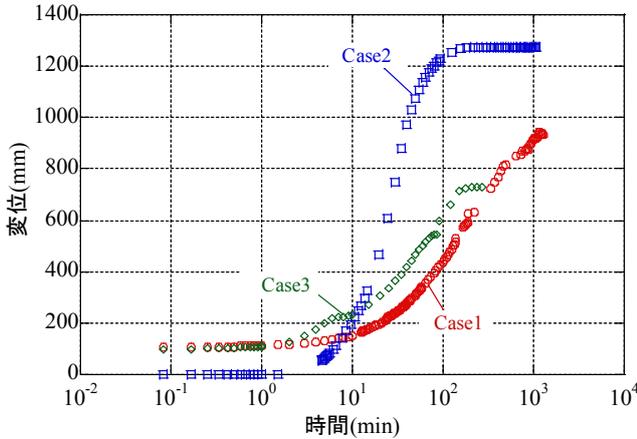


図-3.62 圧密沈下曲線

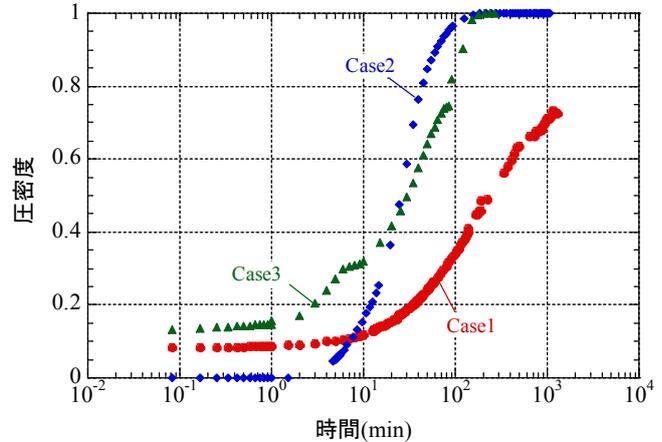


図-3.63 圧密度と時間の関係

図-3.62 に高圧脱水固化処理装置を用いて 5 MPa を作用させたときの宇部粘土の圧密沈下曲線を示す。ただし、屋外での実験で、長時間の連続した荷重が難しかったため、圧力が作用していない期間を削除してデータ整理を行った。セメント混合率および脱水棒の本数が多いほどグラフは左側にシフトし、脱水は早期に終了した。これは固化材混合による団粒効果によるものと考えられる。Case1 の固化材未混合で脱水棒 49 本を使用した条件では、1300 分の荷重で 934 mm 圧密することができたが、圧密終了まで実験を行うことができなかった。つまり、脱水棒のみを用いてセメント未混合の条件で実験を行うのは、多くの時間を要するためブロック製造において実用的ではないと言える。脱水棒を用いることに加えてセメントを混合することにより脱水を促進する必要がある。Case2 のセメント混合率 40% で脱水棒 49 本を使用した条件では、荷重後 10 分以降に変位の急激な上昇が見られ、脱水終了までに要する時間は 160 分となった。Case2 の条件での最終変位は 1272.49 mm となった。Case3 のセメント混合率 40% で脱水棒 49 本を使用した条件では、荷重後 1 分以降に変位の上昇が見られたが、脱水棒の本数が多い Case2 に比べて変位が増加するスピードは遅く、脱水終了までに要する時間は 480 分となった。Case3 の条件での最終変位は 727.5 mm となった。Case3 において最終変位が小さい原因として、脱水途中にセメントの固化が進み、脱水圧力に抵抗していた可能性が考えられる。

図-3.63 に高圧脱水固化処理装置を用いて宇部粘土に 5 MPa を作用させたときの圧密度と時間の関係を示す。Case1 の固化材未混合で脱水棒 49 本を使用した条件においては、脱水が終了するまで実験を行うことができなかったため、定ひずみ速度圧密試験結果(初期間隙比 $e_0=5.23$ 、5 MPa 作用時の間隙比 $e_f=1.22$)を用いて最終変位を求めた。この方法により得られた Case1 の最終変位は 1287.5 mm であった。図-3.63 より、Case1 では 1300 分の荷重時間で圧密度 70% 程度まで脱水できたことが分かる。同じ圧密時間に対する圧密度を Case1 と Case2 で比較すると差は最大で 60% 程度となった。このことから、セメントを混合することで脱水時間を大幅に短縮できると言える。同様に、同じ圧密時間に対する圧密度を Case2 のセメント混合率 40% で脱水棒 49 本を使用した条件と Case3 のセメント混合率 40% で脱水棒 16 本を使用した条件で比較すると、荷重後 20 分程度までは脱水棒の本数の少ない Case3 の方が Case2 に比べて 10% 程度大きいが、20 分以降は Case2 の圧密度が Case3 に比べて 20% 程度大きくなった。このことか

ら、脱水棒の本数を増やすことにより脱水時間を短縮できることが確認できた。Case1 と Case2 および Case2 と Case3 を比較することにより、固化材と脱水棒により脱水を促進できることが確認できた。また、脱水棒よりも固化材の方が脱水時間に与える影響が大きいことも分かった。

(2) 減容化率

高圧脱水固化処理装置による宇部粘土の減容化を評価するため、宇部粘土の減容化率を求めた。ここで、減容化率とは脱水終了時の宇部粘土ブロックの体積を脱水前の宇部粘土の体積で除した値を 1 から引いた値に 100 をかけた値であり、減容化率の値が大きいほど高圧脱水固化処理装置による宇部粘土の体積の減少が大きいことを示す。以上をまとめると式 (3. 26) の通りである。

$$\text{減容化率} = \left(1 - \frac{\text{脱水終了時の体積}}{\text{初期体積}} \right) \times 100 \quad (\%) \quad (3. 26)$$

Case1 の固化材未混合で脱水棒を 49 本使用した条件では、脱水前の宇部粘土の体積(初期体積)、脱水終了時の宇部粘土ブロックの体積はそれぞれ 1.60 m³、0.82 m³であった。これらの値と式 (3. 26) を用いると、Case1 における宇部粘土の減容化率は 48.89 %であった。Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒を 49 本使用した条件では、脱水前の宇部粘土の体積、脱水終了時の宇部粘土ブロックの体積はそれぞれ 1.90 m³、0.71 m³であった。これらの値と式 (3. 26) を用いると、Case2 における宇部粘土の減容化率は 63.05 %であった。同様に、Case3 のセメント混合率 40%で脱水棒 16 本を用いた条件では、前の宇部粘土の体積、脱水終了時の宇部粘土ブロックの体積はそれぞれ 1.81 m³、1.21 m³であった。式 (3. 26) を用いると、Case3 における宇部粘土の減容化率は 33.12 %であった。以上を分かりやすくまとめた結果を表-3. 22 に示す。

表-3. 22 減容化率

Case	初期体積 (m ³)	脱水終了時の体積 (m ³)	減容化率 (%)
1	1.60	0.82	48.89
2	1.90	0.71	63.05
3	1.81	1.21	33.12

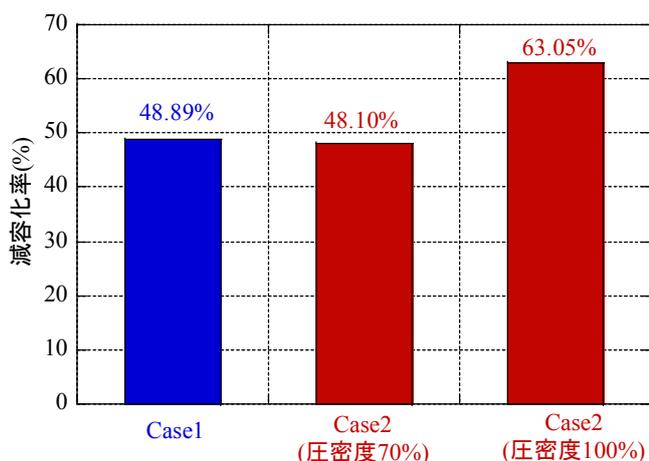


図-3. 64 減容化率(Case1 と Case2)



図-3. 65 減容化率(Case2 と Case3)

また、図-3.64にCase1の固化材未混合で脱水棒を49本使用した条件とCase2のセメント混合率40%で脱水棒を49本使用した条件での宇部粘土ブロックの減容化率を示す。圧密度70%において、Case1とCase2の減容化率の差はほとんど見られなかった。これは、Case1では圧密度70%まで脱水されるのに1300分を要するのに対して、Case2では40分程度で圧密度70%に達しており、急激に脱水が進んでいる途中での減容化率の値であるためと考えられる。Case2の圧密度100%における減容化率は63.05%であり、脱水が終了すると減容化率の値も増加し、脱水終了時の宇部粘土ブロックの体積は初期体積の半分以下になることが分かる。

同様に、図-3.65にCase2のセメント混合率40%で脱水棒を49本使用した条件とCase3のセメント混合率40%で脱水棒を16本使用した条件での宇部粘土ブロックの減容化率を示す。Case2とCase3の減容化率はそれぞれ63.05%、33.12%であり、その差は29.93%である。Case2とCase3での条件の違いは脱水棒の本数のみであるから、両者の減容化率の値は理論上等しくなるはずであるが、Case2の減容率はCase3の約2倍となった。これには、脱水中のセメントの固化が関係していると思われる。Case3ではCase2に比べて脱水棒の間隔は2倍、本数は33本少ないため、その分脱水終了までに要する時間も長くなる。3t法により求めたCase2の脱水終了時間は160分であるのに対して、Case3では480分と3倍多く時間を要するため、セメントの固結効果が脱水圧力に抵抗し、宇部粘土の減容化が進まなかった可能性がある。そのため、脱水棒の本数を減らしてブロックを作製するには、セメント混合率を大きくし、脱水にかかる時間を減らす必要があると考えられる。

(3) 脱水棒の有効排水径における圧密度

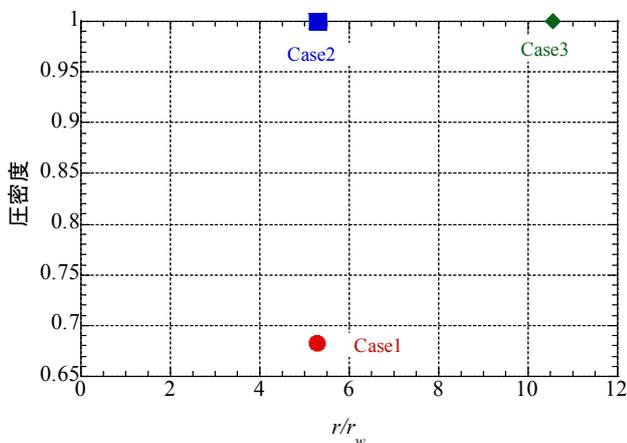


図-3.66 圧密度と半径の関係

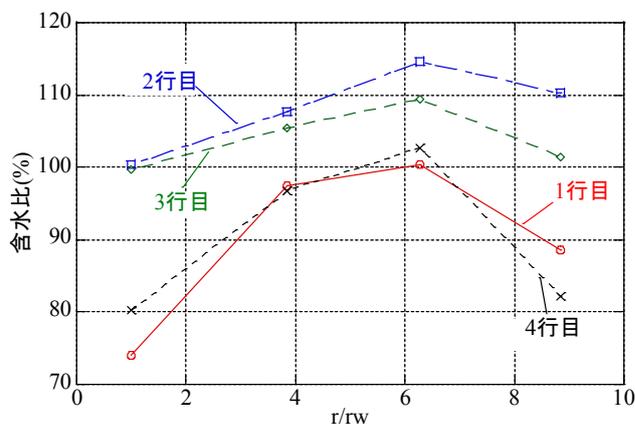


図-3.67 含水比分布

ブロックの均質性を評価するため、圧密度と半径の関係を図-3.66に示す。縦軸に脱水棒の半径方向の圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離 r を脱水棒の半径 r_w で除した値をとった。脱水終了後に測定した含水比を用いて、式(3.27)により最も脱水棒からの距離が大きい点である脱水棒の有効排水径における圧密度を求めた。

$$\text{圧密度} = \frac{\text{初期含水比} - \text{ブロック取り出し時含水比}}{\text{初期含水比} - 5\text{MPa作用時の含水比}} (\%) \quad (3.27)$$

Case1 の固化材未混合で脱水棒を 49 本使用した実験条件では、有効排水径における圧密度は 68%程度であった。ただし、圧密終了まで実験が行えなかったため十分な検討が行えなかった。Case2 の固化材添加率 40%で脱水棒を 49 本使用した実験条件と Case3 の固化材添加率 40%で脱水棒を 16 本使用した実験条件では脱水棒の有効排水径における圧密度は 100%となった。

(4) 含水比分布

図-3.67 に Case1 の圧密度 70%における宇部粘土ブロックの含水比分布を示す。縦軸に含水比、横軸に脱水棒の中心からの距離 r を脱水棒の半径 r_w で割った値をとった。ブロックの含水比測定位置および含水比測定のためにブロック取り出した試料を図-3.68 と写真-3.17 に示す。図-3.67 より、脱水棒に近いほど含水比は低く、脱水が進んでいることが分かる。含水比の最大値と最小値の差は、26.35%となった。また、平均含水比は 98.17%である。脱水棒からの距離に依存して含水比の値にばらつきが見られる原因として、脱水実験の際に宇部粘土に十分な圧力がかかっていなかった可能性が考えられる。

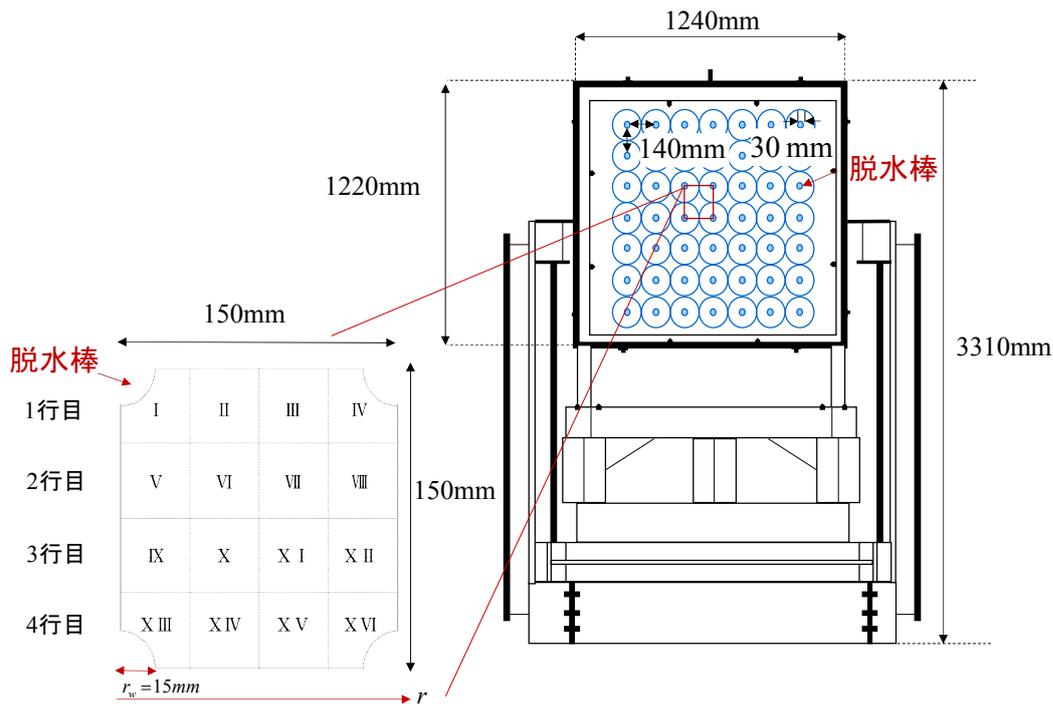


図-3.68 含水比測定位置

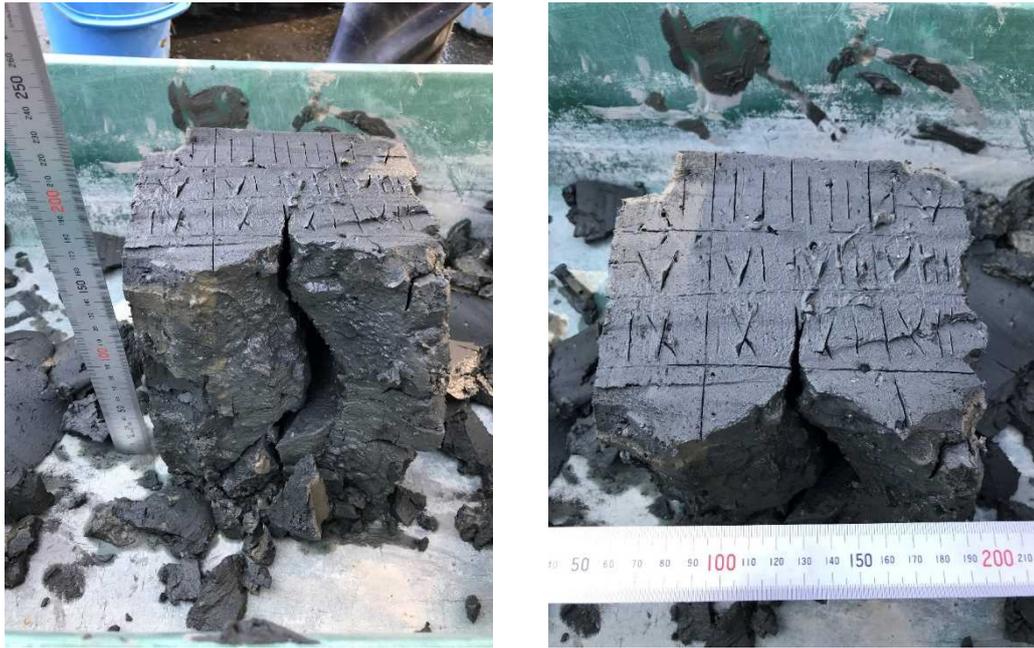


写真-3.17 含水比測定

3.4.6 放射状排水理論による脱水解析との比較

3.3では浚渫土砂ブロック化技術の応用化を目的として、浚渫土砂の脱水時間、減容化率、均質性の推定を行った。本節では、3.3で行った推定結果と本章で述べた実験から得られた実測値の比較を行い、推定値の評価を行った。

(1) 圧密度と時間の関係

① Case1

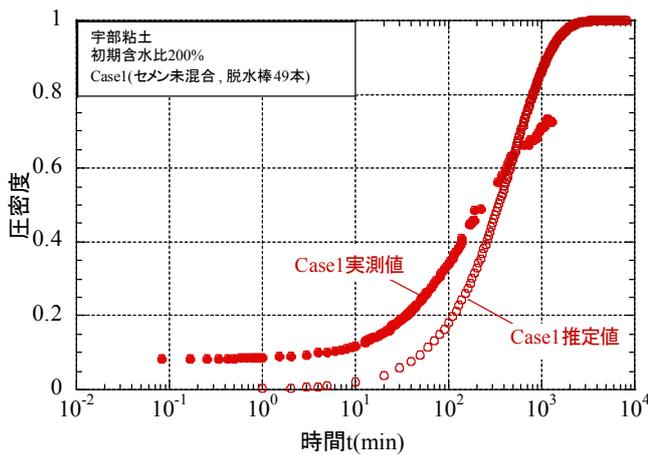


図-3.69 圧密度と時間の関係(Case1)

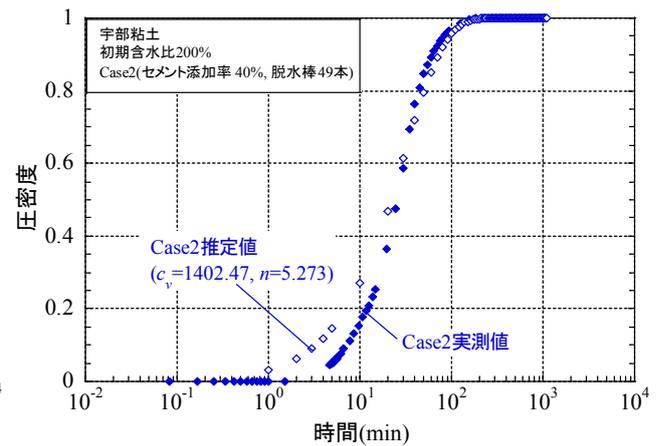


図-3.70 圧密度と時間の関係(Case2)

図-3.69にCase1の固化材未混合で脱水棒49本を使用した条件における宇部粘土の圧密度と時間の関係の実測値と推定値を示す。実測値において、約1300分の载荷で圧密度70%程度まで脱水できているのに対して、推定値では1300分の载荷で圧密度92.6%まで脱水できた。また、推定値において3t法を用い

脱水終了時間を求めると 3670 分となった。Case1 においては脱水終了まで実験を行うことができなかったため推定値と実測値の十分な比較を行うことができなかったが、脱水時間 1300 分における圧密度の推定値と実測値の誤差は 23 %程度となった。

② Case2

図-3.70 に Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を使用した条件における宇部粘土の圧密度と時間の関係の実測値と推定値を示す。載荷後 10 分までの圧密初期においては、推定値の方が実測値に比べて若干圧密度の値が大きく、その差は+10 %程度となった。その後、載荷後 20 分を超えたあたりからは、推定値の方が実測値に比べて若干圧密度の値が小さくなり、その差は-5.0 %程度となった。つまり、Case2 においては、同じ圧密時間に対する圧密度の実測値と推定値の誤差は-5.0 %~+10 %程度であり、十分な精度で推定することができたと言える。

③ Case3

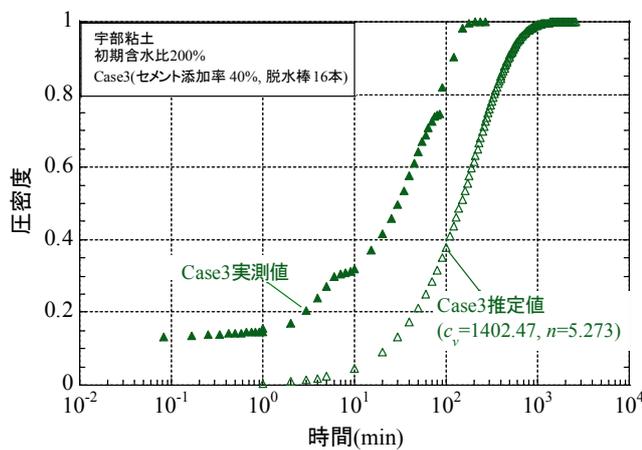


図-3.71 圧密度と時間の関係(Case3)

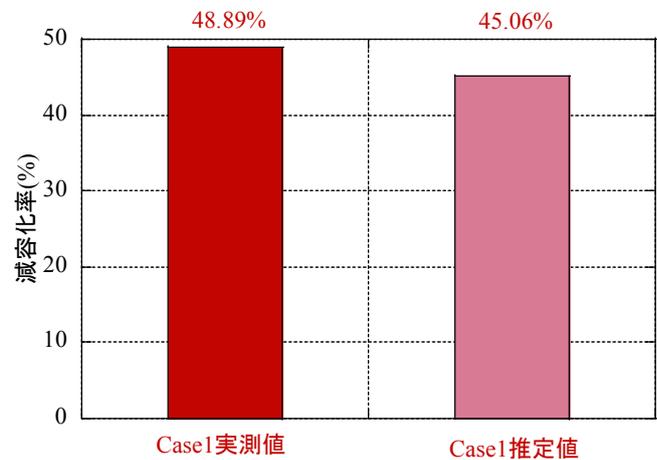


図-3.72 減容化率(Case1)

図-3.71 に Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を使用した条件における宇部粘土の圧密度と時間の関係の実測値と推定値を示す。Case3 では、同じ脱水時間で比較すると、圧密度の値は、実測値の方が推定値よりも 30 ~ 40 %程度大きい値をとった。Case3 で推定値よりも実測値の圧密度が大きくなる理由として、脱水中のセメントの固化が関係していると思われる。つまり、定ひずみ速度圧密試験が通常 60 分程度で終了するのに対して、高压脱水固化処理装置を使った実験では脱水時間が 400 分を超えるため、セメントの固結効果が脱水圧力に抵抗している可能性がある。推定値の精度を上げるためには、今後、定ひずみ速度圧密試験の載荷スピードを変化させるなど、セメントの固結効果を考慮した検討が必要だと考えられる。

(2) 減容化率

① Case1

図-3.72 に Case1 の未混合の条件での宇部粘土の減容化率の実測値と推定値を示す。圧密度 70 %において、減容化率の実測値と推定値はそれぞれ 48.89 %と 45.06 %となり、圧密度 70 %まで脱水すると宇部

粘土の体積を 50 %程度小さくできると分かる。推定値と実測値の誤差は-3.83 %となった。また、推定値において、圧密度 100 %まで脱水したときの減容化率は 64.47 %となった。

② Case2

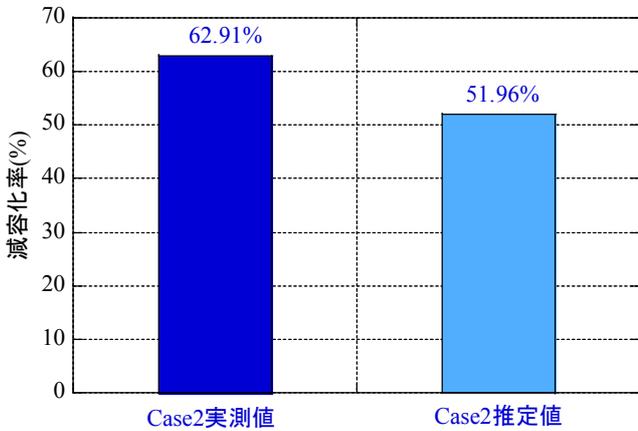


図-3.73 減容化率(Case2)

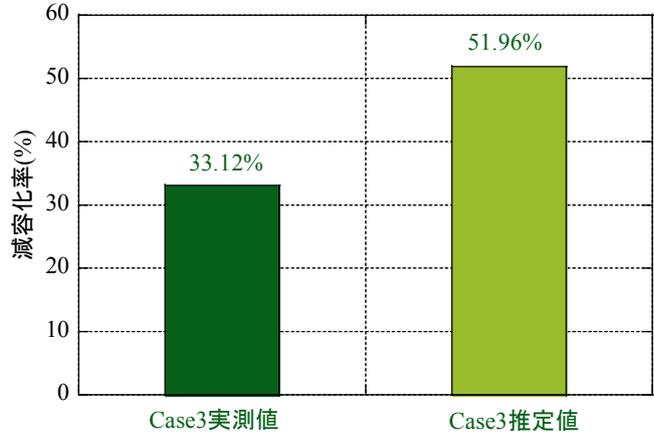


図-3.74 減容化率(Case3)

図-3.73 に Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件での宇部粘土の減容化率の実測値と推定値を示す。減容化率の実測値と推定値はそれぞれ 62.91 %と 51.96 %であり、実測値ではブロックを作製した結果宇部粘土の体積を 60 %以上小さくできたことが分かる。また、推定値の誤差は-10.95 %となった。Case2 において実測値と推定値は良い対応を示したと言える。

③ Case3

図-3.74 に Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件での宇部粘土の減容化率の実測値と推定値を示す。減容化率の実測値と推定値はそれぞれ 33.12 %と 51.96 %であり、推定値の誤差は +18.84 %となった。Case3 で推定値の誤差が大きい理由として、脱水時間の場合と同様に脱水中のセメントの固結効果が考えられる。実験には 400 分以上と長い時間を必要とするため、ブロックを作製する過程でセメント生じるセメントの固化の影響が推定値を求める際に行った定ひずみ速度圧密試験よりも大きくなった。その結果、脱水終了時の間隙比が定ひずみ速度圧密試験により得られた間隙比よりも大きくなり減容化率の値に 18 %以上の誤差が生じたと考えられる。

(3) 脱水棒間の圧密度

① Case1

図-3.75 に Case1 のセメント未混合の条件での圧密度 70 %における宇部粘土の圧密度と脱水棒の半径の関係の推定値を示す。縦軸に圧密度、横軸に脱水棒の中心からの距離 r を脱水棒の半径 r_w で割った値をとった。また、測定した含水比と放射状排水理論を用いて求めた脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値を示す。推定値において、圧密度 70 %まで脱水した段階では、脱水棒からの距離によって圧密度に若干差が見られ、脱水棒からの距離が近いほど脱水が進むことが分かった。推定値の圧密度の最大値と最小値の差は 0.36 %となった。また、脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値と推定値はそれ

ぞれ 68.32 %と 64.19 %となり、推定値の誤差は-4.13 %となった。

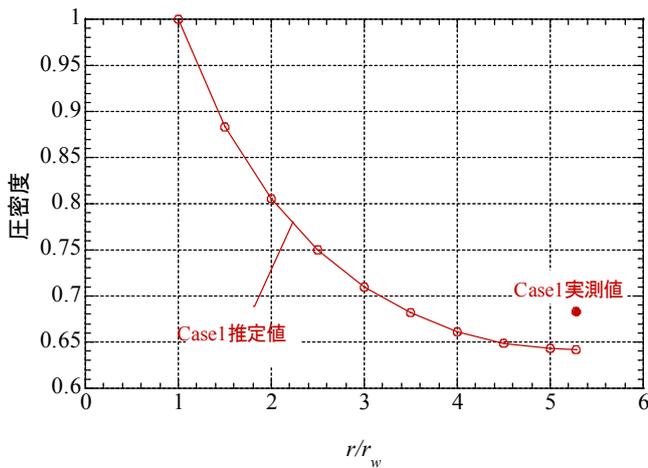


図-3.75 圧密度と半径(Case1)

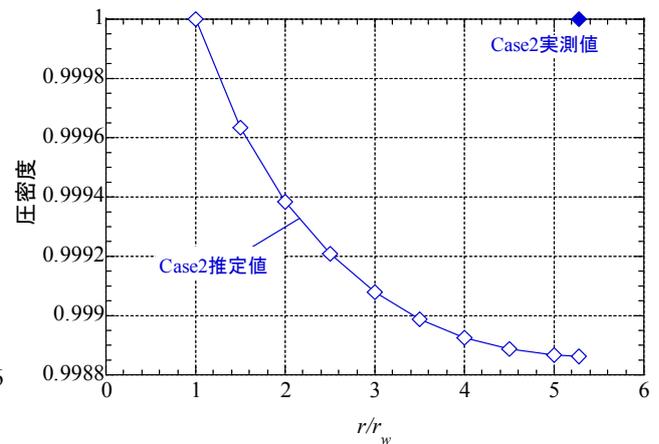


図-3.76 圧密度と半径(Case2)

② Case2

図-3.76 に Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件での脱水終了時における宇部粘土ブロックの圧密度と脱水棒の半径の距離の関係の推定値を示す。また、ブロック作製後に測定した含水比により求めた脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値も示す。Case2 の脱水終了時の推定値においては、脱水棒の距離による圧密度の差はほぼ見られず、圧密度の最大値と最小値の差はわずか 0.11 %となった。脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値と推定値はそれぞれ 100 %と 99.89 %となり、推定値の誤差は-0.11%となった。よって、Case2 の条件では、脱水時間および減容化率と同様にブロックの均質性についても推定値と実測値は良い対応を示すと言える。

③ Case3

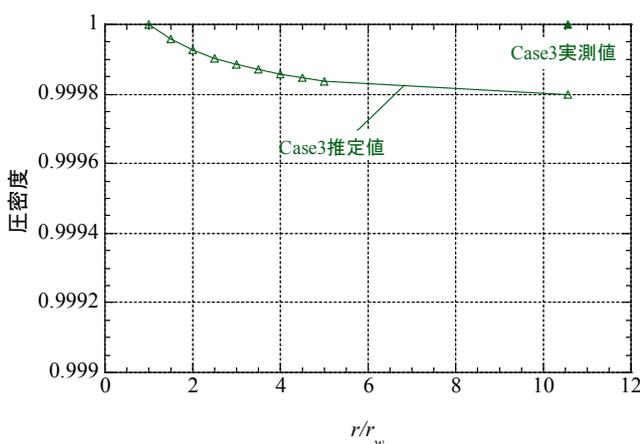


図-3.77 圧密度と半径(Case3)

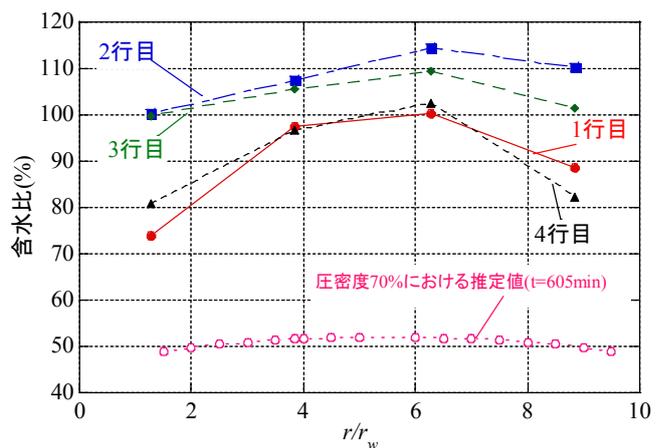


図-3.78 含水比分布

図-3.77 に Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を用いた条件での脱水終了時における宇部粘土ブロックの圧密度と脱水棒の半径の関係の推定値を示す。また、ブロック作製後に測定した含水比によ

り求めた脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値も示す。Case2と同様に、Case3の脱水終了時の推定値においても脱水棒の距離による圧密度の差はほぼ見られず、圧密度の最大値と最小値の差はわずか0.02%となった。脱水棒の有効排水径における圧密度の実測値と推定値はそれぞれ100%と99.98%となり、推定値の誤差は-0.02%となった。よって、Case3の条件ではブロックの均質性に関して推定値と実測値は良い対応を示すと言える。

(4) 含水比分布

図-3.78にCase1の固化材未混合の条件での圧密度70%における宇部粘土ブロックの含水比分布の実測値と推定値を示す。縦軸に含水比、横軸に脱水棒の中心からの距離 r を脱水棒の半径 r_w で割った値をとった。ブロックの含水比測定位置および含水比測定のためにブロック取り出した試料を図-3.68と写真-3.17に示す。推定値と実測値ともに、脱水棒に近いほど含水比は低く、脱水が進んでいるという結果が得られた。しかし、脱水棒からの距離による含水比のばらつきの程度には両者で差が見られた。含水比の最大値と最小値の差は、推定値で2.88%、実測値で26.35%となった。また、平均含水比は推定値で50.95%、実測値で98.17%となった。実測値の方が推定値に比べて脱水が進んでいない理由として脱水実験の際に宇部粘土に十分な圧力がかかっていなかった可能性が考えられる。脱水促進のために固化材を混合することおよび加圧方法の工夫が必要であると言える。

3.4.7 放射状排水理論による脱水分析との比較(新門司粘土)

高圧脱水固化処理装置を用いた浚渫土砂ブロック化技術の実用化に向けて、宇部粘土に加えて、新門司粘土においてもブロックの作製を行った。そこで、本節では新門司粘土を用いてブロックを作製した際の実験結果および脱水時間と減容化率の推定値と実測値の比較を行った。

(1) 実験に用いた試料および実験条件

実験に用いた新門司粘土の物理特性を表-3.23に示す。また、実験に用いた装置、実験方法は宇部粘土の場合と同様である。実験条件は、セメント混合率を40%、脱水棒の本数を49本とし、2回実験を行った。

表-3.23 物理特性

試料名	新門司粘土
土粒子密度 $\rho_s(\text{g/cm}^3)$	2.634
液性限界 $w_L(\%)$	100.5
塑性指数 I_p	57.9
強熱減量 $L_i(\%)$	8.76

(2) 定ひずみ速度圧密試験結果

推定値を求める際に用いた定ひずみ速度圧密試験結果を図-3.79 と図-3.80 に示す。

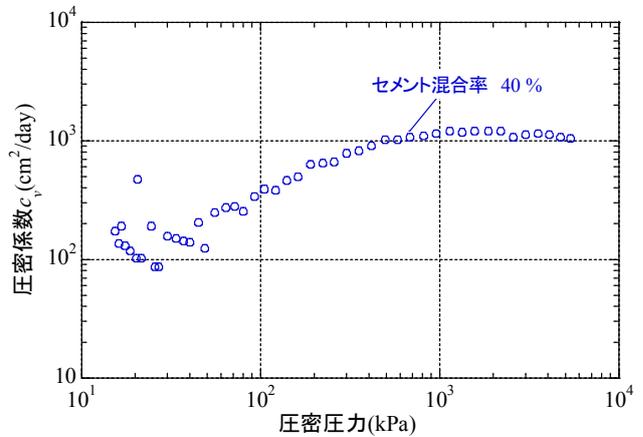
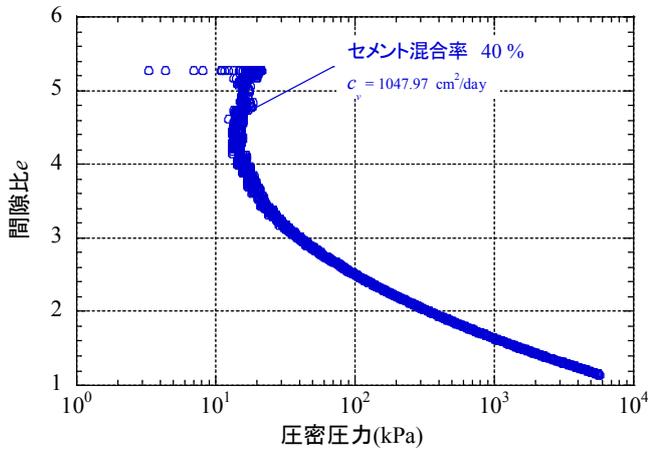


図-3.79 定ひずみ速度圧密試験結果 (e - $\log p$ 曲線)

図-3.80 定ひずみ速度圧密試験結果 (圧密係数と圧密圧力の関係)

(3) 圧密度と時間の関係

① 1 回目

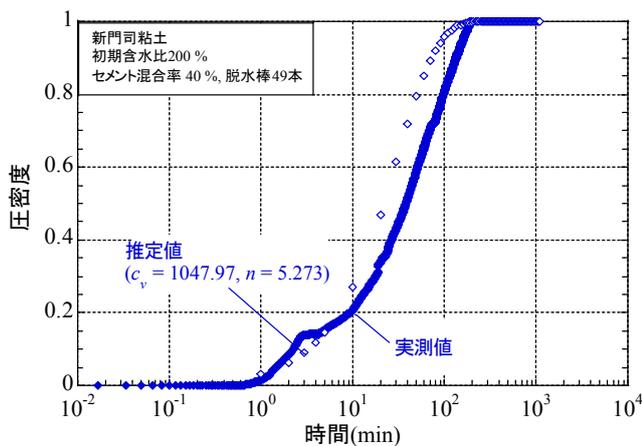


図-3.81 圧密度と時間の関係(1 回目)

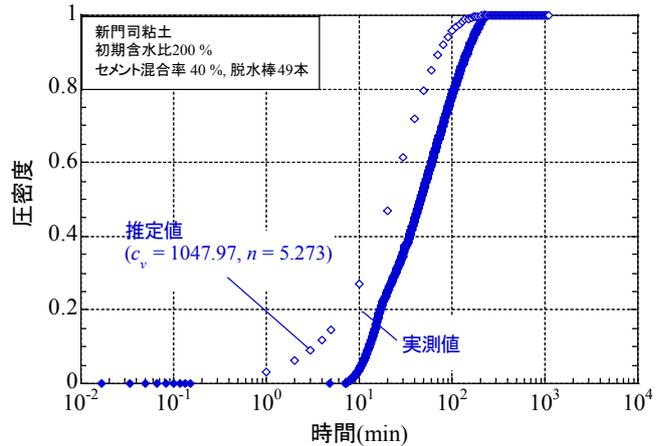


図-3.82 圧密度と時間の関係(2 回目)

図-3.81 に新門司粘土において 1 回目にブロックを作製した際の圧密度と時間の関係の実測値と推定値を示す。載荷後 10 分までの圧密初期においては、推定値の方が実測値に比べて若干圧密度の値が小さく、その差は-5.0 %程度となった。その後、載荷後 10 分を超えたあたりからは、推定値の方が実測値に比べて圧密度の値が大きくなり、その差は+15 %程度となった。つまり、同じ圧密時間に対する圧密度の実測値と推定値の誤差は-5.0 % ~ +15 %程度となったことが分かる。

② 2回目

図-3.82 に新門司粘土において 2 回目にブロックを作製した際の圧密度と時間の関係の実測値と推定値を示す。同じ脱水時間で圧密度を比較すると、推定値の方が実測値よりも圧密度の値が大きく、その差は+22%程度となった。1回目にブロックを作製した際の推定値の誤差は-5%~+15%程度であったのに比べて、誤差は大きくなった。

(4) 減容化率

① 1回目

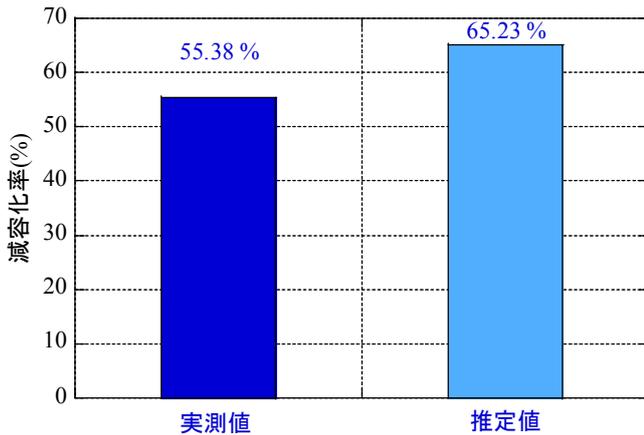


図-3.83 減容化率(1回目)

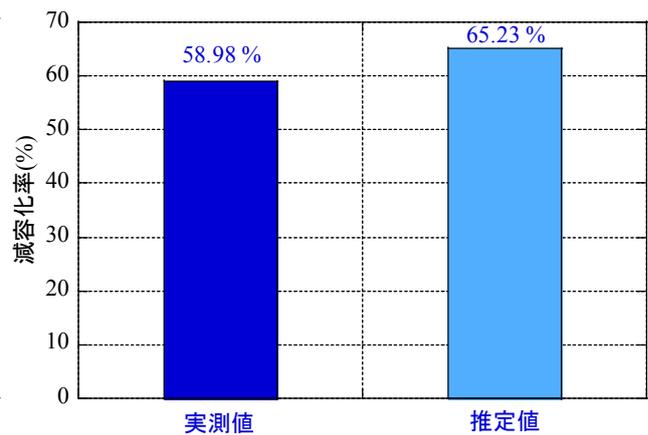


図-3.84 減容化率(2回目)

図-3.83 に新門司粘土において 1 回目にブロックを作製した際の減容化率の実測値と推定値を示す。減容化率の実測値と推定値はそれぞれ 55.38%と 65.23%であり、実測値ではブロックを作製した結果宇部粘土の体積を 55%以上小さくできたことが分かる。宇部粘土では減容化率の実測値が推定値を 10%程度下回ったのに対して、新門司粘土では実測値が推定値を下回る結果となった。推定値の誤差は+9.85%であり、実測値と推定値は良い対応を示したと言える。

② 2回目

図-3.84 に新門司粘土において 1 回目にブロックを作製した際の減容化率の実測値と推定値を示す。減容化率の実測値と推定値はそれぞれ 58.92%と 65.23%であり、実測値ではブロックを作製した結果宇部粘土の体積を約 60%小さくできたことが分かる。宇部粘土では減容化率の実測値が推定値を 10%程度下回ったのに対して、関門粘土では実測値が推定値を下回る結果となった。推定値の誤差は+6.25%であり、実測値と推定値は良い対応を示したと言える。また、1回目にブロックを作製した際の推定値の誤差+9.85%と比較すると、2回目では 3%程度誤差を小さくすることができた。

3.4.8 まとめ

本章では、宇部粘土を対象に、高圧脱水固化処理装置を用いて、浚渫土砂の脱水挙動を調べた。加えて、3.3および3.4で示した定ひずみ速度圧密試験結果と放射状排水理論により求めた宇部粘土ブロックの脱水時間、減容化率および均質性についての評価を行った。得られた結果をまとめると以下の通りである。

1. Case1 のセメント未混合で脱水棒 49 本を用いた条件では、脱水終了まで実験を行うことができなかったが、約 1300 分の載荷で圧密度 70 %まで脱水できた。推定値では、1300 分の載荷で 92.6 %まで脱水できる。
2. Case2 のセメント混合率 40 %で脱水棒 49 本を用いた条件では、圧密度、減容化率および脱水棒の有効排水径における圧密度の推定値と実測値の誤差はそれぞれ-5.0 ~ +10 %、-10.95 %、-0.11 %であり、圧密度、減容化率およびブロックの均質性に関してそれぞれ十分な精度で推定することが可能である。
3. Case3 のセメント混合率 40 %で脱水棒 16 本を使用した条件では、脱水中に生じるセメントの固結効果により、圧密度については推定値の方が実測値よりも 30 ~ 40 %程度大きくなり、減容化率については 18.84 %小さい値となった。今後は、脱水中のセメントの固結効果を考慮した検討が必要になると考えられる。

3.5 本章のまとめ

本研究では、浚渫土砂の効率的な減容化と再資源化を目的として、高圧脱水固化処理工法の実用化に必要な浚渫土砂の基礎的脱水特性の把握および放射状排水理論による脱水挙動の推定を行った。まず、セメント混合率を変化させ、載荷圧力を 5 MPa とした定ひずみ速度圧密試験を行い、浚渫土砂の脱水挙動を調べた。更に、定ひずみ速度圧密試験結果と放射状排水理論を用いて宇部粘土ブロックの脱水時間、減容化率および均質性の評価を行った。本研究によって得られた結論を以下に示す。

(1) 結論

(a) 定ひずみ速度圧密試験

- (1) セメントを混合することで、間隙水圧の上昇を 500 kPa 程度に抑えることができる。ただし、間隙水圧の上昇の仕方は母材によって異なり、関門粘土の方が宇部粘土に比べて間隙水圧の上昇が速い。
- (2) e - $\log p$ 曲線はセメントを混合することで右側へシフトする。宇部粘土においては、100 kPa 以降、関門粘土においては 1000 kPa 以降の圧密圧力で比較した場合に 1.0 程度間隙比が大きくなる。
- (3) 透水係数の値はセメントを混合することで大きくなり、セメント未混合の場合と比べて最大で 10 倍程度となる。この理由として、供試体からの排水の成分分析から、マグネシウム系の浚渫土がセメント混合によりカルシウム系の粘土に変化する過程で間隙の構造が変化したためだと考えられる。
- (4) 体積圧縮係数の値はセメントを混合した場合と未混合の場合で大きな差は見られない。よって、セメントを混合することによる母材の圧縮性の変化は少ないと考えられる。
- (5) 圧密係数の値は圧密圧力が増加するとともに若干増加する傾向にある。また、圧密係数の値はセメントを混合することで大きくなり、宇部粘土で 16 倍程度、関門粘土で 10 倍程度増加する。

(b) 放射状排水理論による脱水解析

1. 定ひずみ速度圧密試験結果と放射状排水理論を用いて、高圧脱水固化処理装置で浚渫土砂ブロック

を作製するのに必要な脱水時間、減容化率およびブロックの均質性を評価する手法を提案した。

2. セメント未混合、脱水棒 49 本を使用した実験条件では、脱水終了まで実験を行うことができなかった。脱水棒のみを用いてセメント未混合の条件で実験を行うのは、多くの時間を要するためブロック製造において実用的ではないと言える。脱水棒を用いることに加えてセメントを混合することにより脱水を促進する必要がある。
3. セメント混合率 40%、脱水棒 49 本を使用した実験条件では、圧密度、減容化率および脱水棒の有効排水径における圧密度の推定値と実測値の誤差はそれぞれ-5.0%~+10%、-10.95%、-0.11%となった。セメント混合率 40%で脱水棒 49 本を使用した実験条件においては、圧密度、減容化率およびブロックの均質性に関してそれぞれ十分な精度で推定することが可能である。
4. セメント混合率を 40%とし、脱水棒の間隔を大きくし、16 本を使用した実験条件では、脱水中に生じるセメントの固結効果により、圧密度については推定値よりも実測値の方が約 30~40%程度大きくなり、減容化率については 18.84%小さい値となった。今後は、脱水中のセメントの固結効果を考慮した検討が必要になると考えられる。

(2) 今後の課題

本研究を通して明らかになった問題点を以下に示し、今後の研究課題とする。本研究では、高圧脱水固化処理工法の実用化に向けて、定ひずみ速度圧密試験結果と放射状排水理論を用いて、高圧脱水固化処理装置で浚渫土砂ブロックを作製するのに必要な脱水時間、減容化率およびブロックの均質性を評価する手法を提案した。セメント混合率 40%で脱水棒 49 本を使用した条件においては、圧密度、減容化率およびブロックの均質性に関して十分な精度で推定することが可能である。しかしながら、脱水棒の間隔を大きくし、16 本を使用した条件では、圧密度に関しては推定値よりも実測値の方が 30~40%程度大きくなり、減容化率については 18.84%小さい値となった。これは、脱水棒の本数を少なくしたために、浚渫土砂の脱水時間が長くなり、セメントの固結効果が脱水圧力に抵抗したためである。さらなる精度の向上として、以下が考えられる。

(1) 定ひずみ速度圧密試験における載荷速度を小さくする

本研究において、セメントを混合した供試体における載荷速度は 0.1 %/min の 1 通りで行い、実験終了までに要する時間は 60 分程度であった。しかし、高圧脱水固化処理装置を用いてブロックを作製する際には 400 分以上を要し、この時間の差が推定値の誤差につながった。したがって、定ひずみ速度圧密試験における載荷速度を小さくすることでセメントの固結効果を考慮した推定値を求めることができると考えられる。

(2) セメント混合率を大きくし、脱水時間を短縮する

脱水棒の本数を少なくする代わりにセメント混合率を大きくすることで、脱水時間を短縮することが可能になり、セメントの固結効果が脱水圧力に抵抗する前に脱水を終了できると考えられる。