



JAEA-Research

2006-036



JP0650467

緩衝材長期力学挙動評価モデルの パラメータ設定に関する検討

A Study on Finding Suitable Parameters for Constitutive Models
of Evaluating Long Term Mechanical Behavior of Buffer Material

西村 薫果 棚井 憲治 高治 一彦*
平井 卓* 白武 寿和*

Mayuka NISHIMURA, Kenji TANAI, Kazuhiko TAKAJI*
Takashi HIRAI* and Toshikazu SHIRATAKE*

地層処分研究開発部門
ニアフィールド研究グループ

Near-Field Research Group
Geological Isolation Research and Development Directorate

JAES-Research

June 2006

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ(<http://www.jaea.go.jp/index.shtml>)
より発信されています。このほか財団法人原子力弘済会資料センター*では実費による複写頒布を行って
おります。

〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4
日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課
Tel.029-282-6387, Fax.029-282-5920

* 〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4 日本原子力研究開発機構内

This report is issued by Japan Atomic Energy Agency irregularly.
Inquiries about the copyright and reproduction should be addressed to
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,

Japan Atomic Energy Agency
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5901

緩衝材長期力学挙動評価モデルのパラメータ設定に関する検討

日本原子力研究開発機構 地層処分研究開発部門
地層処分研究開発ユニット

西村 蘭果, 棚井 憲治, 高治 一彦*, 平井 卓**, 白武 寿和**

(2006年3月3日 受理)

緩衝材に求められるオーバーパック支持性能や応力緩衝性能に関しては、「第2次取りまとめ」において、関口・太田モデルを用いた自重沈下解析と修正 Cam-clay モデルを用いた腐食膨張解析を行って、長期力学的変形挙動評価を行った。これらの解析に用いた構成モデルは一般の粘性土質材料の挙動評価に用いられる構成モデルであるが、緩衝材の地層処分環境における適用性について十分な検討を行うことが課題として挙げられた。

これを踏まえて、「平成17年取りまとめ」に至るまでに、緩衝材の構成モデルを改めて選定し、そのパラメータ設定に必要な試験データを取得してきた。構成モデルのパラメータ設定においては、緩衝材特有の力学特性のために、一意的にパラメータを設定することが困難となるものも存在するため、信頼性の高い長期挙動評価を行うためには、適切なパラメータ設定方法について検討することが必要となった。

本稿では、関口・太田モデルおよび足立・岡モデルのパラメータ設定について行ってきた検討結果を整理し、得られた知見を示した。その結果、緩衝材の変形挙動と応力状態の両者を1つのパラメータセットで評価することは困難であるが、それぞれの評価項目に適切なパラメータを選択して用いることにより、緩衝材の挙動を再現することが可能であるとの見通しが得られた。また、緩衝材の長期力学的変形挙動評価において重要な二次圧密係数については、保守的な設定を行うと同時に、ベントナイト鉱床の堆積過程における二次圧密係数を推定するナチュラルアナログによる評価を行ってその値の範囲を提示することにより、過度に保守的な評価に偏らない挙動評価を行うことが可能となった。

また、人工バリアの長期力学的変形挙動評価を行い、自重沈下量を最も大きく見積もるパラメータを用いた計算により、オーバーパックの沈下量の限界値を概略的に示した。

核燃料サイクル工学研究所（駐在）：〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松 4-33

* 倍竹中工務店

** 倍竹中土木

A Study on Finding Suitable Parameters for Constitutive Models of Evaluating Long Term Mechanical Behavior of Buffer Material

Mayuka NISHIMURA, Kenji TANAI, Kazuhiko TAKAJI*, Takashi HIRAI**
and Toshikazu SHIRATAKE**

Geological Isolation Research Unit
Geological Isolation Research and Development Directorate
Japan Atomic Energy Agency
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received March 3, 2006)

In order to evaluate the long term mechanical behavior of the Engineered Barrier System (EBS), it is essential to set suitable parameters of constitutive models of the buffer material.

In this report, the parameters of the Sekiguchi-Ohta model and the Adachi-Oka model are examined. The results are as follows; it is difficult to set the sole parameter which can be used to evaluate both the deformation and the stress of the buffer material in laboratory experiments. But when selecting a suitable parameter for the object of evaluation, the mechanical behavior of buffer material can be approximately described.

On the other hand, the range of the secondary consolidation coefficient of the bentonite ore is estimated to corroborate to the viscous parameter of the buffer material, using a natural analogue study.

Finally, the mechanical behavior of the buffer material is analyzed using these parameters, and the maximum amount of settling of the overpack is estimated.

Keywords: SEKIGUCHI-OHTA Model, ADACHI-OKA Model,
Elasto-plastic Parameter, Viscous Parameter, Natural Analogue of Bentonite Ore

* Takenaka Corporation

** Takenaka Civil Engineering & Development Co. LTD.,

目 次

1はじめに	1
2構成モデルのパラメータ設定	3
2.1構成モデルのパラメータ概要	3
2.1.1弾塑性パラメータ	3
2.1.2粘性パラメータ	5
2.1.3関口・太田モデルおよび足立・岡モデルの粘性パラメータの関係	9
2.2パラメータ設定に関する検討	11
2.2.1膨潤指數 κ の設定方法についての検討	11
2.2.2粘性パラメータの設定方法についての検討	15
3ナチュラルアナログによる二次圧密係数の推定	31
3.1ナチュラルアナログによる評価の概要	31
3.2ベントナイト鉱床	32
3.3ナチュラルアナログの入力条件の設定	32
3.3.1載荷応力の設定	32
3.3.2過去の密度の推定	33
3.3.3現在の密度の測定	35
3.3.4弾塑性パラメータの設定	37
3.4関口・太田モデルを用いた逆解析による二次圧密係数の推定	41
3.4.1構成方程式	41
3.4.2逆解析結果	42
3.5他の評価手法による検証	45
3.5.1一次元圧密試験における二次圧密係数	45
3.5.2初期間隙比と二次圧密係数との関係	46
3.6緩衝材の二次圧密係数	47
4腐食膨張模擬試験のシミュレーション解析	50
4.1腐食膨張模擬試験の概要	50
4.1.1試験装置	50
4.1.2試験条件	51
4.2シミュレーション解析の概要	53
4.3腐食膨張模擬試験による構成モデルの適用性確認	55

5 緩衝材の長期力学的変形挙動の解析評価	65
5.1 解析条件	65
5.2 オーバーパックの自重沈下解析	69
5.3 オーバーパックの腐食膨張解析	71
6 おわりに	79
参考文献	81

CONTENTS

1 INTRODUCTION	1
2 PARAMETER SETTING FOR CONSTITUTIVE MODELS	3
2.1 Outline of the parameter	3
2.1.1 Elasto-plastic parameter	3
2.1.2 Viscous parameter	5
2.1.3 Relationship of viscous parameters of the Sekiguchi-Ohta model and the Adachi-Oka model	9
2.2 Examination on parameter setting	11
2.2.1 Examination on swelling index κ	11
2.2.2 Examination on viscous parameter	15
3 ESTIMATION OF SECONDALY CONSOLIDATION COEFFICIENT BY NATURAL ANALOGUE STUDY	31
3.1 Outline of natural analogue study	31
3.2 Bentonite ore	32
3.3 Setting input data for natural analogue	32
3.3.1 Loading stress	32
3.3.2 Density of Bentonite in the past	33
3.3.3 Density of Bentonite in the present	35
3.3.4 Setting elasto-plastic parameters	37
3.4 Estimation of secondary consolidation coefficient by calculating backward with the Sekiguchi-Ohta model	41
3.4.1 Constitutive equation	41
3.4.2 Result of calculation	42
3.5 Inspection by the other stud	45
3.5.1 Secondary consolidation coefficient on one-dimensional consolidation test	45
3.5.2 Relationship between initial void ratio and secondary consolidation coefficient	46
3.6 Secondary consolidation coefficient of buffer material	47
4 SIMULATION ANALYSIS OF MODEL TEST OF CORROSION EXPANDING	50
4.1 Outline of model test	50
4.1.1 Test apparatus	50
4.1.2 Test condition	51
4.2 Outline of simulation analysis	53

4.3 Inspection of applicability of constitutive model by model test	55
5 EVALUATING LONG TERM MECHANICAL BEHAVIOR OF BUFFER MATERIAL	65
5.1 Analysis Condition	65
5.2 Settling analysis of overpack	69
5.3 Corrosion expanding analysis of overpack	71
6 CONCLUSIONS	79
REFERENCE	81

図 目 次

図 2・1	一次元圧密試験結果	4
図 2・2	\overline{CU} 試験結果	4
図 2・3	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験結果（応力経路）	7
図 2・4	応力比・ひずみ速度関係	7
図 2・5	一次元圧密試験結果における膨潤指数の設定	11
図 2・6	\overline{CU} 試験のシミュレーション解析結果（応力経路）	13
図 2・7	\overline{CU} 試験のシミュレーション解析結果（軸差応力・ひずみ関係）	13
図 2・8	長期圧密試験結果	17
図 2・9	二次圧密係数の経時変化	17
図 2・10	\overline{CU} 試験（有効拘束圧 2.41MPa）の解析結果（応力経路）	23
図 2・11	\overline{CU} 試験（有効拘束圧 2.41MPa）の解析結果（応力・ひずみ曲線）	23
図 2・12	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.0010\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力経路）	25
図 2・13	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.0045\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力経路）	25
図 2・14	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.1\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力経路）	25
図 2・15	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.0010\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力・ひずみ曲線）	27
図 2・16	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.0045\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力・ひずみ曲線）	27
図 2・17	ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\varepsilon}=0.1\text{ \%}/\text{min}$) の解析結果（応力・ひずみ曲線）	27
図 2・18	クリープ試験（破壊応力の 70% 載荷）の解析結果	29
図 2・19	長期圧密試験（圧密応力 1.5MPa）の解析結果	29
図 3・1	ナチュラルアナログによる評価手法の概念図	31
図 3・2	安中・富岡地域における埋積厚さの変動と推定載荷応力	33
図 3・3	堆積年代と間隙比	35
図 3・4	一次元圧密試験における間隙比・圧密応力の関係	39
図 3・5	関口・太田による弾粘塑性モデルの物理的意味	42
図 3・6	除荷過程のシミュレーション結果	43
図 3・7	凍結試料の step8 における $\text{Int}\cdot\epsilon_v$ 関係	45
図 3・8	再構成試料の step8 における $\text{Int}\cdot\epsilon_v$ 関係	46
図 3・9	BR 試料の step8 における $\text{Int}\cdot\epsilon_v$ 関係	46
図 3・10	初期間隙比と二次圧密係数の関係	47
図 4・1	腐食膨張模擬試験で対象とした人工バリア仕様	50
図 4・2	試験体概略形状	51
図 4・3	試験装置外観	51
図 4・4	供試体ブロック形状	53
図 4・5	腐食膨張模擬試験の解析モデル	54
図 4・6	腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 1 関口-太田モデル）	57
図 4・7	腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 1 足立-岡モデル）	57

図 4-8 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 8 関口-太田モデル）	59
図 4-9 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 8 足立-岡モデル）	59
図 4-10 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 1 関口-太田モデル）	61
図 4-11 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 1 足立-岡モデル）	61
図 4-12 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 8 関口-太田モデル）	63
図 4-13 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 8 足立-岡モデル）	63
図 5-1 処分孔堅置き方式人工バリア	65
図 5-2 自重沈下解析および腐食膨張解析に用いた解析モデル	66
図 5-3 自重沈下解析結果（関口-太田モデル）	69
図 5-4 自重沈下解析結果（足立-岡モデル）	69
図 5-5 オーバーパック腐食膨張解析のフロー	71
図 5-6 オーバーパック腐食膨張の設定条件	73
図 5-7 腐食膨張解析による破壊接近度コンター（4,750 年後）	73
図 5-8 腐食膨張解析結果（岩盤が受ける応力：関口-太田モデル）	75
図 5-9 腐食膨張解析結果（岩盤が受ける応力：足立-岡モデル）	75
図 5-10 腐食膨張解析結果（オーバーパックが受ける応力：関口-太田モデル）	77
図 5-11 腐食膨張解析結果（オーバーパックが受ける応力：足立-岡モデル）	77

表 目 次

表 1-1 緩衝材のレファレンス仕様	2
表 2-1 粘塑性パラメータ m'	9
表 2-2 弹塑性パラメータ一覧	11
表 2-3 粘性パラメータ一覧	19
表 2-4 粘性パラメータの設定方法の違いによる影響	21
表 3-1 ナチュラルアナログの入力条件と設定方法	32
表 3-2 堆積年代と推定載荷応力	33
表 3-3 ベントナイト鉱床の推定間隙比	35
表 3-4 物理試験結果	37
表 3-5 一次元圧密試験の圧密応力条件	37
表 3-6 膨潤応力測定結果	39
表 3-7 圧縮指数 λ および膨潤指数 κ	41
表 3-8 除荷過程の検討に用いた入力パラメータ	42
表 3-9 載荷過程の入力条件と推定二次圧密係数	44
表 3-10 緩衝材の入力条件と推定二次圧密係数	49
表 4-1 腐食膨張模擬試験におけるピストン載荷条件	53
表 4-2 解析に用いたパラメータ一覧	54
表 5-1 解析に用いた物性値	67
表 5-2 解析に用いたパラメータ	67
表 5-3 自重沈下解析によるオーバーパック沈下量	71

This is a blank page.

1 はじめに

地層処分における緩衝材の力学的な役割は、オーバーパックを安定に支持すると同時に、オーバーパックの腐食膨張や周辺岩盤のクリープ変形によって生じる応力を緩和することである。人工バリアの定置後、緩衝材はオーバーパックや埋め戻し材の荷重を受けて変形するが、オーバーパックが過度に沈下する場合には、オーバーパックから岩盤までの距離の短縮や、オーバーパック上部の緩衝材密度の低下が考えられ、核種移行に影響を及ぼす可能性がある。また、緩衝材の応力緩衝性能を超えてオーバーパックや岩盤に過度の応力が負荷された場合、それらが変形して破壊に至る可能性がある。以上のことより、緩衝材の力学的変形挙動の評価手法を構築して、人工バリア性能への影響を把握することは、人工バリア設計や安全評価において重要となる。

緩衝材の長期力学的変形挙動に関して、第2次取りまとめ¹⁾においては、緩衝材上に定置したオーバーパックが、自重により沈下する挙動を評価する解析（以下、「自重沈下解析」という）と、オーバーパックの腐食膨張による変形や岩盤クリープ変形が生じるときの、緩衝材の応力状態を評価する解析（以下、「腐食膨張解析」という）を行った。自重沈下解析の結果、堅置き方式における1万年後のオーバーパック沈下量は5.1mmとなり、安全評価上問題とならないことが示された。また、腐食膨張解析の結果、緩衝材の応力状態は部分的に限界状態に近くなるものの、全体的には安定した状態であることを確認した。

これらの検討において、自重沈下解析では関口・太田モデル²⁾、腐食膨張解析では修正Cam-clayモデル^{3) 4)}を緩衝材の構成モデルとして使用している。これらの構成モデルは、一般の粘土材料の力学的変形挙動評価に用いられる構成モデルである。しかし、緩衝材の地層処分後の長期に渡る挙動評価を行う上では、ベントナイトの材料特性や地層処分環境を考慮して構成モデルを選定し、実験結果の再現性確認などによって、その適用性を十分に検討することが重要であり、この点が課題として挙げられた。

そこで第2次取りまとめ以降、緩衝材について適用性の高い構成モデルを改めて選定するために、一般の粘性土に関する既存の構成モデルを体系的に整理し、関口・太田モデルと足立・岡モデル^{5) 6)}を選定した⁷⁾。

さらに、緩衝材を用いた要素試験を行って構成モデルのパラメータを設定し、複数通りの方法で定めたパラメータについて、実験結果との比較を通じて適用性確認を行った^{7) 8) 9)}。その結果、緩衝材の挙動を適切に評価するパラメータを一意的に定めることは難しいものの、人工バリアの力学的変形挙動評価の目的（変形量を評価するか、応力状態を評価するか）に応じてパラメータの設定方法を選択することにより、安全側の評価が行えることを示した。本稿は、これらのパラメータ設定に関して得られた知見をまとめたものである。

なお、本稿において示される緩衝材の力学試験や解析は、特に記載のない限り、表1-1の第2次取りまとめにおけるレファレンス仕様の緩衝材で、降水系地下水条件（蒸留水）を対象としている。

表 1-1 緩衝材のレファレンス仕様

材料	ケイ砂混合ベントナイト	
配合比	ベントナイト : 70[wt%] (クニゲルV1)	
	ケイ砂 : 15[wt%] (3号) 15[wt%] (5号)	
初期乾燥密度	1.6	[Mg m ⁻³]
初期間隙比	0.676	[-]

2 構成モデルのパラメータ設定^{7) 8) 9)}

関口・太田モデル²⁾および足立・岡モデル^{5) 6)}のパラメータ設定に際して、緩衝材の力学特性が一般の粘土材料と異なる性質を有し、また評価期間が1万年～10万年と長期にわたるために、一意的にパラメータ値を設定することのできないものが存在した。そこで、緩衝材を用いた要素試験や腐食膨張模擬試験のシミュレーション解析を通じて実験結果の再現性を確認し、適切なパラメータを設定するための検討を行ってきた。本章では、関口・太田モデルおよび足立・岡モデルについてパラメータを複数通りの方法で設定し、緩衝材の要素試験との比較による適用性確認の結果を示す。

2.1 構成モデルのパラメータ概要

2.1.1 弾塑性パラメータ

構成モデルのパラメータは、弾塑性パラメータと粘性パラメータの2種類に分けられる。弾塑性パラメータは、関口・太田モデルおよび足立・岡モデルの両モデルに共通で用いられ、圧縮指數 λ 、膨潤指數 κ 、限界状態パラメータ M 、ポアソン比 ν の4つがある。

以下に設定方法と、降水系地下水条件における緩衝材について設定した値を示す。

1) 圧縮指數 λ ・膨潤指數 κ

側方拘束条件下で土を一次元的に、かつ、段階載荷によって排水を許しながら圧縮、膨潤に対する変形挙動を調べる試験（以下、「一次元圧密試験」という）によって得られる、間隙比と圧密応力の対数の関係（e-log P曲線）から求める。試験方法および手順は地盤工学会基準 JGS T411¹¹⁾、日本工業規格 JIS A 1217¹²⁾に準拠して行う。応力は、載荷過程 - 除荷過程 - 再載荷過程の3つの過程で与えて、載荷過程より圧縮指數 λ を、除荷過程および再載荷過程より膨潤指數 κ を設定する。

圧縮指數 λ は図2-1に示す一次元圧密試験結果¹³⁾における載荷過程の傾きより、

$$\lambda = 0.117 \text{ (対自然対数)}$$

と設定される。

膨潤指數 κ については、除荷過程と再載荷過程でその傾きが大きく異なるため、2.2.1項にて設定方法の検討結果を後述する。

2) 限界状態パラメータ M

等方応力で圧密された土の、非排水状態で圧縮されるときの応力および変形特性を求める圧密非排水三軸圧縮試験（以下、「 \overline{CU} 試験」という）を行い、試験結果から得られる破壊線の勾配を限界パラメータ M として設定する。試験方法および手順は地盤工学会基準 JGS T 523¹¹⁾、JGS 0523-2000¹²⁾に準拠して行った。

これにより限界状態パラメータは、図2-2に示す \overline{CU} 試験結果¹³⁾より、

$$M = 0.63$$

と設定される。

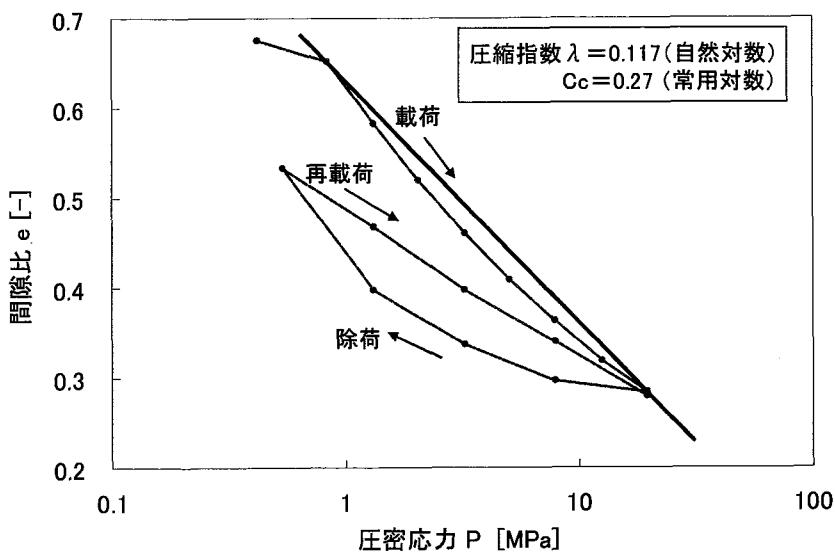
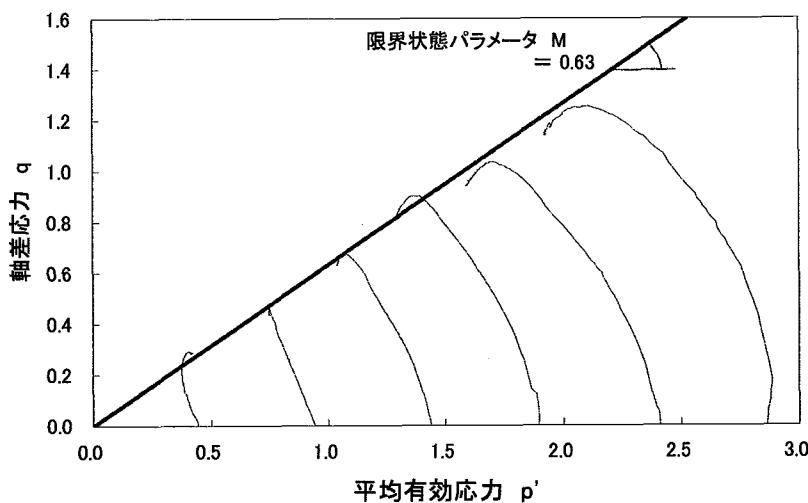


図 2-1 一次元圧密試験結果

図 2-2 \overline{CU} 試験結果

3) ポアソン比 ν

第2次取りまとめ¹⁾におけるオーバーパックの自重沈下解析では、ポアソン比 ν を 0.4 として設定していた。この値は、経験的に土質材料によく用いられる値であるが、緩衝材の要素試験のシミュレーション解析を行った結果、載荷初期の弾性挙動を適切に評価することができなかった。

そこで、 \overline{CU} 試験、クリープ試験結果を表現できるようにするために、次式に示すせん断剛性 G_0 が一定になるように膨潤指数の値に応じてポアソン比 ν を設定した⁹⁾。

$$G_0 = \frac{3(1+e_0)(1-2\nu)}{2\kappa(1+\nu)} \sigma'_m \quad \dots \dots \dots \quad (2-1)$$

ただし、 e_0 は初期間隙比、 σ'_m は平均有効応力、 κ は膨潤指数

これにより、膨潤指數 κ の値に応じて、ポアソン比 ν は、0.001, 0.166, 0.400 の 3 つの値としたが、ポアソン比 0.001 という値は一般土質材料としては非現実的な値となるため、今後の課題として詳細な検討が必要である。

2.1.2 粘性パラメータ

粘性パラメータは、関口・太田モデルと足立・岡モデルでは、用いるパラメータが異なる。関口・太田モデルの粘性パラメータは、二次圧密係数 α と初期体積ひずみ速度 v_0 で、足立・岡モデルでは、粘塑性パラメータ m' および C を用いる。以下に設定方法を示す。

1) 二次圧密係数 α および初期体積ひずみ速度 v_0 (関口-太田モデル)

二次圧密係数の設定には、側方拘束条件下で一定の荷重を載荷する試験（以下、「長期圧密試験」という）における、二次圧密挙動から設定する方法が提案されている¹⁴⁾。

土の圧密現象は一次圧密と二次圧密に分けられ、一次圧密は過剰間隙水圧の逸散による有効応力の増加に基づく圧密過程で、Terzaghi の一次元圧密理論¹⁵⁾で近似できる理論上 100%圧密までを指す。一方、二次圧密は一次圧密過程で過剰間隙水がおおかた逸散した後の、有効応力がほぼ一定なる条件のもとにおける圧密過程で、時間の対数にはほぼ比例して進行する。二次圧密係数 α は、ひずみ・対数時間曲線の勾配より設定するパラメータで、二次圧密の速度を表す指標である。降水系地下水条件における二次圧密係数 α の設定については、2.2.2 項にて後述する。

一方、初期体積ひずみ速度 v_0 は、二次圧密係数を用いて次式によって定められる。

ただし、 t_c は一次圧密終了時間であり、排水距離によって異なる値をとる。

2) 粘塑性パラメータ m' および C (足立-岡モデル)

足立・岡モデルのパラメータは、非排水三軸圧縮試験の軸圧縮過程におけるひずみ速度を様々な速度によって行う試験（以下、「ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験」という）の結果から設定することが提案されている¹⁶⁾。

ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験は、非排水圧密三軸圧縮試験 (\overline{CU} 試験) と同様の方法および手順により、以下に示す条件で行った。

- ・有効拘束圧 : 1.9MPa 程度
 - ・せん断のひずみ速度 : 0.1%/mm, 0.0045%/mm, 0.0010%/mm の 3 ケース

図 2-3 にひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験の応力経路の結果を示す。ここで、弾性ひずみが無視しえるとすると、図の応力経路上の等非弾性体積ひずみを持つ 2 点において、粘塑性パラメータ m' についての次式が成り立つ¹⁶⁾。

This is a blank page.

$$\ln \left\{ \frac{\dot{\varepsilon}_{11}^{(1)}}{\dot{\varepsilon}_{11}^{(2)}} \right\} = \frac{m'}{M} \left\{ \frac{q^{(1)}}{p'} - \frac{q^{(2)}}{p'} \right\} \quad (2-3)$$

ただし、 $\dot{\varepsilon}_{11}$ は軸ひずみ速度、 M は限界状態パラメータ、 q は軸差応力、 p' は平均有効応力である。

図 2-3 の応力経路上のある有効応力（初期有効応力の 90%、85%、80% の 3 点）における応力比 q/p' と軸ひずみ速度の関係を図 2-4 に示す。（2-3）式より、粘塑性パラメータ m' は、図 2-4 における近似直線の傾き（自然対数に変換）の逆数と限界状態パラメータの積として求められる。

従って、表 2-1 より粘塑性パラメータは、

$$m' = 98$$

と設定される。

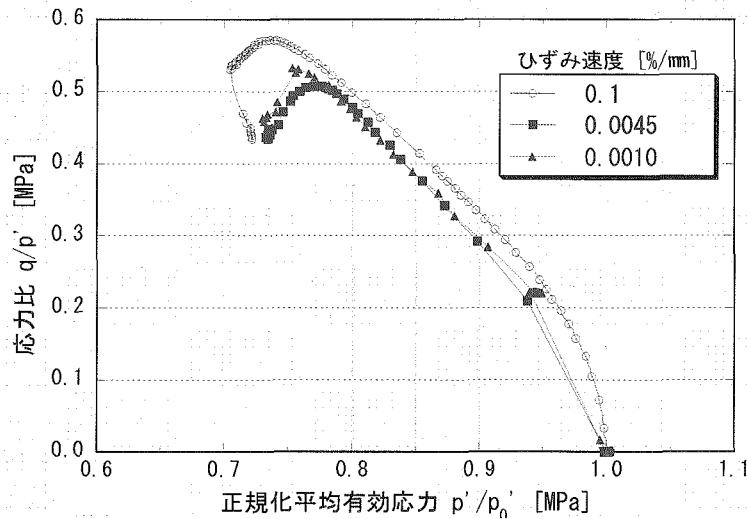


図 2-3 ひずみ速度の異なる CU 試験結果（応力経路）

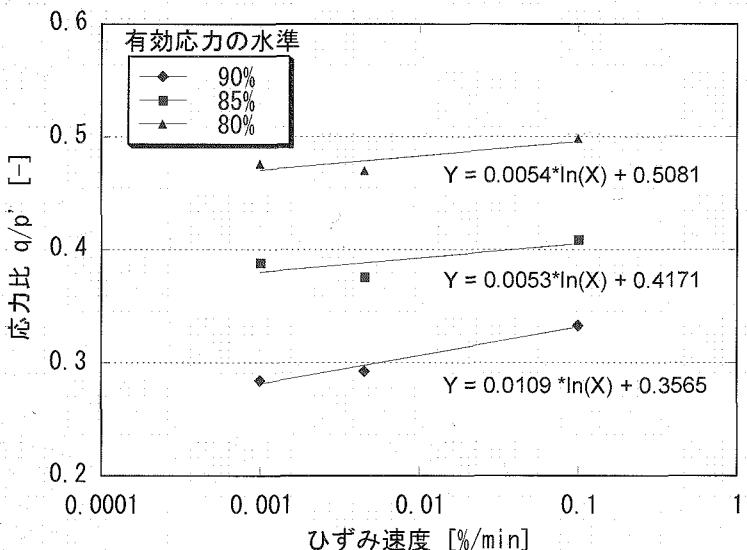


図 2-4 応力比-ひずみ速度関係

This is a blank page.

表 2-1 粘塑性パラメータ m'

有効拘束圧比	粘塑性パラメータ m'	平均値
90%	59	98
85%	119	
80%	117	

一方、粘塑性パラメータCは、次式により設定される。

$$C = \frac{\varepsilon_{11}}{\sqrt{\frac{2}{3}} \exp \left\{ m' \left[\frac{q}{Mp'} + \frac{\lambda}{\lambda - \kappa} \ln \left(\frac{p'}{p_0'} \right) \right] \right\}} \quad \dots \dots \dots \quad (2-4)$$

2.1.3 関口-太田モデルおよび足立-岡モデルの粘性パラメータの関係

前述のように、関口・太田モデル、足立・岡モデルでは用いる粘性パラメータが異なるが、両モデルの粘性パラメータ間には、次式の関係があることが分かっている¹⁷⁾。

This is a blank page.

2.2 パラメータ設定に関する検討

2.2.1 膨潤指数 κ の設定方法についての検討

1) パラメータの設定方法

膨潤指数 κ は、一次元圧密試験の除荷と再載荷の過程における、対数圧密応力に対する間隙比の傾きで設定する。除荷時と再載荷時における傾きは、一般の土質材料ではほぼ等しくなる。一方、図 2-1 に示すように、緩衝材の圧密試験結果¹³⁾では除荷時と再載荷時では傾きが大きく異なるため、膨潤指数 κ を一意的に決定することが困難である。

そこで図 2-5 に示すように、膨潤指数 κ を、再載荷時の傾き、再載荷時の傾きと除荷時の傾きの平均値（以下、「平均の傾き」という）、除荷時の傾きの 3 通りの方法で設定し、緩衝材の要素試験⁷⁾についてシミュレーション解析を行った。表 2-2 に、解析に用いた弾塑性パラメータの値を示す。

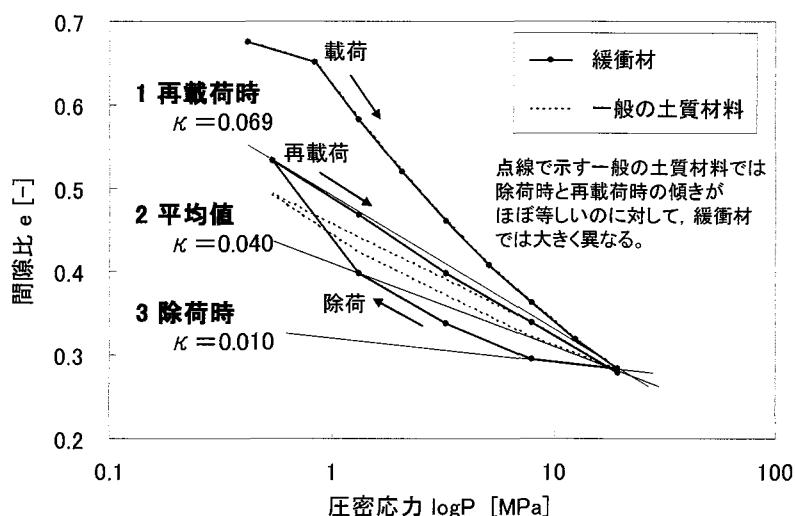


図 2-5 一次元圧密試験結果における膨潤指数の設定

表 2-2 弾塑性パラメーター一覧

パラメータ セット	膨潤指数の設定方法	膨潤指数 κ	圧縮指数 λ	ポアソン比 ν	限界状態 パラメータ M
1	再載荷時の傾き	0.069	0.117	0.001	0.63
2	平均の傾き	0.040		0.166	
3	除荷時の傾き	0.010		0.400	

This is a blank page.

2) シミュレーション解析による比較

図2-6、図2-7にCU試験（有効拘束圧=2.41MPa）における応力・ひずみ関係と応力経路を一例として示す。これらのシミュレーション解析によると、膨潤指数 κ を再載荷時の傾きおよび平均の傾きで設定した解析結果の範囲で実験結果はおおよそ評価され、除荷時の傾きで設定した場合の解析結果は最も乖離する結果となった。従って、膨潤指数 κ は、一次元圧密試験の対数圧密応力と間隙比の関係における再載荷時の傾きおよび平均の傾きによって設定するものとした。

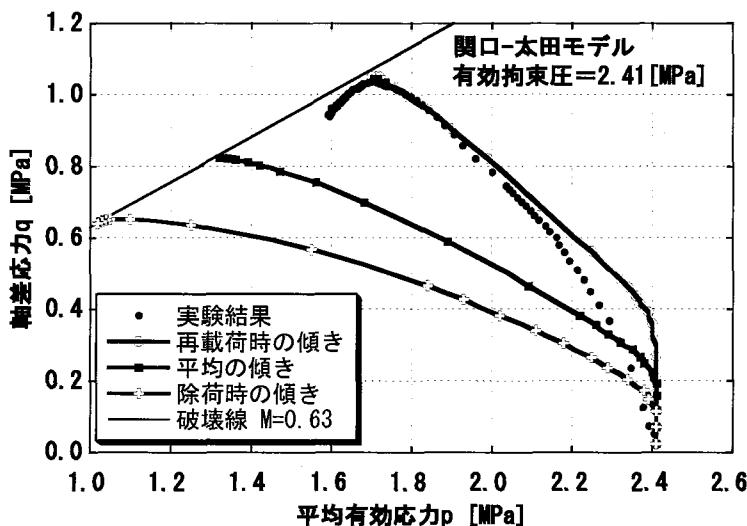


図2-6 CU試験のシミュレーション解析結果（応力経路）
(粘性パラメータは $\alpha=1.2 \times 10^{-3}$, $\dot{\nu}_o=1.9 \times 10^{-6} \text{ h}^{-1}$ を使用)

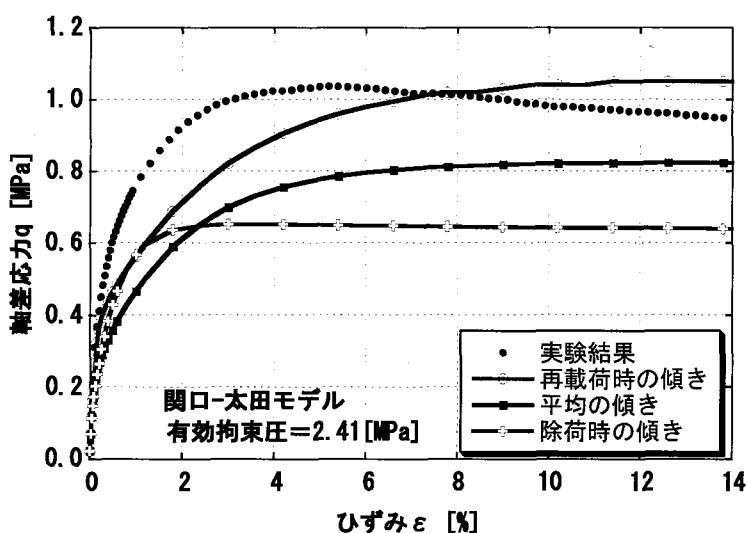


図2-7 CU試験のシミュレーション解析結果（軸差応力-ひずみ関係）
(粘性パラメータは $\alpha=1.2 \times 10^{-3}$, $\dot{\nu}_o=1.9 \times 10^{-6} \text{ h}^{-1}$ を使用)

This is a blank page.

2.2.2 粘性パラメータの設定方法についての検討

1) パラメータの設定方法

関口・太田モデルにおける粘性パラメータは、側方拘束条件下で一定の荷重を載荷する試験（以下、「長期圧密試験」という）における、二次圧密挙動から設定する方法が提案されている¹⁴⁾。

土の圧密現象のうち、一次圧密は主として過剰間隙水圧の逸散による有効応力の増加に基づく圧密過程で、Terzaghi¹⁵⁾の理論で説明できる挙動として定義される。また、二次圧密は過剰間隙水がおおかた逸散した後、有効応力がほぼ一定な条件の下での圧密過程として定義される¹⁸⁾。そして、二次圧密挙動については、対数時間・変位の関係において線形を示す測定結果が多く¹⁹⁾、その傾きである二次圧密係数 α を関口・太田モデルにおける粘性パラメータとして設定することが提案されている。

図 2-8 に緩衝材の長期圧密試験の結果⁸⁾を示す。この試験結果において、一次圧密終了後、およそ 2,000 時間後までは時間の対数に対して線形的に変位が推移しており、二次圧密係数はほぼ一定値を示している。しかし、2,000 時間を超えた後は、変位が時間の対数に対して非線形的に推移し、二次圧密係数が増大するような挙動が見られる。図 2-9 は二次圧密係数の経時変化を表したもので、この図からも二次圧密係数がある時点から増大していることが明らかである。

そこで、二次圧密係数を図 2-9 のように、およそ 15,700 時間（22 ヶ月間）の長期圧密試験中に得られた二次圧密係数の最大値で設定（パラメータ A : $\alpha = 0.002$ ）するものと、二次圧密係数が 2,000 時間後から対数時間に対して比例して増大すると仮定し、その傾向を 1 万年後まで外挿したときの値を用いる保守的な設定（パラメータ Aa : $\alpha = 0.010$ ）の 2 通りで設定した。

なお、二次圧密係数の設定に関しては、3 章 ナチュラルアナログによる二次圧密係数の推定において別途検討を行っており、ベントナイト鉱床の二次圧密係数 α は、最大で 0.0013 程度と推定される。従って、パラメータ Aa の $\alpha = 0.010$ という値は、過度に保守的なパラメータである可能性は高いが、緩衝材の力学的変形挙動において、現実的な評価とは別の位置付けとして、不確実性を保守的に考慮した場合のオーバーパックの沈下量の限界値を求める目的とした解析に用いる。

一方、足立・岡モデルでは、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験から粘性パラメータ C , m' を設定する¹⁶⁾。この方法に基づき設定したパラメータを B とした。

これらのパラメータは、2.1.3 項に示す構成モデル間の粘性パラメータの関係式によって変換し、関口・太田および足立・岡の両モデルに用いた。表 2-2 に、構成モデルの全パラメータセット一覧を示す。粘性パラメータ A, Aa, B の 3 通りのそれぞれに対して、先に選定した膨潤指数を 2 通りの方法（1. $\kappa = 0.069$, 2. $\kappa = 0.040$ ）で設定している。表中の SO は関口・太田モデルのパラメータ、AO は足立・岡モデルのパラメータであることを意味する。

This is a blank page.

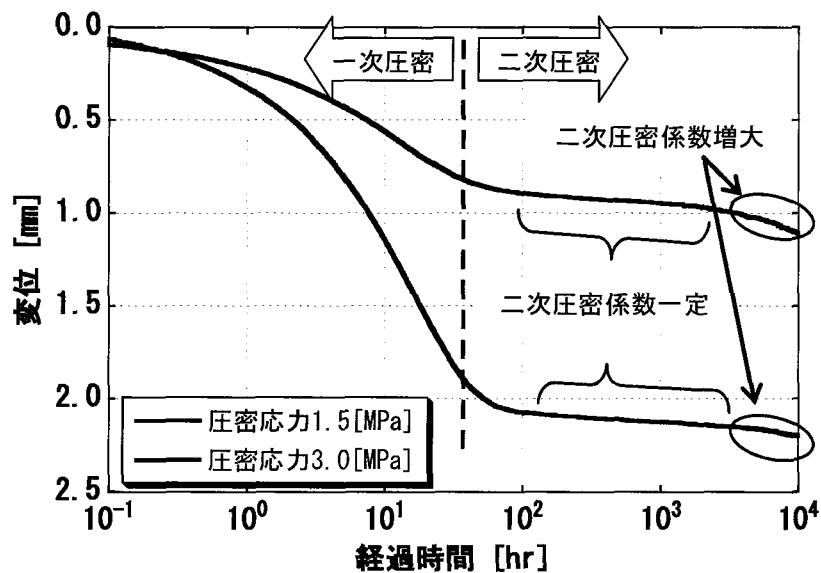


図 2-8 長期圧密試験結果

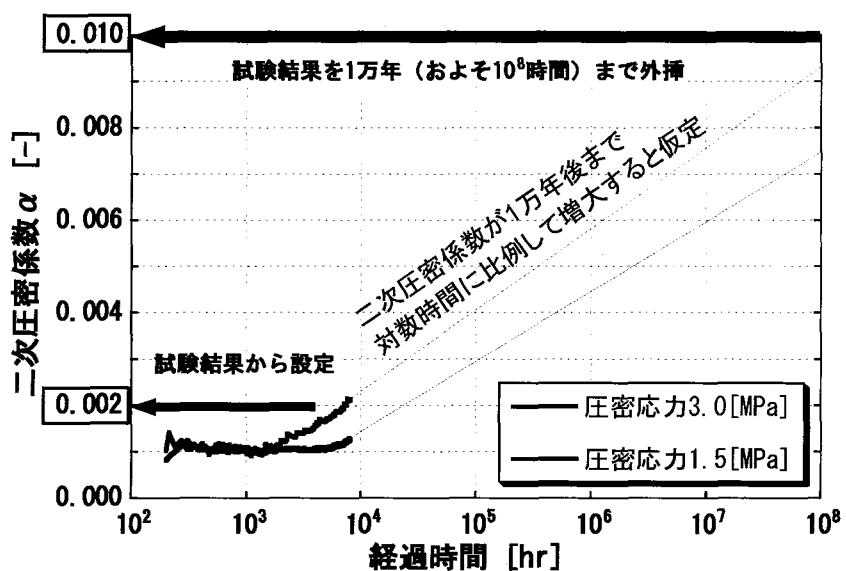


図 2-9 二次圧密係数の経時変化

This is a blank page.

表 2-3 粘性パラメータ一覧

	関口-太田モデル		足立-岡モデル	
	長期圧密試験より二次圧密係数 α を設定 $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c}$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定		関口-太田モデルのパラメータを換算して設定	
A	【SO-A-1】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c} (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-A-2】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c} (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-A-1】 $m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} C = \frac{\dot{v}_0}{M}$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-A-2】 $m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} C = \frac{\dot{v}_0}{M}$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
Aa	長期圧密試験の二次圧密係数 α を 1 万年後まで外挿して設定 $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c}$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定		関口-太田モデルのパラメータを換算して設定	
Aa	【SO-Aa-1】 $\alpha = 1.00E - 02$ $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c} (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-Aa-2】 $\alpha = 1.00E - 02$ $\dot{v}_0 = \frac{\alpha}{t_c} (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-Aa-1】 $m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} C = \frac{\dot{v}_0}{M}$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-Aa-2】 $m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} C = \frac{\dot{v}_0}{M}$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
B	足立-岡モデルのパラメータを換算して設定		ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験結果より設定	
B	【SO-B-1】 $\alpha = \frac{\lambda - \kappa}{m'(1 + e_0)}$ $\dot{v}_0 = MC$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-B-2】 $\alpha = \frac{\lambda - \kappa}{m'(1 + e_0)}$ $\dot{v}_0 = MC$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-B-1】 $m' = 98.0$ $C = 2.40E - 12 (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-B-2】 $m' = 98.0$ $C = 1.20E - 18 (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
	全ての解析ケースにおいて共通で用いる弾塑性パラメータ ・ 圧縮指數 $\lambda = 0.117$ ・ 限界状態パラメータ $M = 0.63$			

2) シミュレーション解析による比較

緩衝材を用いた \overline{CU} 試験、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験、クリープ試験、長期圧密試験の結果^{7) 8) 9)}について解析を行い、表 2-3 に示した 3 通りの粘性パラメータについて比較した。

図 2-10、図 2-11 に \overline{CU} 試験（有効拘束圧 2.41 MPa）の応力経路と応力・ひずみ曲線、図 2-12～図 2-17 にひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験の応力経路と応力・ひずみ曲線、図 2-18、図 2-19 にクリープ試験および長期圧密試験それぞれの実験結果とシミュレーション解析の結果を示す。ここに示す図は解析結果の一部で、関口-太田モデルの膨潤指数 $\kappa = 0.069$ のケース（パラメータ SO-A-1, SO-Aa-1, SA-B-1）の解析結果を示している。実験結果と解析結果との比較より、各パラメータについて明らかになったことを以下にまとめると。

(1) パラメータ A (長期圧密試験より設定)

図 2-10 \overline{CU} 試験の応力経路では、実験結果と比較して軸差応力の大きい曲線を描くものの、限界状態における応力比は、概ね実験結果に等しい評価が得られている。

ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験については、図 2-12～図 2-14 に示す応力経路において、ひずみ速度が速くなるにつれて応力比を大きく評価しており、限られたひずみ速度についてのみ実験結果との一致が見られた。

図 2-18 クリープ試験の解析は、粘性変形を過度に見積もる結果となり、パラメータ A による緩衝材のせん断変形挙動の再現性は低い。

図 2-19 長期圧密試験結果については、パラメータ A は長期圧密試験より二次圧密係数を設定しているため、自明ではあるが相対的な二次圧密速度を適切に評価している。

以上より、パラメータ A は、長期圧密試験では良好な一致を示すものの、せん断系試験である \overline{CU} 試験、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験、クリープ試験では、概略的な評価に留まる結果となった。

(2) パラメータ Aa (長期圧密試験より保守的に設定)

図 2-10、図 2-11 \overline{CU} 試験の解析では、パラメータ A、B と比較して最も実験結果から乖離する評価となった。また、図 2-12～図 2-17 ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験については、ひずみ速度の遅いケースでは概略的に評価できるものの、ひずみ速度が速くなるにつれて実験結果から乖離する結果となった。これは、パラメータ Aa は、実験で観察された二次圧密の速度より過大に二次圧密係数を設定したことから、粘性パラメータがひずみ速度に追従せず、初期に過度の弾性挙動が生じたためと考えられる。

また、図 2-18 クリープ試験結果および図 2-19 長期圧密試験結果においても、過大な二次圧密係数のために二次圧密速度が実験よりも大きく評価され、いずれの解析においても実験結果と大きく乖離する結果となった。

以上の実験結果との比較において、パラメータ Aa は実験結果よりも過大に変形を見積もる結果となり、要素試験の再現性は低いことが明らかとなった。しかし、図 2-8 の長期圧密試験において、「二次圧密の加速挙動がいずれ減衰し、圧密が収束する」ことが明らかとされていない現状においては、2 年程度の実験期間の観測値から設定したパラメータ A を用いて解析した場合、二次圧密挙動を過小評価する可能性もある。一方、パラメータ Aa は長期圧密試験における二次圧密の加速挙動を考慮して設定したパラメータであり、緩衝材の変形挙動を評価するオーバーパックの自重沈下解析においては、沈下量の限界値を保守的に見積もることができる。

そこで、パラメータ Aa から得られた解析結果については、地層処分における緩衝材の変形挙動の限界状態を保守的に把握するための極端なケースとして位置づけて、5 章における人工バリアの長期力学的変形挙動評価に用いることとする。

なお、パラメータ Aa については、今後、長期圧密試験結果の信頼性向上や、二次圧密が加速

することの現象理解に向けた検討（たとえば、Ichikawa²⁰⁾など），3章にて後述するナチュラルアナログによる推定結果なども考慮して、設定方法を見直すことが課題として挙げられる。

(3) パラメータ B (ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験より設定)

図 2-10 \overline{CU} 試験の応力経路では、3つのパラメータのうちパラメータ B が最も精度よく一致している。また、図 2-12～2-17 ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験については、本試験よりパラメータを設定しているため自明ではあるが、実験結果をよく評価している。図 2-18 クリープ試験については、載荷直後の瞬間的な弾性変形量は異なるが、その後のクリープ変形の相対的なひずみの推移は実験結果と一致している。

一方、図 2-19 長期圧密試験では、パラメータ A に対して二次圧密係数が相対的に小さいため弾塑性的な挙動を示し、変位量を小さく見積もる結果となった。

以上より、パラメータ B は \overline{CU} 試験やクリープ試験のように、緩衝材をせん断させる試験系については良好に挙動を評価できるが、長期圧密試験のように、緩衝材を圧密変形させる試験については二次圧密挙動を相対的に小さく見積もるため、適切に評価できないことが明らかとなった。

以上の(1)～(3)の各パラメータによる要素試験のシミュレーション解析結果を表 2-4 にまとめた。変形挙動と応力状態の評価に対して、パラメータによって小さく評価したり大きく評価したりするため、緩衝材の長期力学的変形挙動評価においては安全側の評価となるパラメータを選択する必要がある。上述の要素試験のシミュレーション解析より、変形挙動を評価する圧密系試験の解析には粘性パラメータ A を用い、応力状態を評価するせん断系試験の解析には粘性パラメータ B を用いるのが適切であるといえる。

表 2-4 粘性パラメータの設定方法の違いによる影響

粘性パラメータの設定方法	各要素試験についての解析結果			
	\overline{CU} 試験	ひずみ速度の異なる CU 試験	クリープ試験	長期圧密試験
(A)長期圧密試験より設定	△	△	△	○
	比較的よく一致	実験結果に比べて強い時間依存性挙動が認められ、限られた載荷速度についてのみ一致する	実験結果と比べてクリープひずみを大きく見積もる	試験結果と一致 (本試験よりパラメータを設定しているため、自明)
(Aa)長期圧密試験より保守的に設定	×	×	×	×
	大きく乖離	大きく乖離	実験結果と比べてクリープひずみを著しく大きく見積もる	大きく乖離
(B)ひずみ速度の異なる CU 試験より設定	○	○	○	△
	最もよく一致	試験結果と一致 (本試験よりパラメータを設定しているため、自明)	載荷直後の瞬間的な弾性変形は異なるが、相対的なひずみの推移は実験結果と一致	弾塑性的な挙動を示し、二次圧密挙動を表現できていない。

This is a blank page.

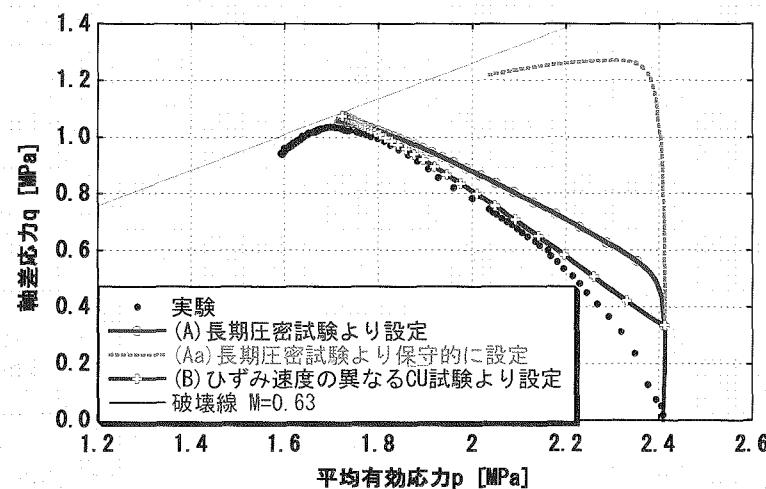


図 2-10 CU 試験（有効拘束圧 2.41MPa）の解析結果（応力経路）
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

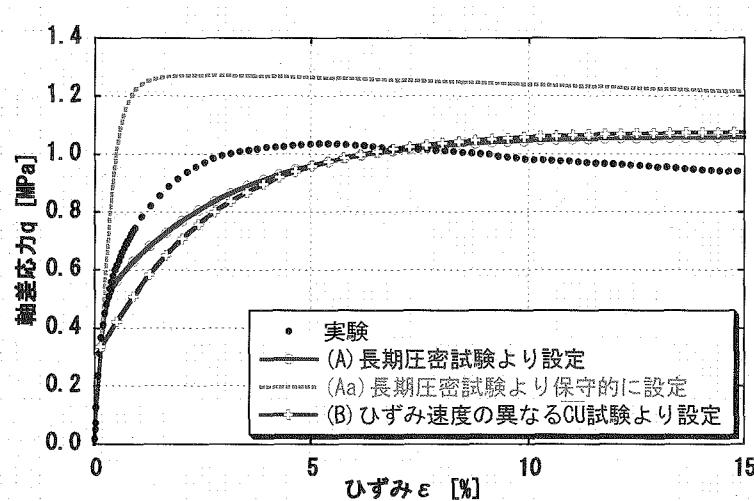


図 2-11 CU 試験（有効拘束圧 2.41MPa）の解析結果（応力-ひずみ曲線）
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

This is a blank page.

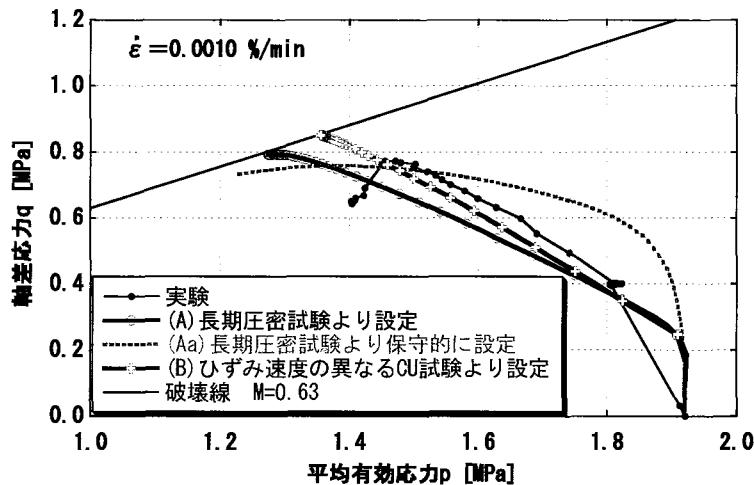


図 2-12 ひずみ速度の異なる CU 試験 ($\dot{\varepsilon} = 0.0010 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力経路)
(関口-太田モデル, $\kappa = 0.069$)

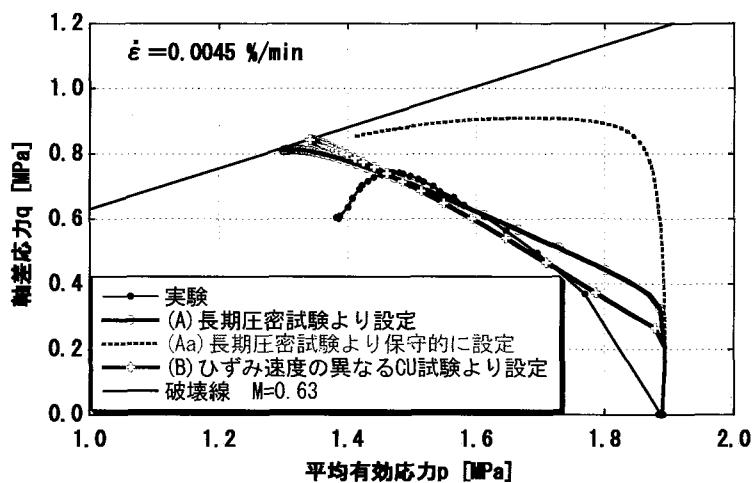


図 2-13 ひずみ速度の異なる CU 試験 ($\dot{\varepsilon} = 0.0045 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力経路)
(関口-太田モデル, $\kappa = 0.069$)

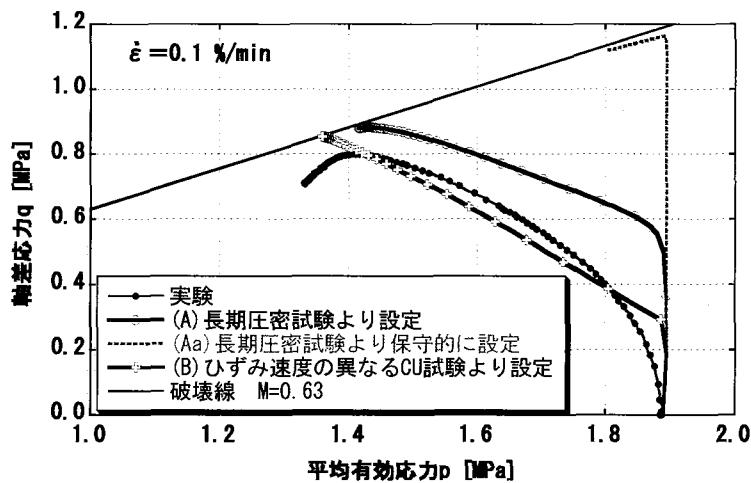


図 2-14 ひずみ速度の異なる CU 試験 ($\dot{\varepsilon} = 0.1 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力経路)
(関口-太田モデル, $\kappa = 0.069$)

This is a blank page.

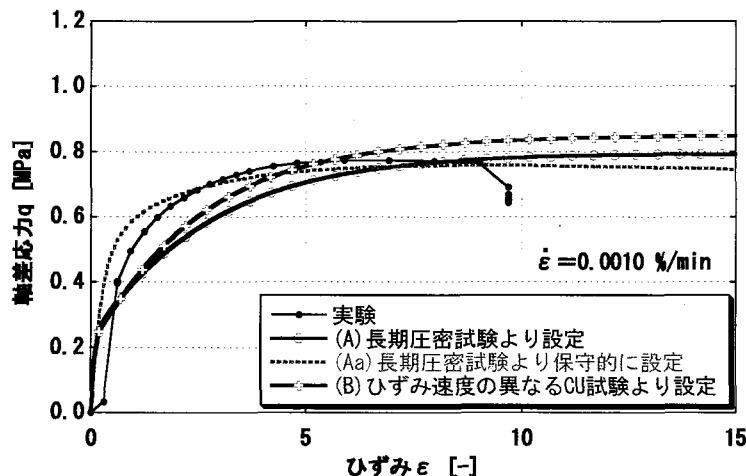


図 2-15 ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\epsilon} = 0.0010 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力-ひずみ曲線)
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

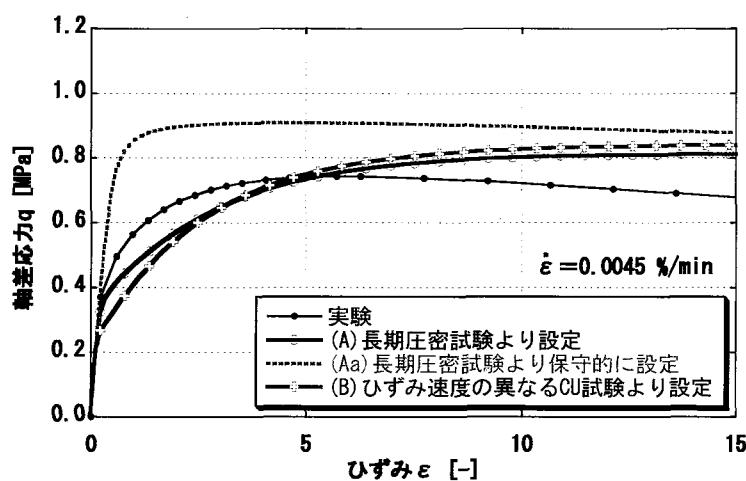


図 2-16 ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\epsilon} = 0.0045 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力-ひずみ曲線)
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

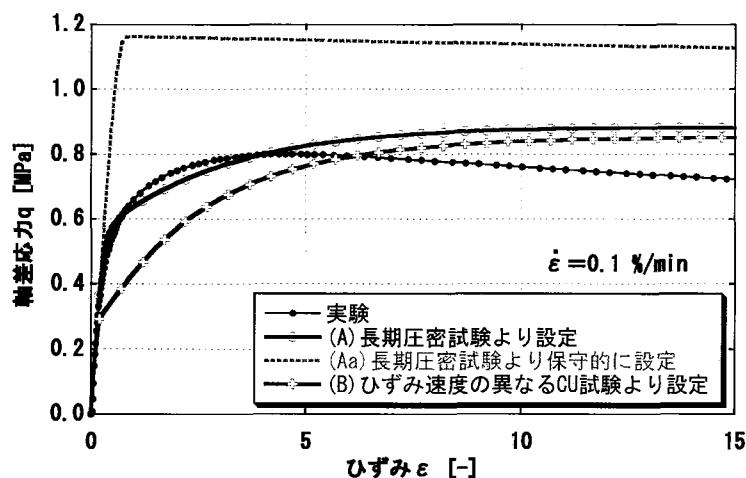


図 2-17 ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験 ($\dot{\epsilon} = 0.1 \text{ \%}/\text{min}$) の解析結果 (応力-ひずみ曲線)
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

This is a blank page.

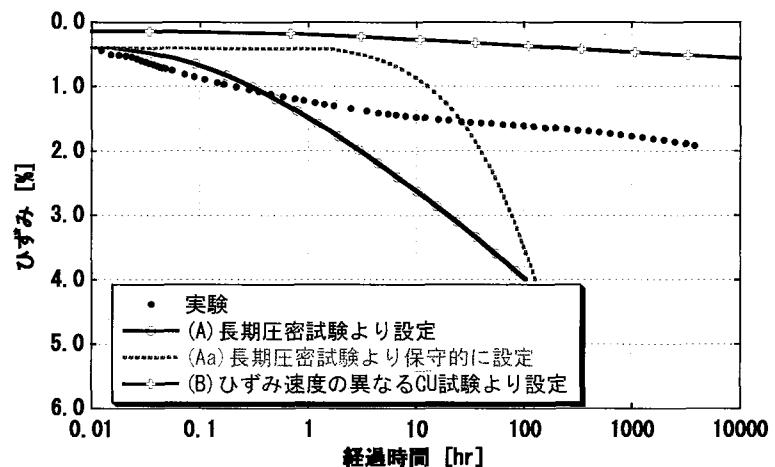


図 2-18 クリープ試験（破壊応力の 70% 載荷）の解析結果
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

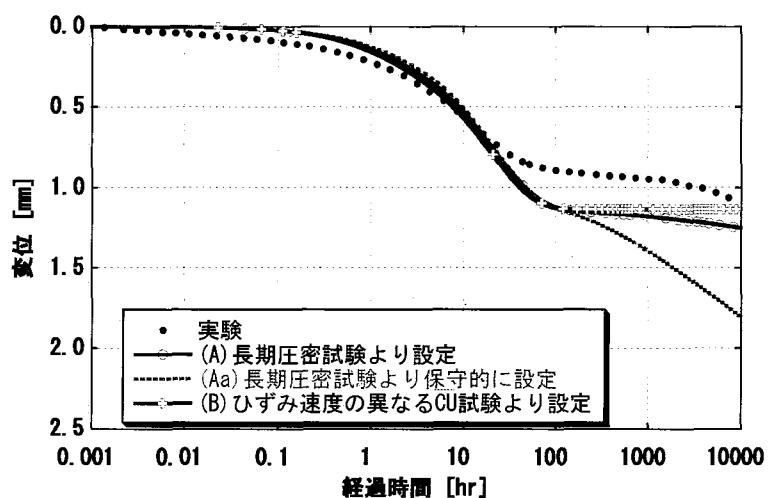


図 2-19 長期圧密試験（圧密応力 1.5MPa）の解析結果
(関口-太田モデル, $\kappa=0.069$)

This is a blank page.

3 ナチュラルアナログによる二次圧密係数の推定⁸⁾

長期圧密試験より保守的に設定したパラメータ Aa を用いて 5 章に示す自重沈下解析を行ったところ、オーバーパックの沈下量は、10,000 年後で 100mm 以上となつた⁹⁾。これに、オーバーパックの腐食膨張により元の位置より下方に 184mm の変形と仮定すると、オーバーパック下部の緩衝材は合計 284mm 程度変形することになる。この変形量は緩衝材厚さ 700mm の 40%に相当し、緩衝材の初期乾燥密度を $\rho_d=1.60 \text{ Mg m}^{-3}$ とすると、変形後の乾燥密度は $\rho_d=2.69 \text{ Mg m}^{-3}$ で軟岩と同程度の密度となり、緩衝材の力学的変形現象として想定し難い。

そこで、自重沈下解析において重要な粘性パラメータ 二次圧密係数 α の信頼性を傍証するため、ベントナイト鉱床についてナチュラルアナログによる評価を行って二次圧密係数を推定した。

3.1 ナチュラルアナログによる評価の概要

図 3-1 にナチュラルアナログによる評価手法の概念図を示す。人工バリアの長期力学的変形挙動評価では、長期圧密試験などの要素試験を行って構成モデルのパラメータを決定し、それを用いて定置後の人工バリアの挙動を予測した。一方、ナチュラルアナログによる評価では、圧密履歴のあるベントナイト鉱床を対象として、過去における間隙比や載荷応力を推定し、また凍結サンプリングによる不搅乱試料を採取して現在の状態の物性値を測定して、逆解析によって未知数である二次圧密係数 α を求める。

逆解析を行うために必要となる入力条件と設定方法を表 3-1 に示す。各項目の詳細は 3.3 節において述べる。

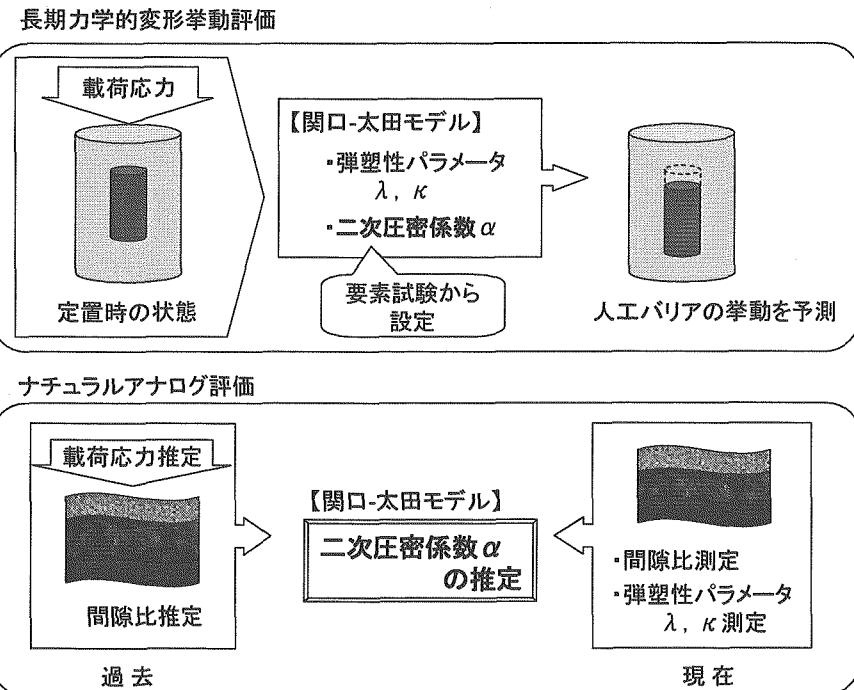


図 3-1 ナチュラルアナログによる評価手法の概念図

表 3-1 ナチュラルアナログの入力条件と設定方法

項目	設定方法
1 載荷応力	埋積厚さに関する知見(澤田, 2004)より、上戴荷重の推移を推定し、載荷応力として設定
2 密度(過去)	間隙比-堆積年代の近似式(陶野, 1971)より推定
3 密度(現在)	ベントナイト鉱床から採取した試料の密度試験結果より設定
4 弾塑性パラメータ λ, κ	ベントナイト鉱床から採取した試料の一次元圧密試験結果より設定

3.2 ベントナイト鉱床

ナチュラルアナログによる評価の対象としたベントナイト鉱床について記す。

・所在地 群馬県富岡市黒川 株式会社ホージュン 富岡鉱業所

・地質概要

対象地は群馬県南西部に位置しており、三国山脈に属する山麓丘陵の岩野谷丘陵に分布する。岩野谷丘陵は、新第三世紀中新世の中期に堆積した福島層、吉井層、板鼻層より構成され、北部では凝灰角礫岩が一部分分布している。

福島層は、妙義山の東側では幅 10km にわたって広く分布するが、西側の堆積状況は不明な点が多い。本層は灰色の泥岩と砂岩の互層からなる下部と、細粒砂岩の薄層を挟む泥岩よりなる上部に大別される。全層厚は約 100m と考えられている。吉井層も同様に砂岩やシルト岩より成る。

また、凝灰岩は続成作用や風化作用および弱い熱水変質作用を受けることにより、モンモリロナイト化してベントナイト鉱床を形成することが知られている。当地域の凝灰岩層の厚さは 1 枚数 m とされている。

3.3 ナチュラルアナログの入力条件の設定

3.3.1 載荷応力の設定

澤田²¹⁾は、対象のベントナイト層の載荷応力の履歴に関して、現在の層厚、間隙比および堆積年代、堆積速度等から「埋積厚さ」を用いて考察している。

図 3-2 に、安中・富岡地域における埋積厚さの変動と推定載荷応力を併せて示す。載荷応力の算出は、地表面まで水位があると仮定して浮力を考慮し、水中での土の単位体積重量 $\gamma = 1.0 \text{ Mg m}^{-3}$ を用いて計算した。

図 3-2 より、ベントナイト層は 1520 万年前に海底で堆積し、1050 万年前より隆起侵食を受けた現在に至っていると推定される。以下、表 3-2 に示すように載荷応力履歴を 10 ステップに分割し、step1～5 までを載荷過程、step6～10 までを除荷過程とする。

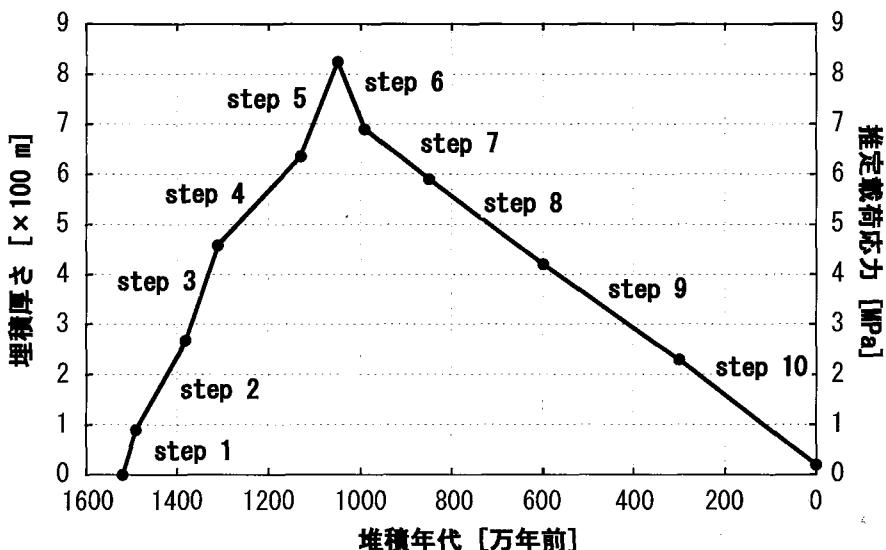


図 3-2 安中-富岡地域における埋積厚さの変動と推定載荷応力

表 3-2 堆積年代と推定載荷応力

段階	載荷過程					除荷過程				
	step 1	step 2	step 3	step 4	step 5	step 6	step 7	step 8	step 9	step 10
堆積年代 [万年前]	1520	1490	1380	1310	1130	1050	990	850	600	300
推定載荷応力 [MPa]	0.00	0.89	2.68	4.59	6.36	8.25	6.90	5.90	4.20	2.30

3.3.2 過去の密度の推定

陶野²²⁾は、粘性土および砂質土の一般的な土質材料について、図3-3のように間隙比と堆積年代の関係を示しており、地層の密度は過去の応力条件や環境条件によらず、堆積年代より概ね推定可能であるとしている。本評価では、陶野の示すデータについて次式に示す近似式を設定した。

$$e = -0.2435 \ln(t) + 4.395 \quad \dots \dots \dots \quad (3-1)$$

ただし、 t は堆積年代 [ya]である。

図3-3にベントナイト鉱床から採取した不搅乱試料の測定結果(3.3.3にて後述)を併せて示す。この測定結果は、(3-1)式の近似式よりも高い間隙比を示すが、他のデータのばらつきを考慮すると、近似式に概ね合致していると考えられる。従って、膨潤性を有するベントナイトについても、一般の土質材料と同様に、堆積年代により地層の密度を概略的に推定することが可能であるといえる。

のことより、本評価で用いる過去の密度は、陶野の示す関係から設定した近似式である(3-1)式(以下、「間隙比・堆積年代の近似式」という)を用いて設定した。表3-3に載荷過程の各段階における推定間隙比を示す。

This is a blank page.

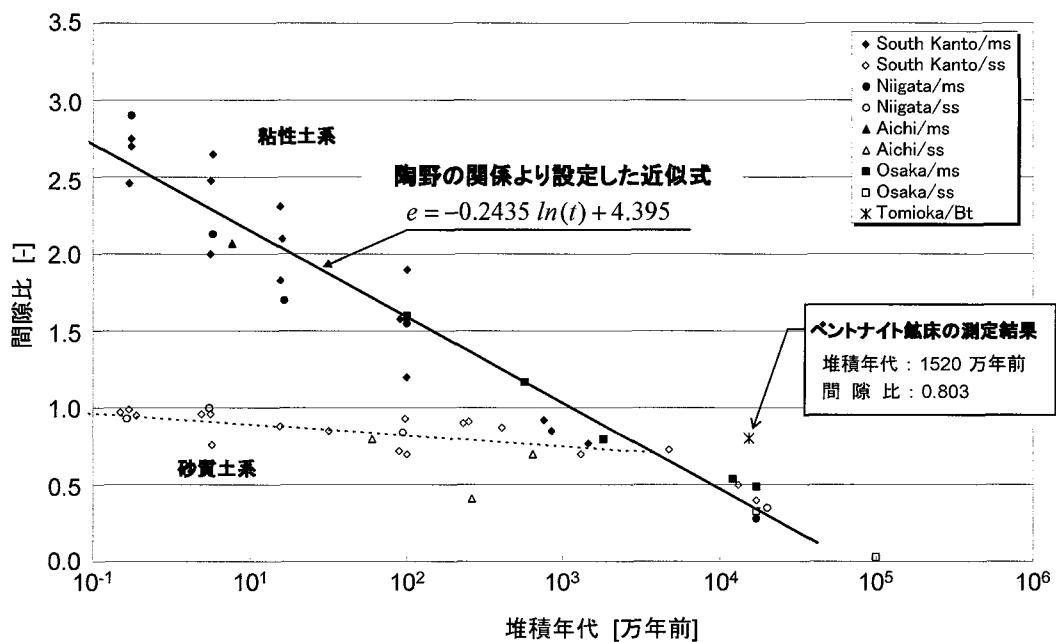
図 3-3 堆積年代と間隙比（陶野²²⁾に加筆）

表 3-3 ベントナイト鉱床の推定間隙比

step	堆積初期	step 1	step 2	step 3	step 4
堆積年代 [万年前]	1520	1490	1380	1310	1130
経過年数 [y]	1	0.3×10^6	1.4×10^6	2.1×10^6	3.9×10^6
推定間隙比 [-]	4.395	1.324	0.949	0.850	0.700

3.3.3 現在の密度の測定

1) 試料採取方法

ベントナイト鉱床の現在の密度は、原位置より乱さない状態の不搅乱試料を採取して測定した。不搅乱試料の採取方法は、凍結サンプリングを適用した。一般に、硬質地盤においてはボーリングやブロックサンプリングが行われるが、ベントナイトのような水や熱と反応する堆積岩では、サンプリング作業における削孔水や削孔で生じる熱により、試料の物性が変化されることが考えられる。凍結サンプリング法は、地盤を凍結させてからコアサンプリングを行うため、土粒子構造を保ったまま試料を採取することができる。

(凍結サンプリング法の詳細は「緩衝材長期力学挙動の信頼性向上⁸⁾」を参照のこと)

2) 物理試験結果

表 3-4 に採取した試料の密度と他の物理試験結果を示す。試験は、土の含水比試験方法 (JIS A 1203)¹²⁾ および土の粒度試験方法 (JIS A 1204)¹²⁾ に準じて行った。密度試験については、土

This is a blank page.

粒子の密度試験方法（JIS A 1202）¹²⁾に示される方法に加えて、小峰²³⁾の提案する手法も取り入れて行った。

表 3-4 物理試験結果

	深度 m	5.68～5.81
一般	湿潤密度 $Mg\ m^{-3}$	1.859
	乾燥密度 $Mg\ m^{-3}$	1.419
	土粒子の密度 $Mg\ m^{-3}$	2.558
	自然含水比 %	31.01
	間隙比	0.803
	飽和度 %	98.8
粒度	石分 75mm以上 %	0.0
	礫分 2～75mm %	0.0
	砂分 0.075～2mm %	8.6
	シルト分 0.005～0.075mm %	48.1
	粘土分 0.005未満 %	43.3
	最大粒径 mm	0.425

3.3.4 弹塑性パラメータの設定

1) 試験概要

関口・太田モデルによる逆解析に必要となる弾塑性パラメータを設定するために、一次元圧密試験を行って圧縮指数 λ と膨潤指数 κ を求めた。

試験に用いた供試体は、凍結サンプリング試料（以下、「凍結試料」という）、凍結サンプリングによって採取した試料を一度練り返して再構成した試料（以下、「再構成試料」という）および機械ボーリングによるサンプリング試料（以下、「BR 試料」という）の3種類を用いた。供試体の仕様は以下に示すとおりである。

供試体仕様

寸法： 直径 60mm, 高さ 10mm

乾燥密度 : $1.4\ Mg\ m^{-3}$ 程度

初期含水比 : 30% 程度（再構成試料は除く）

試験数 : 各供試体 1 本

試験は 2.1.1 と同様の方法とし、圧密応力については表 3-5 に示す条件で行った。

表 3-5 一次元圧密試験の圧密応力条件

圧密応力 [MPa]	膨潤応力	0.10	0.19	0.37	0.72	1.40	2.71	5.24	10.13	19.60
載荷step	初期	→	step 1	→ step 2	→ step 3	→ step 4	→ step 5	→ step 6	→ step 7	→ step 8
	step u4	←	step u3	←	step u2	←	step u1	←		
		↘	step r1	→	step r2	→	step r3	→	step r4	

This is a blank page.

2) 試験結果

(1) 膨潤過程

供試体に給水して膨潤応力を測定し、定常状態に達するのを確認して飽和とみなした。各供試体の膨潤応力の測定結果を表 3-6 に示す。凍結試料および BR 試料は、自然含水比が 30%程度、換算飽和度が 100%に近く、飽和状態にあったことから膨潤応力は小さい値となった。

表 3-6 膨潤応力測定結果

供試体	凍結試料	再構成試料	BR試料
膨潤応力 [MPa]	0.026	0.370	0.026

(2) 圧密過程

図 3-4 に一次元圧密試験における間隙比と圧密応力の関係を示す。グラフには、レファレンスケース（表 1-1 の仕様による）の緩衝材の試験結果も併せて示している。載荷過程において、再構成試料はレファレンスケースの緩衝材と同様の挙動を示している一方、凍結試料と BR 試料は、緩やかな間隙比の推移を示している。除荷過程・再載荷過程では、いずれのケースについても多少ループを描いているが、レファレンスケースの緩衝材よりは一般の粘性土の挙動に近く、弾塑性的な特性を示している。

以上、各試料の結果から得られた圧縮指数 λ と膨潤指数 κ を表 3-7 に示す。

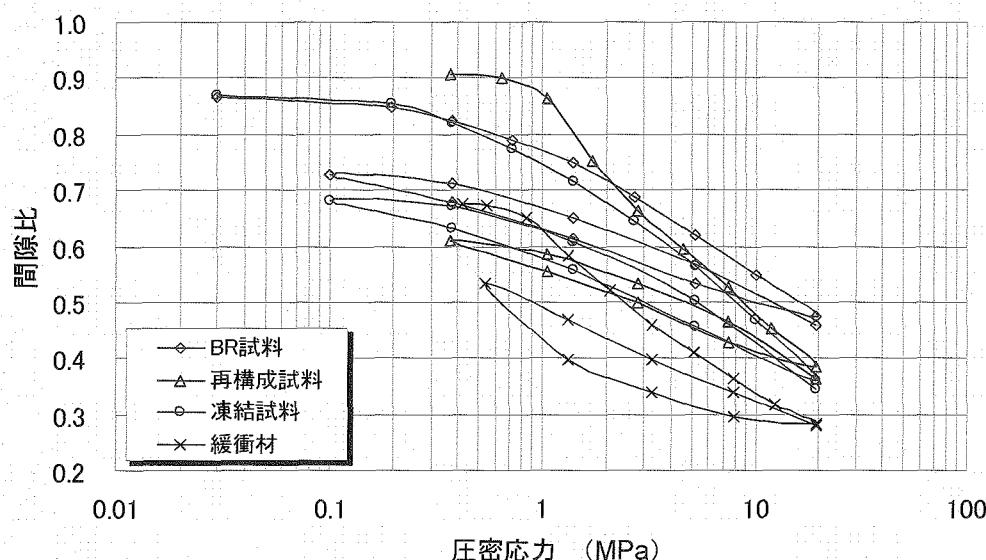


図 3-4 一次元圧密試験における間隙比-圧密応力の関係

This is a blank page.

表 3-7 圧縮指數 λ および膨潤指數 κ

		圧縮指數 λ	膨潤指數 κ
緩衝材(レファレンスケース)		0.117	0.010~0.069
凍結試料		0.154	0.079
再構成試料		0.163	0.063
B R 試料		0.112	0.057
範囲	最大値	0.163	0.079
	最小値	0.112	0.057

3.4 関口-太田モデルを用いた逆解析による二次圧密係数の推定

3.4.1 構成方程式

本評価で用いる関口-太田モデルの構成方程式を以下に示す。

関口-太田モデルでは、土粒子のひずみを弾性成分 $\dot{\varepsilon}_{ij}^E$ と粘塑性成分 $\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP}$ とに分けられるものと仮定し、全体のひずみ（速度型）は次式で与えられる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^E + \dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} \quad \dots \dots \dots \quad (3-2)$$

粘塑性ひずみ成分（速度型）は、関連流れ則を適用することにより、有効応力との関係において、次のように表すことができる。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} = \Lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad \dots \dots \dots \quad (3-3)$$

ここで、 Λ は比例定数である。また、 F は次式で表される粘塑性ポテンシャル関数である。

$$F = \alpha \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{t}{t_0} \exp \left(\frac{f}{\alpha} \right) \right\} - \varepsilon_v^{VP} = 0 \quad \dots \dots \dots \quad (3-4)$$

$$f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \cdot \ln \frac{P'}{P'_0} + D\eta^* \quad \dots \dots \dots \quad (3-5)$$

ここに、 t は時間、 ε_v は体積ひずみ、 α は二次圧密係数、 λ は圧縮指數、 κ は膨潤指數、 e は間隙比、 D : 柴田によるダイレイタンシー係数、 σ'_{ij} は有効応力増分の成分、 P' は平均有効応力、 η^* は応力比である。上添え字 E と VP はそれぞれ弾性成分と粘塑性成分を、下添え字 0 は初期状態を表す。

飯塚¹⁴⁾ は関口-太田モデルの粘塑性表現を取り上げ、その構造について再検討し、以下に示すように展開している。

$$\varepsilon_v = \varepsilon_v^E + \varepsilon_v^{VP} = \frac{\kappa}{1 + e_0} \ln \frac{P'}{P'_0} + \alpha \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{t}{t_0} \exp \left(\frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} \cdot \ln \frac{P'}{P'_0} \right) \right\} \quad (q/p' = \text{const.}) \quad \dots \dots \dots \quad (3-6)$$

上式で、右辺第1項が弾性成分、右辺第2項が粘塑性成分である。

飯塚は、(3-6) 式に示す式は構造的に図 3-5 に示す様に理解されるとし、次のように示している。

表 3-2 の載荷応力履歴のうち、 $P'/P'_0 > 1$ にあたる載荷過程については (3-7) 式を、 $P'/P'_0 < 1$ にあたる除荷過程については (3-8) 式を用いて逆解析を行った。

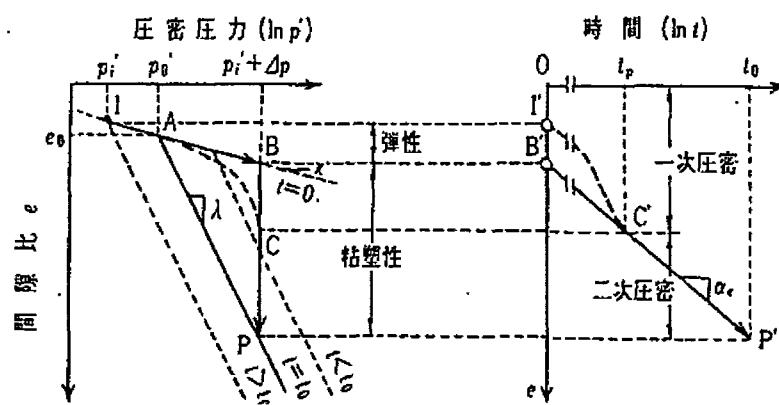


図 3-5 関口-太田による弾粘塑性モデルの物理的意味¹⁴⁾

3.4.2 逆解析結果

関口・太田モデルを用いた逆解析は、まず載荷応力履歴の除荷過程について計算し、次に任意の堆積年代を初期状態として載荷過程を計算することで、密度に関して再現性のある二次圧密係数を算出した。

1) 除荷過程

表 3-2において、推定載荷応力が最大の 8.25MPa となる 1050 万年前における密度を、除荷過程の関口・太田モデル（3-7）式を用いて現在の密度から算出した。入力パラメータは、凍結サンプリングにより採取した不攪乱試料の密度試験結果および一次元圧密試験結果等より表 3-8 に示す様に設定した。

表 3-8 除荷過程の検討に用いた入力パラメータ

項 目		1,050万年前 (載荷応力最大)	現 在
載荷応力 P	MPa	8.25	0.20
間隙比 e	-		0.803
膨潤指數 κ	-	(最大値) $\kappa_{\max} = 0.079$ (最小値) $\kappa_{\min} = 0.056$	

解析の結果、1050万年前 ($P_0 = 8.25 \text{ MPa}$) のベントナイト鉱床の間隙比 e は、

$e = 0.509$ ($\kappa_{\max} = 0.079$ のとき) ~ 0.594 ($\kappa_{\min} = 0.056$ のとき)

と計算される。この結果を陶野の関係式に当てはめた結果を図 3-6 に示す。

間隙比・堆積年代の近似式から算出した 1050 万年前における間隙比は 0.654 であり、関口・太田モデルの逆解析から算出した間隙比の結果と概ね相関が確認出来る。

以上の結果に基づき、載荷過程における密度は間隙比・堆積年代の近似式によって表すことができる仮定し、次節の載荷過程の検討では、載荷過程終了となる 1050 万年前の間隙比は、間隙比・堆積年代の近似式より算出した値を用いるものとする。

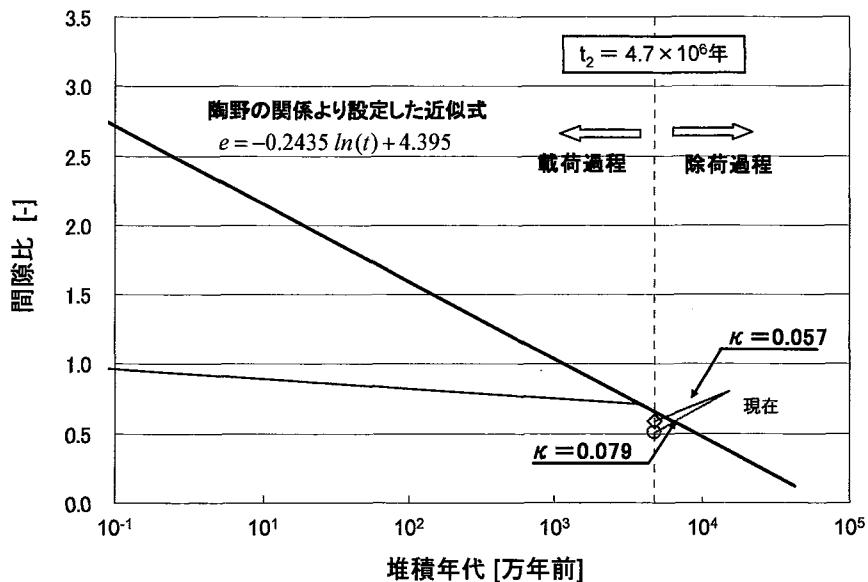


図 3-6 除荷過程のシミュレーション結果

2) 載荷過程

堆積過程を圧密現象で表現した場合、一次圧密による変位と二次圧密による変位により載荷過程終了時の状態に至ることになり、その間隙比の推移は(3-8)式で表される。載荷過程の初期状態の下添え字を p_0 とし、初期時刻 t_{p_0} 、初期間隙比 e_{p_0} 、初期載荷応力 P_{p_0} とする。また、最終状態の下添え字を p_1 とし、最終時刻 t_{p_1} 、最終間隙比 e_{p_1} 、最終載荷応力 P_{p_1} とすると、(3-8)式は次式のように表される。

$$\varepsilon_v = \frac{e_{p0} - e_{p1}}{1 + e_{p0}} = \frac{\lambda}{1 + e_{p0}} \ln \frac{P_{p1}}{P_{p0}} + \alpha \cdot \ln \frac{t}{t_c} \quad \dots \dots \dots \quad (3-9)$$

ここで、 t_c は一次圧密終了時間、 t は一次圧密の開始から最終状態までの経過時間であり、初期時刻と最終時刻を用いて次式のように表される。

本評価の対象となるベントナイト鉱床の一次圧密終了時間 t_c は、一次元圧密方程式から得られる時間係数の関係式から求められる。

ここで、 c_v は圧密係数、 t_c は一次圧密終了時間、 H は排水距離を表わす。

ベントナイト鉱床の不搅乱試料を用いた一次元圧密試験より、 H' は 0.5cm、 t_c' は 500min となる。一方、逆解析の対象となるベントナイト鉱床の厚さは 5m であるので、排水距離 H を 250cm として次式により一次圧密終了時間が求められる。

(3-9) 式による逆解析に用いた入力条件と、推定二次圧密係数 α の計算結果を表 3・9 に示す。現在を最終状態とし、全ステップを初期状態としてそれぞれ二次圧密係数を推定した。

なお、この計算において、 $t_{p_0} = 1$ のケースについては、 $P_{p_0} = 0$ となり、計算不能となるため、このケースに限って次のように変数を変更した。

図 3-2 の載荷応力履歴の関係において、1520 万年から 1050 万年までの応力履歴を簡易的に次式の直線関係で表す。

ここで、 t は1520万年前からの経過年数[y]、 A は比例定数である。

よって、初期状態と最終状態の応力比は

となり、逆解析では初期時刻と最終時刻を用いて計算した。

表 3-9 載荷過程の入力条件と推定二次圧密係数

入力項目	単位	最終状態	初期状態				
			初期	step 1	step 2	step 3	step 4
t 経過年数	y	4,700,000	1	300,000	1,400,000	2,100,000	3,900,000
P 載荷応力	MPa	8.25	0.00	0.89	2.68	4.59	6.36
e 間隙比	-	0.654	4.395	1.324	0.949	0.850	0.700
推定二次圧密係数 α	$\lambda = 0.163$ (最大値)のとき		2.32E-02	1.35E-02	6.02E-03	5.84E-03	2.60E-04
	$\lambda = 0.112$ (最小値)のとき		3.79E-02	1.84E-02	9.10E-03	7.58E-03	1.22E-03

表 3-9 の結果より、二次圧密係数 α は $2.06 \times 10^{-4} \sim 3.79 \times 10^{-4}$ 程度と推定される。しかし、本結果は、堆積過程を圧密現象のみで評価した結果であるため、値が大きくなっていると考えられる。そこで、二次圧密係数 α を、他の評価方法と併せて推定するため、次節に示すように検証を行った。

3.5 他の評価手法による検証

関口・太田モデルを用いた逆解析による方法で推定した二次圧密係数を検証するために、次に示す方法で別途二次圧密係数を算定した。

- ・一次元圧密試験における二次圧密係数
- ・初期隙比と二次圧密係数との関係（石井ほか²⁴⁾

3.5.1 一次元圧密試験における二次圧密係数

二次圧密係数 α の設定方法は、関口・太田モデルで提案されている設定方法に準ずるが、一次元圧密試験による 1 つの載荷段階における終了直前の $\ln t - \varepsilon_v$ 関係から設定した。二次圧密係数の算出に用いた step は、正規圧密拳動領域内である step8 載荷における試験結果とし、二次圧密領域内と考えられる載荷 40 時間以降のデータを基に算出した。

図 3-7～図 3-9 に体積ひずみの経時変化を示す。圧密試験における短期の $\ln t - \varepsilon_v$ 関係から求められる二次圧密係数は、各試料ともほぼ同等な値を示しており、 $\alpha = 1.2 \sim 1.3 \times 10^{-3}$ となっている。この値は、緩衝材の降水系の多段階載荷圧密試験から求めた二次圧密係数 $\alpha = 1.2 \times 10^{-3}$ と変わらない結果であった。また、再構成試料と不搅乱試料での二次圧密係数が変化しないことより、二次圧密係数は密度が同一条件であれば、過去に受けた応力条件に関係なく、密度により一義的に定まると考えられる。

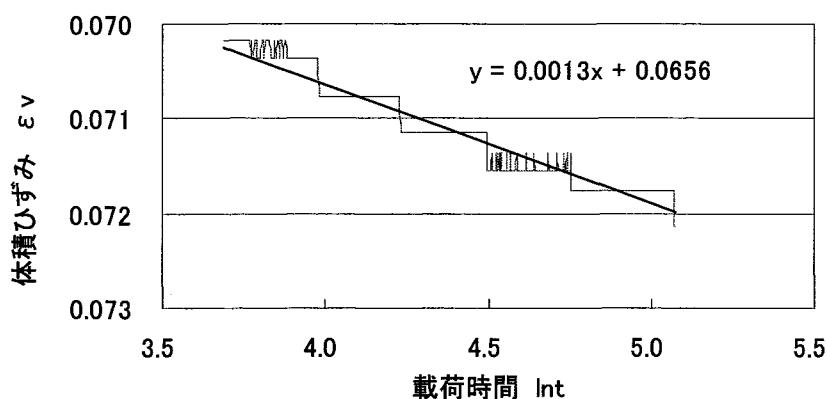


図 3-7 凍結試料の step8 における $\ln t - \varepsilon_v$ 関係

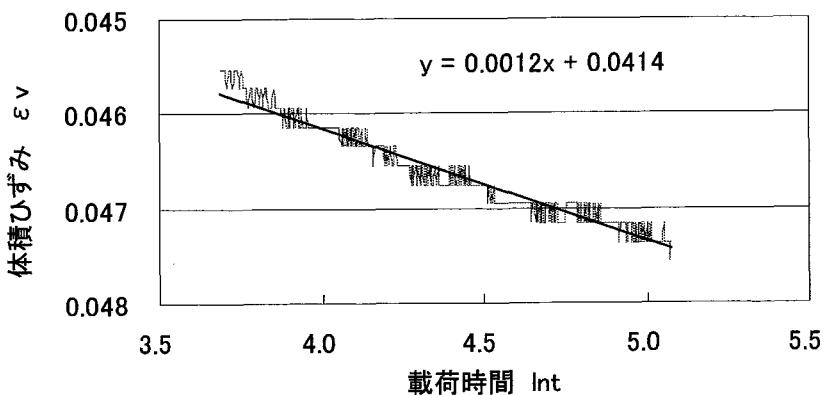


図 3-8 再構成試料の step8 における $\ln t - \varepsilon_v$ 関係

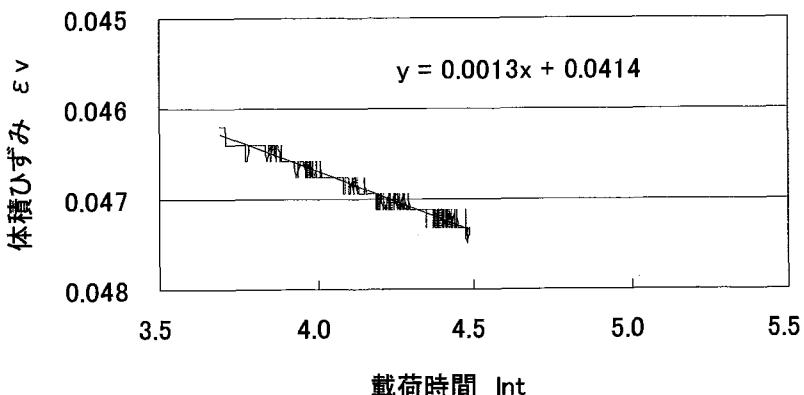


図 3-9 BR 試料の step8 における $\text{Int}-\varepsilon_{\nu}$ 関係

3.5.2 初期間隙比と二次圧密係数との関係²⁴⁾

石井ら²⁴⁾は、沖積粘土および洪積粘土の長期圧密試験より、二次圧密係数と初期間隙比の関係を図3-10のように求めている。図3-10に、堆積過程の逆解析より算出した二次圧密係数 α （表3-9）を C_{∞} に変換したものを併せて示す。換算式は次式の通りである。

これより、逆解析により推定した二次圧密係数は、石井らの示す値よりも大きくなっている。特に、初期隙比が 1 より大きいケースで求めた二次圧密係数は、石井らが示す関係より大きく乖離しており、ベントナイト特有の膨張性が起因しているものと考えられる。

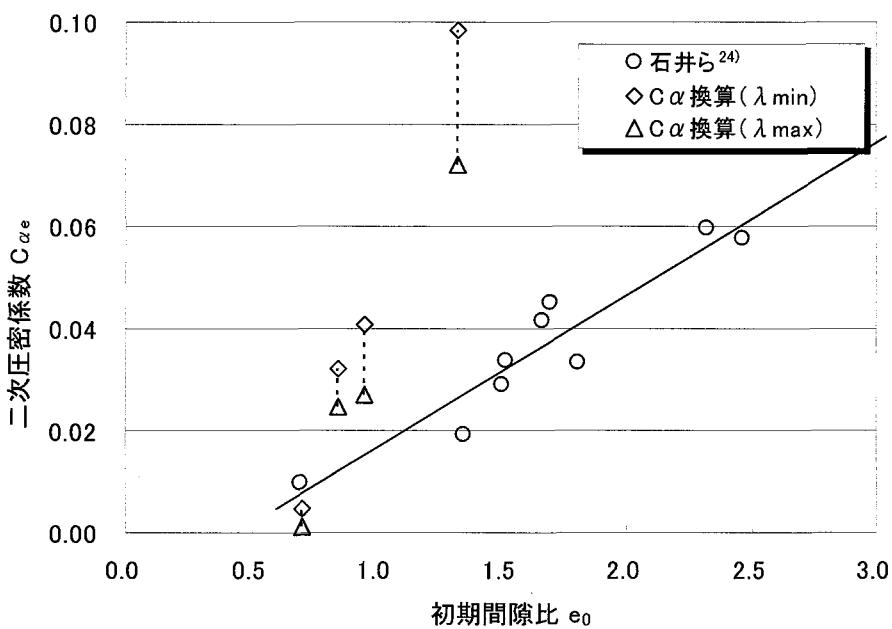


図 3-10 初期間隙比と二次圧密係数の関係（石井らに加筆）

3.6 緩衝材の二次圧密係数

既往の研究成果ならびに本研究で算出した二次圧密係数の傾向から、二次圧密係数は過去に受けた応力条件に関係なく密度に依存する傾向にあることが明らかとなった。従って、緩衝材の長期力学的変形挙動評価に用いる二次圧密係数としては、緩衝材の設計密度に対応する値を採用することが適切である。

そこで、レファレンスケースの緩衝材の設計密度を初期状態とし、表 3-9 の最終状態の入力条件と併せて逆解析を行って二次圧密係数を算出した。表 3-10 に緩衝材の入力条件と二次圧密係数の算出結果を示す。堆積の経過時間は (3-1) 式の間隙比・堆積年代の近似式に緩衝材の間隙比 0.676 を代入して求めた。載荷応力は、(3-13) 式 応力履歴の直線関係式に経過年数を代入して求めた。

$$t = \exp\left(\frac{4.395 - e}{0.2435}\right) = 4,295,000 [y] \quad \dots \dots \dots \quad (3-1a)$$

$$P(t) = 1.755 \times 10^{-6} \cdot t = 7.54 [MPa] \quad \dots \dots \dots \quad (3-13a)$$

表 3-10 より、関口・太田モデルの逆解析により推定される緩衝材の二次圧密係数は、 $\alpha = 5.90 \times 10^{-4}$ 程度であると計算された。

3.5 節における他の手法による検証と上記の結果より、長期力学的変形挙動評価に用いる緩衝材の二次圧密係数は、 $\alpha = 5.90 \times 10^{-4} \sim 1.3 \times 10^{-3}$ 程度であると考えられる。

This is a blank page.

表 3-10 緩衝材の入力条件と推定二次圧密係数

入力項目	単位	最終状態	緩衝材
t 経過年数	y	4,700,000	4,295,000
P 載荷応力	MPa	8.25	7.54
e 間隙比	-	0.654	0.676
二次圧密係数 α	$\lambda = 0.163$ (最大値)のとき		5.90E-04
	$\lambda = 0.112$ (最小値)のとき		9.60E-04

4 腐食膨張模擬試験のシミュレーション解析

前章までに、緩衝材の構成モデルとして関口・太田モデル、足立・岡モデルを選定し、パラメータ設定方法に関する考え方の整理と、構成モデルの適用性確認を行うために、緩衝材の要素試験（ \overline{CU} 試験、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験、クリープ試験、長期圧密試験）のシミュレーション解析を行った。

本章ではさらに、実現象に対する評価手法の適用性を確認するために、人工バリア中でオーバーパックが腐食するときの挙動を模擬した試験（以下、「腐食膨張模擬試験」という）結果²⁴⁾と、関口・太田モデル、足立・岡モデルによるシミュレーション解析とを比較した結果について述べる。

4.1 腐食膨張模擬試験の概要²⁵⁾

（本試験の詳細な内容および結果については、「緩衝材のオーバーパック支持力性能に関する検討」²⁵⁾を参照のこと。）

腐食膨張模擬試験は、「高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度一」²⁶⁾において設定された人工バリア仕様（図4-1）の1/20縮尺の模型を用い、オーバーパックが腐食膨張などで円筒軸方向に変形する挙動を模擬した実験である。

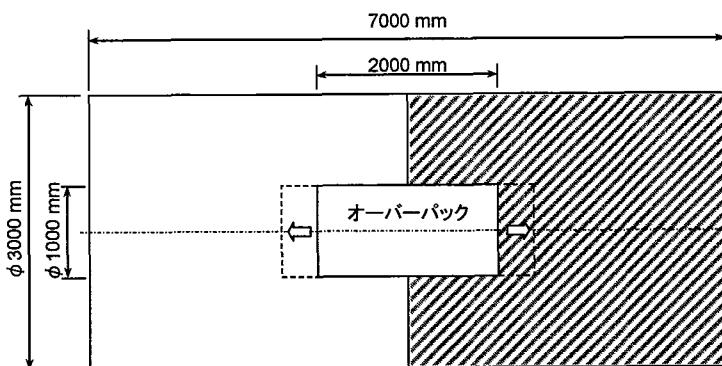


図4-1 腐食膨張模擬試験で対象とした人工バリア仕様

4.1.1 試験装置

図4-2に試験体の概略形状を示す。試験における挙動の対称性を考慮し、図4-1における斜線部分を試験体形状とした。内面に圧力センサーを設置した鋼製容器に試験体をセットし、試験中の緩衝材の土圧および間隙水圧を計測した。

試験体のオーバーパック部分は鋼製ピストンで構成され、載荷装置により一定速度で下方へ変位させた。図4-3に試験装置外観を示す。

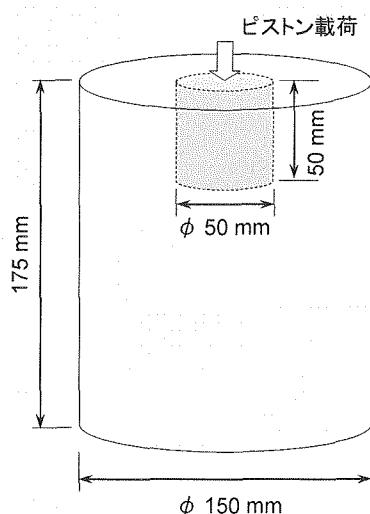


図 4-2 試験体概略形状

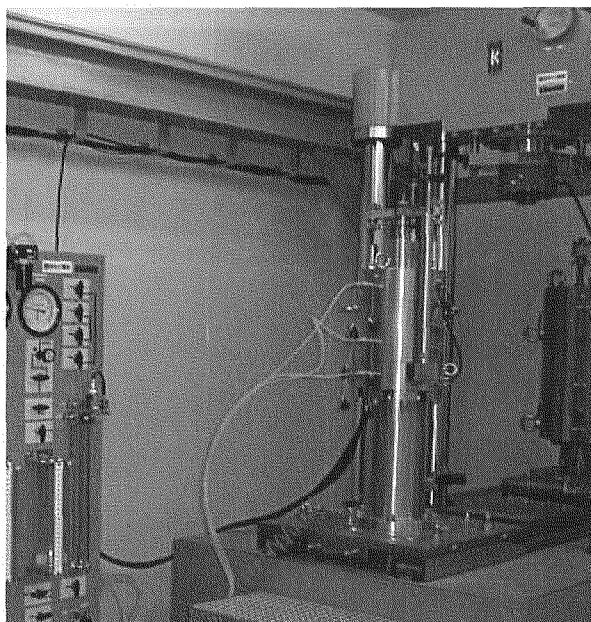


図 4-3 試験装置外観

4.1.2 試験条件

緩衝材は、表 1-1 に示す第 2 次取りまとめのレファレンス仕様の材料で、図 4-4 のように、円盤状とドーナツ状（ピストン設置箇所）のブロック体に圧縮成型した。鋼製容器内に設置後、0.2 MPa で蒸留水を加圧注水して飽和させ、土圧および間隙水圧の安定をもって飽和判定を行った。鋼製容器は、側面を排水条件とし、それ以外の頂部と底部は非排水条件とした。

表 4-1 に試験におけるピストンの載荷条件を示す。試験は 2 ケースについて行い、載荷速度は緩衝材中に過剰間隙水圧が発生しない範囲の遅い速度と、発生する速い速度で設定した。

This is a blank page.

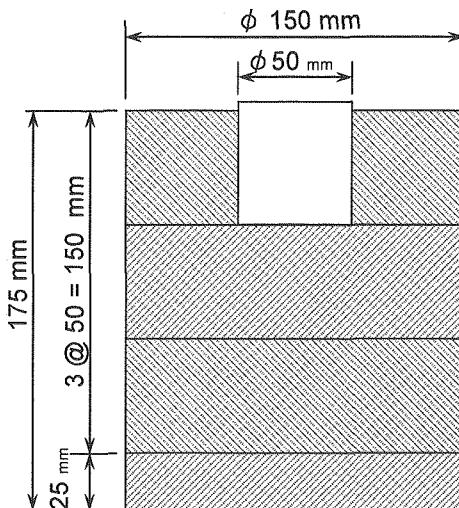


図 4-4 供試体ブロック形状

表 4-1 腐食膨張模擬試験におけるピストン載荷条件

試験名	載荷速度 [mm d ⁻¹]	最大ピストン変位 [mm]	貫入時間 [d]	備考
ケース1	0.15	18.0	122	
ケース2	1.50	21.6	14	貫入終了後, 14日間継続して計測

4.2 シミュレーション解析の概要

腐食膨張模擬試験のシミュレーション解析に用いた解析モデルを図 4-5 に示す。試験体の対称性を考慮して、円筒軸を中心とした軸対称モデルとした。解析コードは MuDIAN²⁷⁾ を使用した。MuDIAN では、多孔質体について、土骨格の変位 u と間隙水圧 p を未知数とする $u\cdot p$ 定式化という方法により運動方程式を解いている。

関口・太田モデルおよび足立・岡モデルのパラメータを表 4-2 に示す。粘性パラメータは、2.2.2 項で設定したパラメータのうち、長期圧密試験より設定したパラメータ A と、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験より設定したパラメータ B を使用した。長期圧密試験結果を 1 万年後まで外挿して保守的に設定したパラメータ Aa は、腐食膨張模擬試験における載荷時間が短いことを考慮して、ここでのシミュレーション解析の対象から除外した。

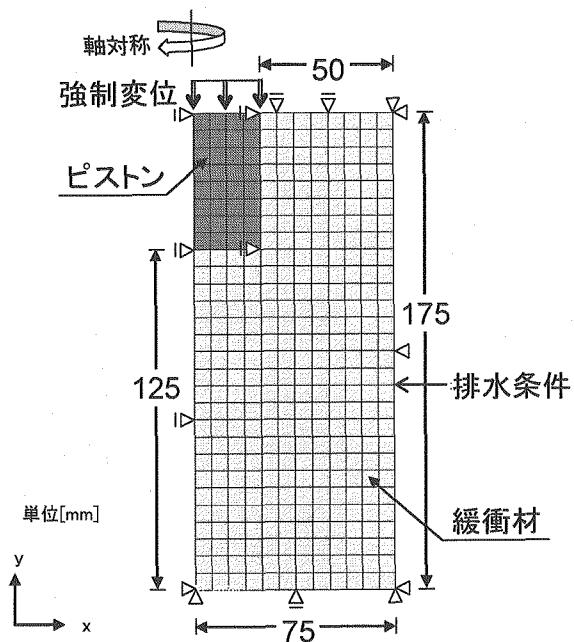


図 4-5 腐食膨張模擬試験の解析モデル

表 4-2 解析に用いたパラメータ一覧

	関口-太田モデル (SO)		足立-岡モデル (AO)	
A	長期圧密試験より二次圧密係数 α を設定 $\dot{\nu}_0 = \alpha / t_c$ により初期体積ひずみ速度 $\dot{\nu}_0$ を設定		関口-太田モデルのパラメータを換算して設定	
	【SO-A-1】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{\nu}_0 = 2.15E - 06 \text{ (} h^{-1} \text{)}$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-A-2】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{\nu}_0 = 2.15E - 06 \text{ (} h^{-1} \text{)}$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-A-1】 $m' = 14.0$ $C = 4.18E - 06$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-A-2】 $m' = 22.5$ $C = 4.18E - 06$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
B	足立-岡モデルのパラメータを換算して設定		ひずみ速度の異なる CU 試験結果より設定	
	【SO-B-1】 $\alpha = 2.86E - 04$ $\dot{\nu}_0 = 1.23E - 12$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-B-2】 $\alpha = 4.59E - 04$ $\dot{\nu}_0 = 6.17E - 19$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-B-1】 $m' = 98.0$ $C = 2.40E - 12 \text{ (} h^{-1} \text{)}$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-B-2】 $m' = 98.0$ $C = 1.20E - 18 \text{ (} h^{-1} \text{)}$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
	全ての解析ケースにおいて共通で用いる弾塑性パラメータ			
	<ul style="list-style-type: none"> ・ 圧縮指數 $\lambda = 0.117$ ・ 限界状態パラメータ $M = 0.63$ 			

4.3 腐食膨張模擬試験による構成モデルの適用性確認

結果の一例として図4-6～図4-13に、実験結果と解析結果の比較を示す⁹⁾。グラフはケース1、ケース2それぞれの試験の、土圧計1および土圧計8の結果を示している。

ケースの違いすなわちピストン載荷速度の遅速は、解析結果の傾向に大きな影響を与えていない。しかし、測点によって解析結果に異なる傾向が見られた。土圧計1では足立・岡モデルの方が、土圧が大きく評価されるのに対して、土圧計8では、関口・太田モデルの方が土圧が大きくなっている。構成モデルによる違いが生じている。また、土圧計1ではパラメータA・2が他のパラメータに比べて土圧増分を小さく評価しているのに対して、土圧計8では、他のパラメータとの差は小さくなっている。パラメータによる評価の傾向が異なっている。

全体としては、ケース1の土圧計1およびケース2の土圧計8は、解析結果が実験結果から乖離しているが、ケース1の土圧計8およびケース2の土圧計1については、解析により実験結果を概ね再現できている。パラメータの傾向としては、長期圧密試験から二次圧密係数を設定したパラメータAを用いた解析の方が、粘性パラメータが大きいことが主な要因となって応力が緩和され、パラメータBに比べて相対的に土圧を低く評価している。また、構成モデルとしては、足立・岡モデルの方が関口・太田モデルよりも実験結果に近い評価をしているが、顕著な差はないと言える。

他の測点についての解析結果⁹⁾も考慮すると総合的には、パラメータAおよびBの解析結果の幅の範囲で実験結果を概ね評価でき、関口・太田モデルおよび足立・岡モデルは緩衝材の力学的変形挙動の構成モデルとしての適用性を有していると言える。

This is a blank page.

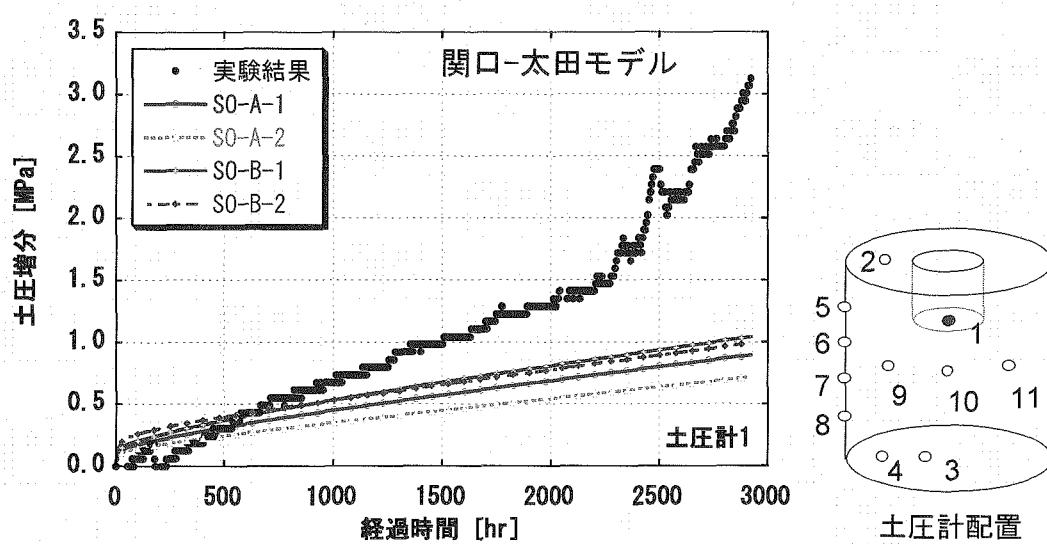


図 4-6 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 1 関口-太田モデル）

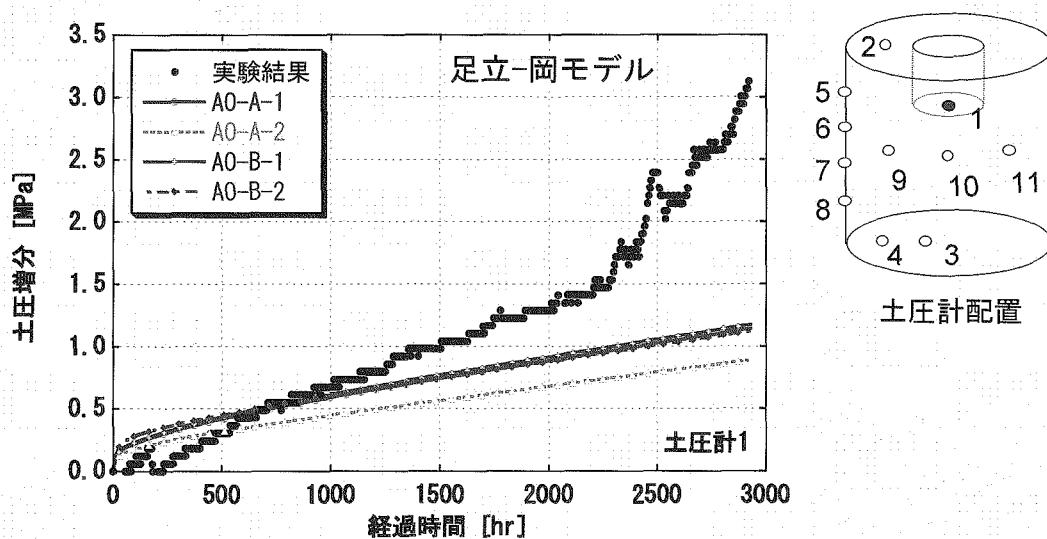


図 4-7 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 1 足立-岡モデル）

This is a blank page.

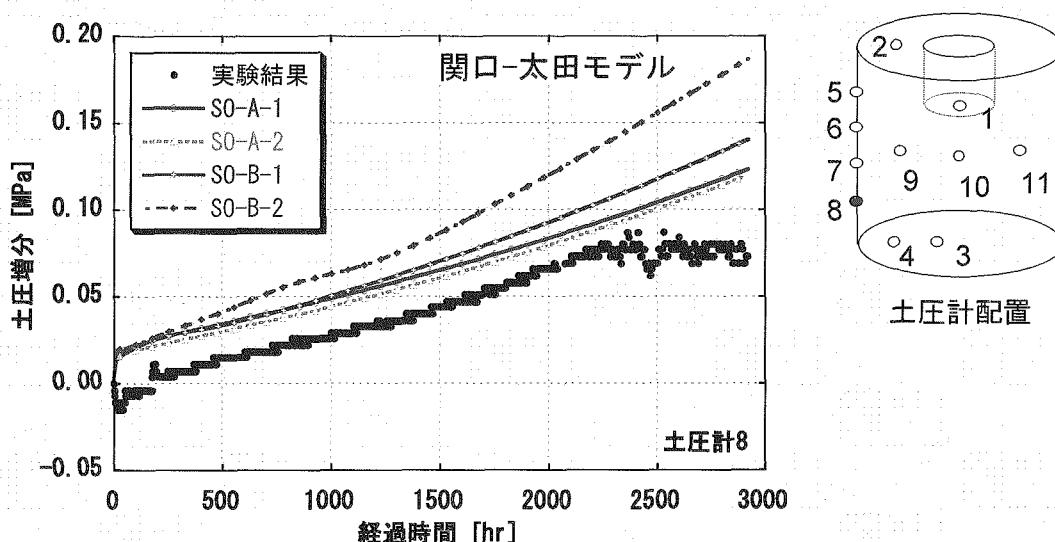


図 4-8 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 8 関口-太田モデル）

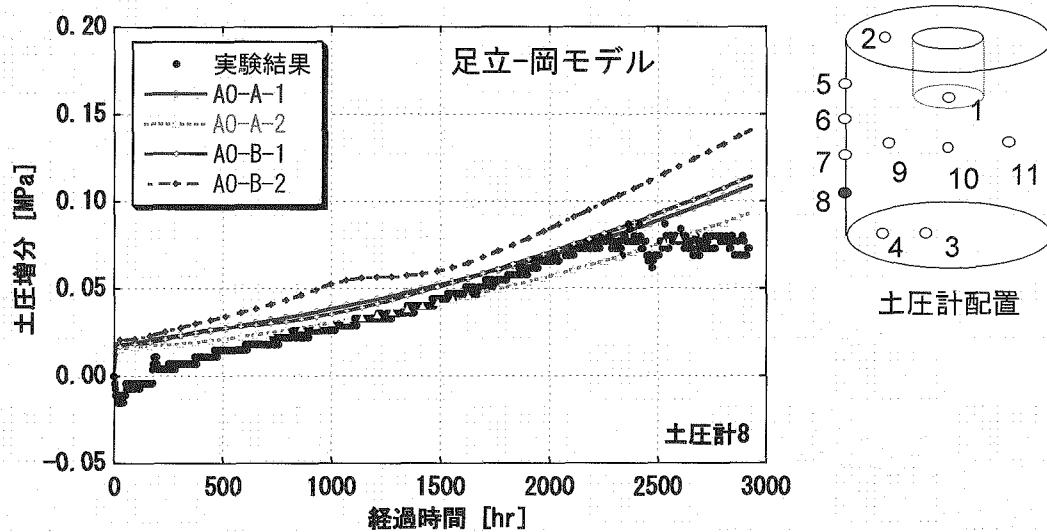


図 4-9 腐食膨張試験結果（ケース 1 土圧計 8 足立-岡モデル）

This is a blank page.

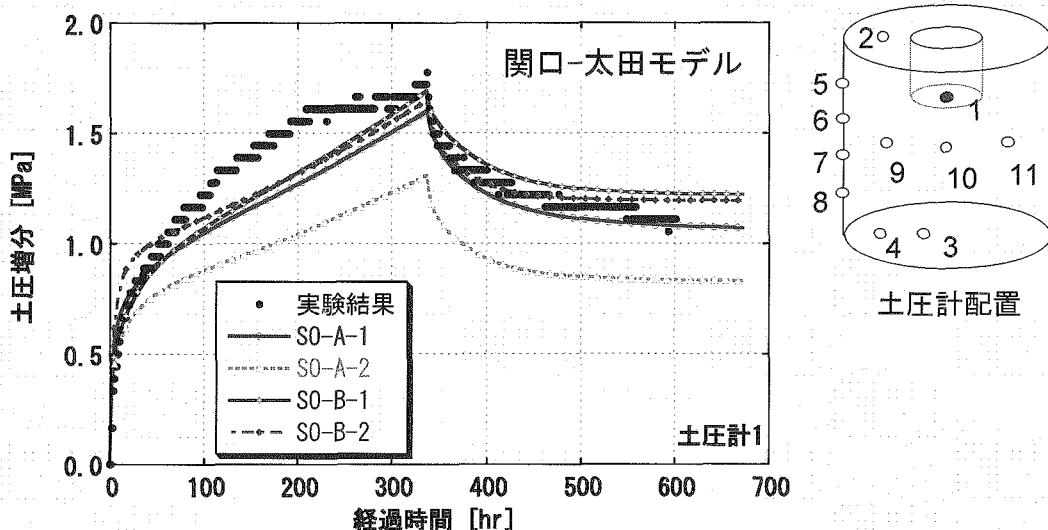


図 4-10 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 1 関口-太田モデル）

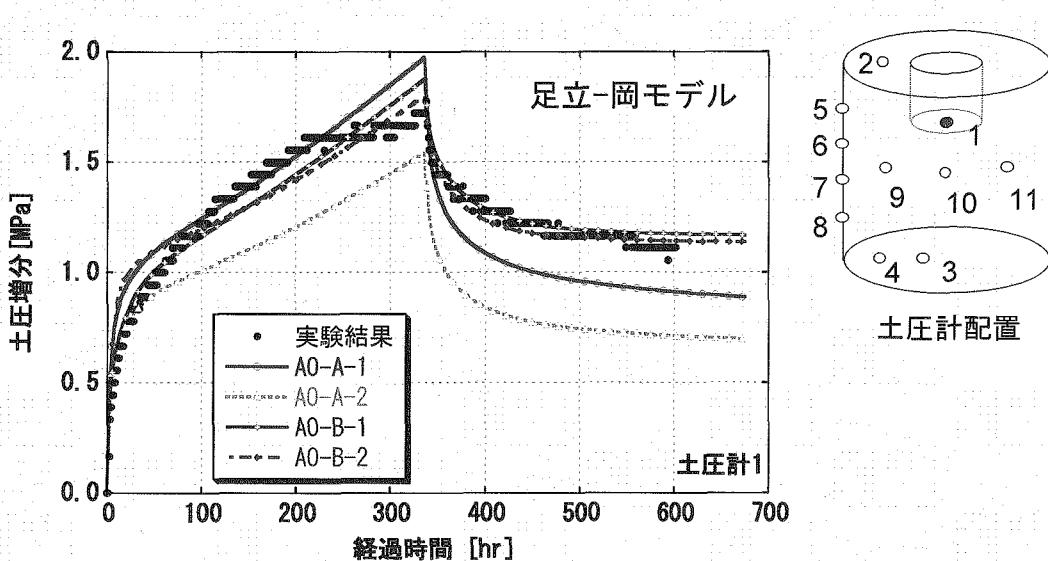


図 4-11 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 1 足立-岡モデル）

This is a blank page.

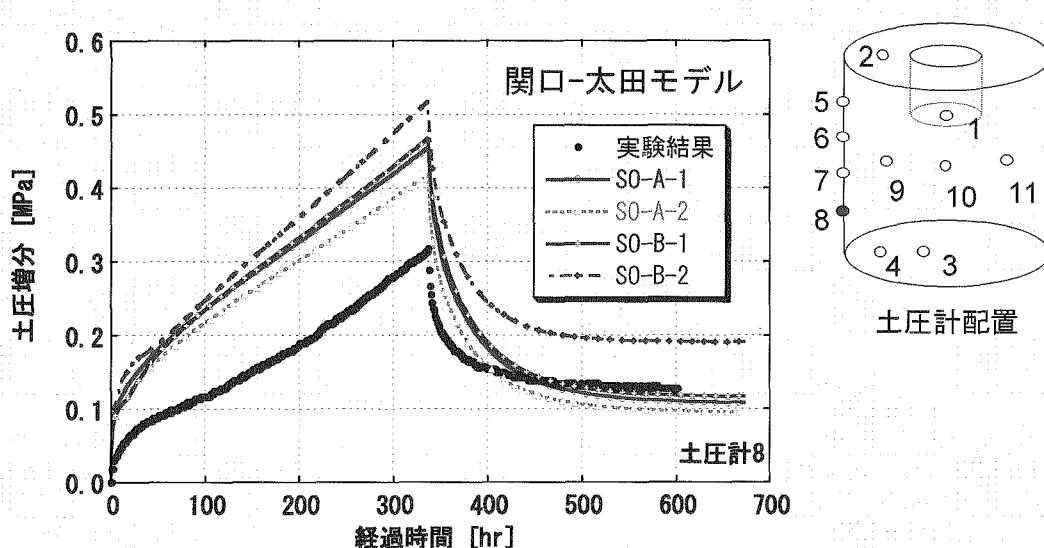


図 4-12 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 8 関口-太田モデル）

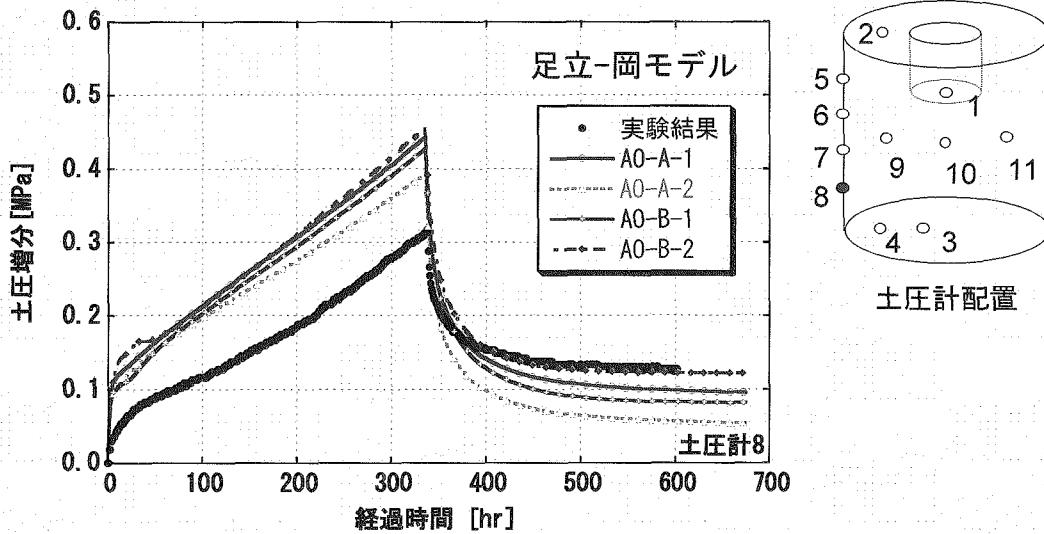


図 4-13 腐食膨張試験結果（ケース 2 土圧計 8 足立-岡モデル）

This is a blank page.

5 緩衝材の長期力学的変形挙動の解析評価^{8) 9)}

緩衝材に求められる力学的な設計要件である、オーバーパックを安定に支持できる「支持性能」とオーバーパックの腐食膨張と岩盤のクリープ変形を力学的に緩和する「応力緩衝性能」を評価するため、関口・太田モデルと足立・岡モデルを用いてオーバーパックの自重沈下解析と腐食膨張解析を行った^{8) 9)}。オーバーパックの自重沈下と腐食膨張は同時に進行する現象であるため、個別に解析するのではなく相互影響を考慮して解析することが望ましい。しかし、解析において腐食膨張を作成させると緩衝材の剛性が高まり、腐食膨張を作成させない解析に比べて自重沈下量を小さく評価する。そこで、変形挙動と応力状態のそれぞれについて保守的な評価をするために、自重沈下解析によって変形挙動を、腐食膨張解析によって応力状態を評価することとした。

解析の対象は、図5-1のように第2次取りまとめに示した処分孔堅置き方式人工バリアのレフアレンスケースとした。

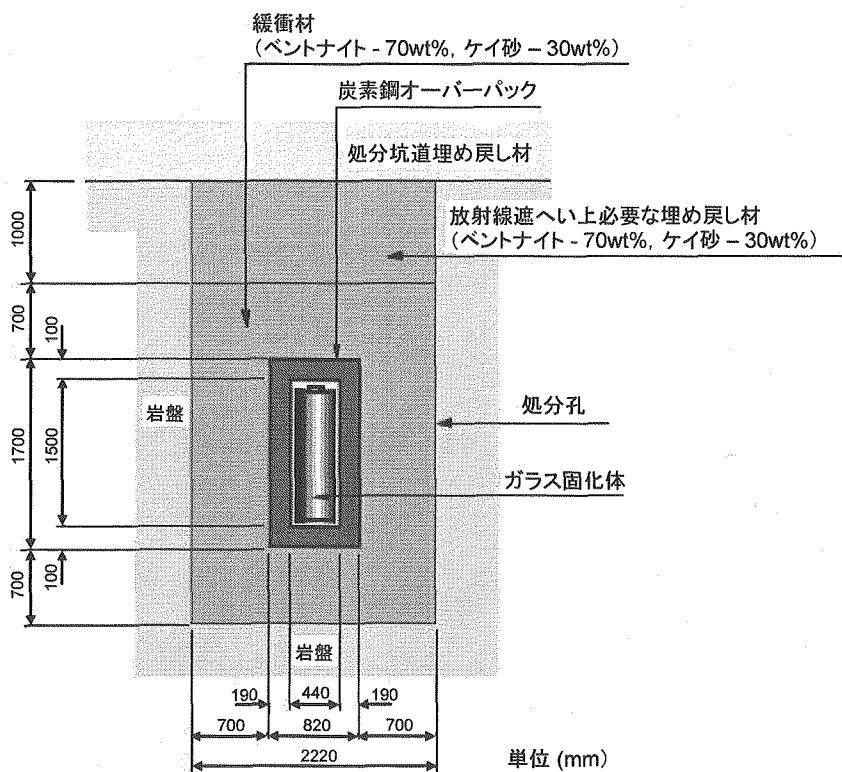


図 5-1 処分孔堅置き方式人工バリア

5.1 解析条件

・ 解析モデル

図5-2に自重沈下解析および腐食膨張解析に用いた解析モデルを示す。第2次取りまとめにおける自重沈下解析では考慮されていなかった、緩衝材上部に配置されている放射線遮へい上必要な埋め戻し材1m分をモデルに追加している。

• 端部拘束条件

緩衝材上端部の拘束条件は、第2次取りまとめにおいては鉛直方向変位を拘束していたが、拘束により自重沈下挙動が妨げられることが考えられる。そこで、自重沈下解析においては緩衝材上端部を自由端とし、自重沈下挙動を妨げない保守側の評価を行った。また、腐食膨張解析では、自由端とすると緩衝材に発生する応力が自由変形により低下するため、固定端として解析を行った。なお、本解析では、緩衝材の体積膨潤を模擬しておらず、現実的な境界条件については検討する必要がある。

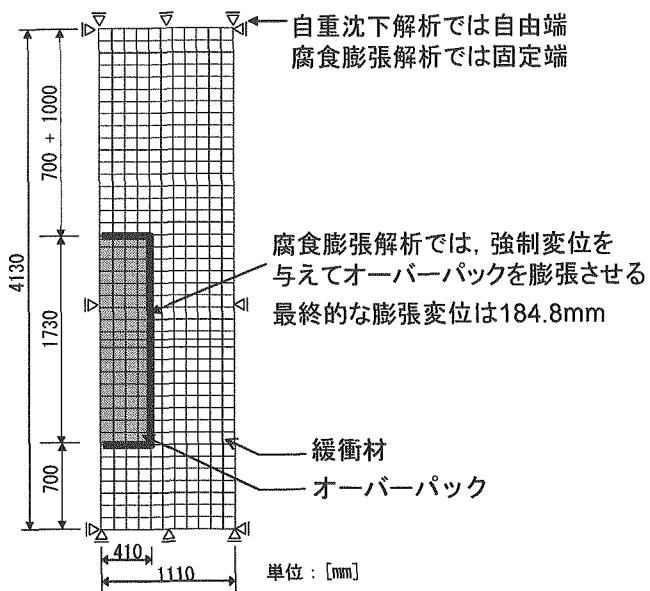


図 5-2 自重沈下解析および腐食膨張解析に用いた解析モデル

・緩衝材の自重

第2次取りまとめの解析では、緩衝材は自重を持たないものとして計算していたが、本解析では緩衝材の自重を考慮して評価を行っている。

・透水係数

第2次取りまとめの解析では、緩衝材の透水係数は一定値($k = 4.5 \times 10^{-13} \text{ ms}^{-1}$)を用いていたが、より実現象に即した解析を行うために、本解析では緩衝材の密度の変化に伴う透水係数の変化を考慮して評価を行った。

第2次取りまとめで示した緩衝材密度と透水係数の関係式より、透水係数は次式のように定めた。

ここに、 k は透水係数 [$m s^{-1}$]、 K は固有透過度 [m^2]、 ρ_e は有効粘土密度 [$Mg m^{-3}$] である。

・物性値およびパラメータ

自重沈下解析および腐食膨張解析に共通で用いた、オーバーパックおよび緩衝材の物性を表 5-1 に、パラメータを表 5-2 に示す。

表 5-1 解析に用いた物性値

対象	項目		単位	定数
オーバーパック	E	弾性係数	MPa	2.1×10^5
	ρ	密度	$Mg m^{-3}$	6.63
緩衝材	ρ_d	乾燥密度	$Mg m^{-3}$	1.60
	K_0	先行圧密時の静止土圧係数	-	1.00
	K_0	初期静止土圧係数	-	1.00
	ρ_w	密度	$Mg m^{-3}$	1.00
	h	初期全水頭	m	0.00

表 5-2 解析に用いたパラメータ

	関口-太田モデル (SO)		足立-岡モデル (AO)	
A	長期圧密試験より二次圧密係数 α を設定 $\dot{v}_0 = \alpha / t_c$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定		関口-太田モデルのパラメータを換算して設定	
	【SO-A-1】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{v}_0 = 1.10E - 08 (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-A-2】 $\alpha = 2.00E - 03$ $\dot{v}_0 = 1.10E - 08 (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-A-1】 $m' = 14.1$ $C = 2.13E - 08$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-A-2】 $m' = 22.6$ $C = 2.13E - 08$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
Aa	長期圧密試験の二次圧密係数 α を 1 万年後まで外挿して設定 $\dot{v}_0 = \alpha / t_c$ により初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 を設定		関口-太田モデルのパラメータを換算して設定	
	【SO-Aa-1】 $\alpha = 1.00E - 02$ $\dot{v}_0 = 5.49E - 08 (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-Aa-2】 $\alpha = 1.00E - 02$ $\dot{v}_0 = 5.49E - 08 (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-Aa-1】 $m' = 2.8$ $C = 1.07E - 07$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-Aa-2】 $m' = 4.5$ $C = 1.07E - 07$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
B	足立-岡モデルのパラメータを換算して設定		ひずみ速度の異なる CU 試験結果より設定	
	【SO-B-1】 $\alpha = 2.88E - 04$ $\dot{v}_0 = 1.23E - 12$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【SO-B-2】 $\alpha = 4.62E - 04$ $\dot{v}_0 = 6.17E - 19$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$	【AO-B-1】 $m' = 98.0$ $C = 2.40E - 12 (h^{-1})$ $\kappa = 0.069, \nu = 0.001$	【AO-B-2】 $m' = 98.0$ $C = 1.20E - 18 (h^{-1})$ $\kappa = 0.040, \nu = 0.166$
	全ての解析ケースにおいて共通で用いる弾塑性パラメータ			
	<ul style="list-style-type: none"> ・ 壓縮指数 $\lambda = 0.117$ ・ 限界状態パラメータ $M = 0.63$ 			

This is a blank page.

5.2 オーバーパックの自重沈下解析

図 5-3 に関口・太田モデル、図 5-4 に足立・岡モデルによる自重沈下解析の結果を示す。また、表 5-3 に 1 万年後および 10 万年後における沈下量と、第 2 次とりまとめでの解析による沈下量を示す。

ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験より設定したパラメータ B-1, B-2 による解析では、1 万年後の沈下量は 5mm から 13mm 程度で、第 2 次取りまとめにおける沈下量とほぼ等しい結果となった。長期圧密試験から設定したパラメータ A-1, A-2 については、1 万年後の沈下量は 30mm から 35mm となり、第 2 次取りまとめにおける沈下量の 7 倍程度となった。10 万年後の沈下量は 40mm 程度である。

また、長期圧密試験より外挿して設定したパラメータ Aa-1, Aa-2 を用いて、極端なケースとして、オーバーパックの沈下量の想定し得る最大値を保守的に求めると、1 万年後で 100mm、10 万年後で 130mm から 140mm 程度となった。

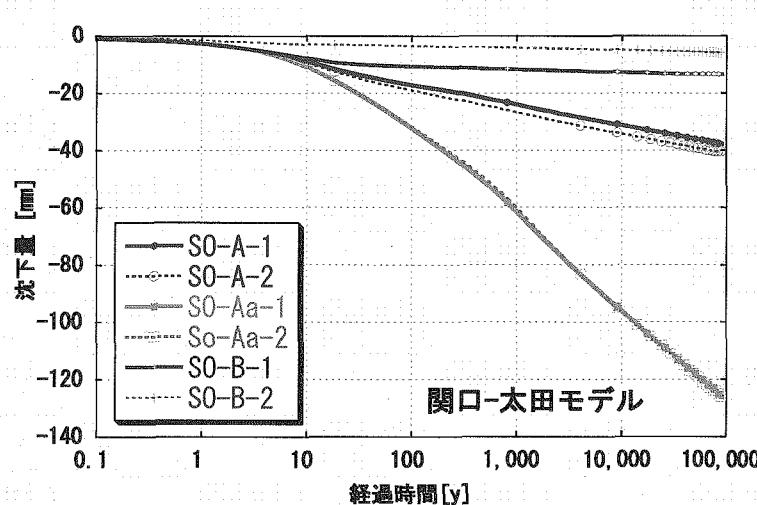


図 5-3 自重沈下解析結果（関口-太田モデル）

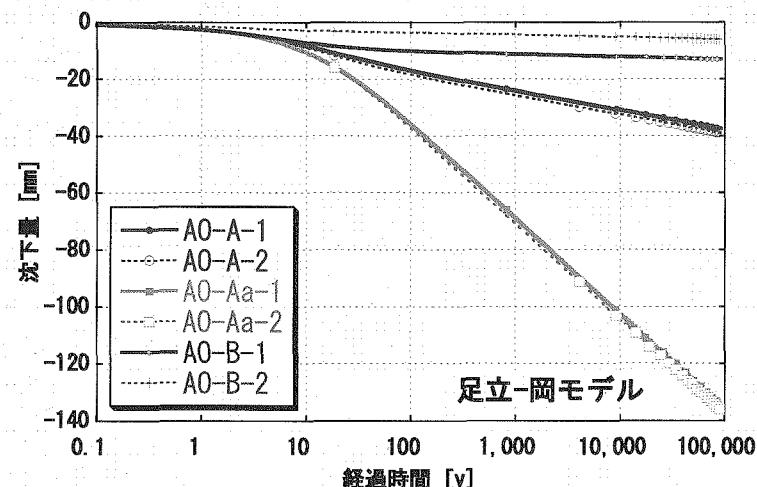


図 5-4 自重沈下解析結果（足立-岡モデル）

This is a blank page.

表 5-3 自重沈下解析によるオーバーパック沈下量

パラメータセット	パラメータ設定方法		10,000年後沈下量 [mm]		100,000年後沈下量 [mm]	
	粘性パラメータ	弾塑性パラメータ	関口-太田モデル (SO)	足立-岡モデル (AO)	関口-太田モデル (SO)	足立-岡モデル (AO)
A -1	(A) 長期圧密試験より設定	再載荷時の傾き	31.2	30.9	37.9	37.7
A -2		平均の傾き	34.2	32.4	40.5	39.2
Aa -1	(Aa) 長期圧密試験外挿して設定	再載荷時の傾き	95.9	102.5	127.1	135.9
Aa -2		平均の傾き	96.3	104.2	127.4	137.5
B -1	(B) ひずみ速度の異なる CU 試験より設定	再載荷時の傾き	12.8	12.1	13.3	13.1
B -2		平均の傾き	4.9	5.1	5.8	6.0
第2次取りまとめ 関口-太田モデル	クリープ試験より設定	再載荷時の傾き	5.1			

5.3 オーバーパックの腐食膨張解析

オーバーパックが腐食膨張するときの挙動について解析し、緩衝材の応力状態と、周辺岩盤やオーバーパックが受ける応力を評価した。

本解析は、図 5-5 に示すように、まず初めに、強制変位によって腐食膨張を与えた解析を行ってオーバーパックと緩衝材の境界の節点反力を計算し、その反力を次に行う自重沈下解析で節点に作用させることによって、腐食膨張と沈下挙動を同時に考慮した解析を行った。

図 5-6 に解析におけるオーバーパックの腐食膨張の設定条件を示す。第 2 次取りまとめと同じく、オーバーパックは、 0.04mm y^{-1} の速さで全面腐食が進行するものとし、腐食膨張後の形状はそのまま保たれるものと仮定した。従って、厚さ 190mm のオーバーパックは、4,750 年で全てが腐食する。また、腐食生成物は元の体積の 3 倍に膨張し、中空円筒の半径方向および高さ方向に等しく厚さが増加すると仮定した場合、オーバーパックの腐食による肉厚は、腐食が完了する 4,750 年後までに 184.8mm 増加する。

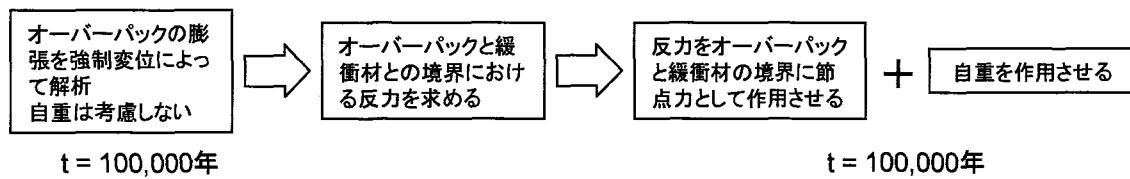


図 5-5 オーバーパック腐食膨張解析のフロー

This is a blank page.

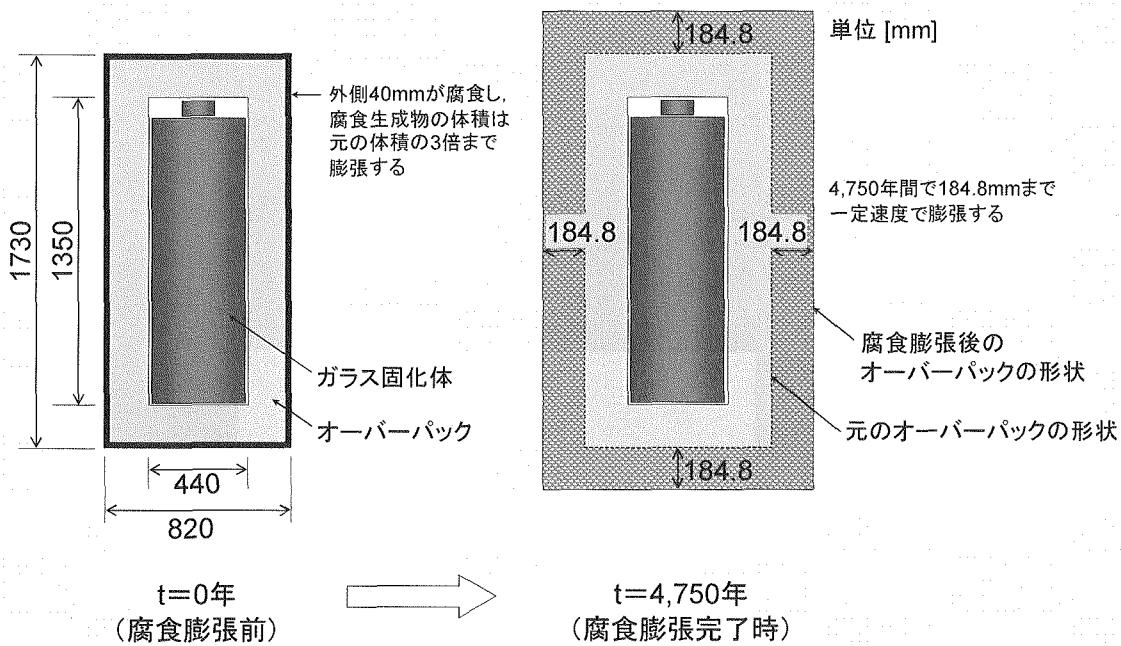
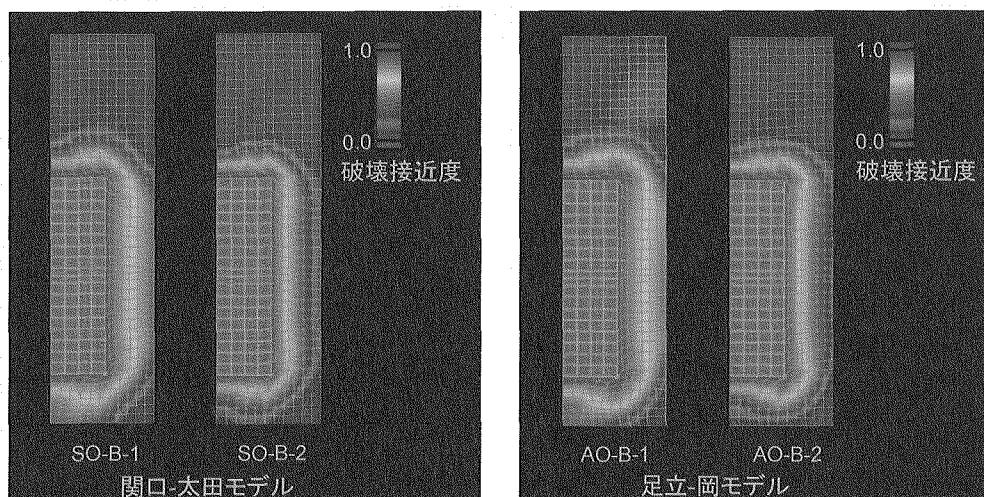


図 5-6 オーバーパック腐食膨張の設定条件

図 5-7 に、緩衝材の応力状態の解析結果の一例として、パラメータ B (ひずみ速度の異なる CU 試験より粘性パラメータを設定) を用いた解析結果の、腐食膨張完了直後 (4,750 年後) の緩衝材の破壊接近度を示す。破壊接近度とは、応力比 (偏差応力 / 平均有効応力) を限界状態パラメータ $M (=0.63)$ で除した値で、0 から 1 の値をとり、1 に近いほど破壊状態に近いことを意味する。図 5-7 の結果より、オーバーパック周辺とオーバーパック隅角部で応力がほぼ限界状態にあるものの、緩衝材厚さ全部には及んでおらず、全体的な破壊には至っていないと考えられる。限界状態に至った箇所の緩衝材については、今後、破壊モードについて検討し、引張破壊が進展している場合には、亀裂の発生と自己シール性による亀裂修復の可能性について調べることが課題とされる。

図 5-7 腐食膨張解析による破壊接近度コンター (4,750 年後)
(左 : 関口-太田モデル, 右 : 足立-岡モデル)

This is a blank page.

図5-8～図5-11に、腐食膨張によって周辺岩盤およびオーバーパックが受ける応力を示す。これらの図より、周辺岩盤に作用する有効応力の最大値は、2.0MPa程度である。岩盤の応力状態の変化については、岩盤と緩衝材との力学連成モデルを用いた解析において、今後検討することが必要である。

また図5-10、図5-11より、オーバーパックに作用する有効応力は、腐食膨張が完了する4,750年後で3.3MPa、オーバーパックの寿命期間である1,000年経過した時点では1.0MPa程度である。1,000年後の時点で、オーバーパックは40mmまで腐食が進行し、残りの厚さ150mmは健全全部として残っているとし、厚さ150mmの炭素鋼の許容耐圧は、23MPa程度で（杉野ほか、1999）、静水圧を10MPaと仮定しても、オーバーパックの耐圧には十分な裕度がある。

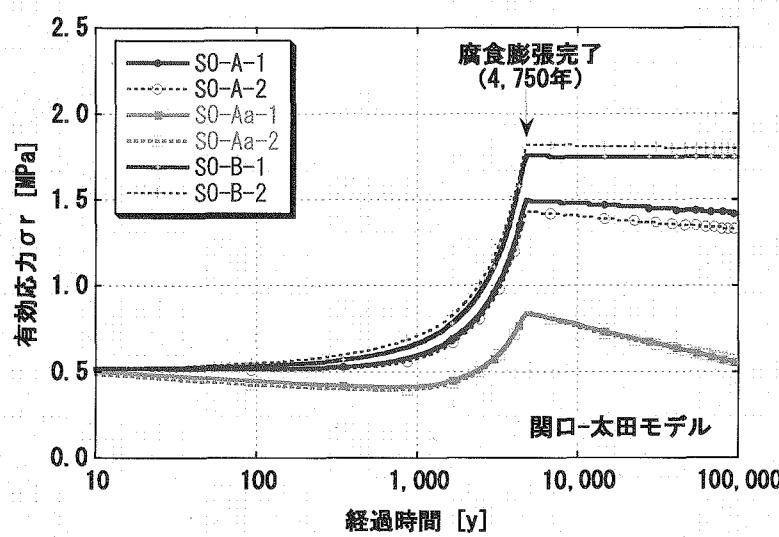


図5-8 腐食膨張解析結果（岩盤が受ける応力：関口-太田モデル）

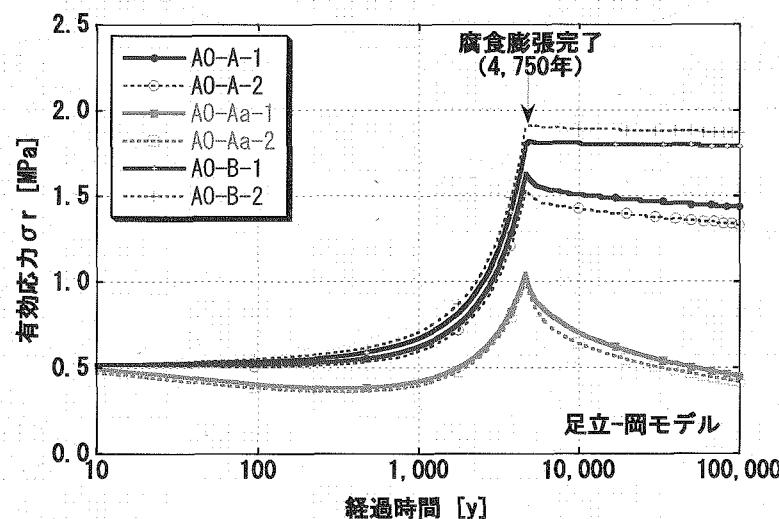


図5-9 腐食膨張解析結果（岩盤が受ける応力：足立-岡モデル）

This is a blank page.

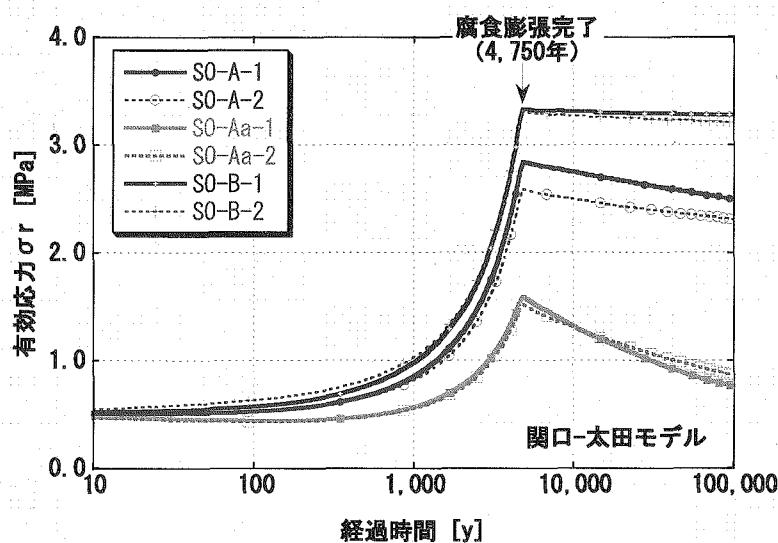


図 5-10 腐食膨張解析結果（オーバーパックが受ける応力：関口-太田モデル）

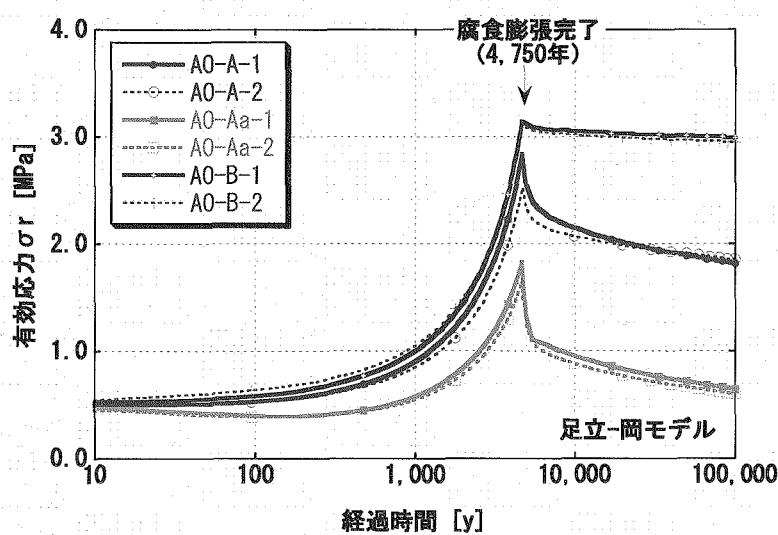


図 5-11 腐食膨張解析結果（オーバーパックが受ける応力：足立-岡モデル）

This is a blank page.

6 おわりに

緩衝材の長期力学的変形挙動評価においては、構成モデルのパラメータを適切に設定することが重要となる。本稿では、構成モデルのパラメータ設定について行った検討を整理し、以下の点を明らかにした。

- 1) 弹塑性パラメータの膨潤指数 κ について、一次元圧密試験の対数圧密応力と間隙比の関係で、再載荷過程の傾きまたは、再載荷と除荷時の傾きの平均の値をもって設定する方法が適切である。
- 2) 粘性パラメータについては、緩衝材の変形挙動や応力状態の全ての評価項目について、ひとつの粘性パラメータによって適切に表現することは困難である。しかし、応力状態を評価する際には、ひずみ速度の異なる \overline{CU} 試験より設定したパラメータを用い、また、変形挙動を評価する際には、長期圧密試験から設定したパラメータを用いることにより、緩衝材挙動を保守的に評価できる。
- 3) 関口・太田モデルの二次圧密係数について、ナチュラルアナログによる評価によってその範囲を推定したところ、 $\alpha = 5.90 \times 10^{-4} \sim 1.3 \times 10^{-3}$ 程度であった。これにより、長期圧密試験における二次圧密係数の増大傾向を 1 万年後まで外挿して設定したパラメータは過度に保守的である可能性が示された。
- 4) 設定したパラメータを用いてオーバーパックの自重沈下解析を実施した結果、1 万年後の沈下量は 34mm となり、第 2 次取りまとめで示した沈下量 5.1mm の 7 倍程度の結果となった。また、二次圧密挙動を保守的に外挿して設定したパラメータを用いて、沈下量の限界値を保守的に見積もる解析を行った結果、沈下量の限界値は 1 万年後で 100mm、10 万年後で 130~140mm 程度となった。また、腐食膨張解析を行った結果、オーバーパックの腐食膨張によって緩衝材は全体的な破壊には至らなかった。

今後の課題としては以下の点が挙げられる。

- 1) 統一的なパラメータでの挙動評価が困難な理由は、検討に用いている構成モデルではベントナイト粒子自体の給水による膨潤挙動が考慮されていないことによる。膨潤挙動を土の構成モデルに反映する試みは平井ら 28) によって弾塑性モデルの範囲で検討されており、この概念を弾粘塑性モデルへ拡張することにより、構成モデルの高度化を図ることが必要となる。
- 2) 弹塑性パラメータのポアソン比 ν は、初期せん断剛性 G_0 が各 κ に対して一定になるように設定しているため、 $\kappa = 0.069$ のケースではポアソン比 $\nu = 0.001$ となり、一般土質材料としては非現実的な値をとる。この理由の一つとして、上記と同様、ベントナイトの膨潤挙動が構成モデルで考慮されていないことが考えられ、構成モデルの高度化によりポアソン比の設定方法を再検討することが必要である。
- 3) 緩衝材の長期力学的変形挙動評価においては、自重沈下解析と腐食膨張解析に分けて行っている変形挙動と応力状態の評価を統一的に行える評価手法を構築することが望ましい。また、現段階での解析においては、緩衝材の上端部の鉛直方向の拘束条件について、自由端と固定端の

うち保守側の評価を行う条件を選択して用いているが、この点についても緩衝材の体積膨潤挙動を考慮して検討することが必要である。

- 4) 緩衝材の長期挙動において変形量に対して最も感度の高い粘性パラメータのうち、関口・太田モデルで用いられる二次圧密係数 α について、緩衝材の長期圧密試験データを取得して値の範囲を限定するとともに、ベントナイトの二次圧密挙動の長期的な現象理解についての研究成果なども考慮して、長期力学的変形挙動評価の信頼性を向上させることが必要である。

参考文献

- 1) 核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－ 総論レポート”， JNC TN1400 99-020 (1999)
- 2) Sekiguchi H., Ohta H., : “Induced anisotropy and time dependency in clays”, Proc. 9th ICSMFE , special session9, pp.229-237 (1977)
- 3) Schofield A. N., Wroth C. P. : “Critical state soil mechanics”, McGraw-Hill, London (1968)
- 4) Roscoe K. H.,Burland J.B. : “On the generalized stress strain behaviour of 'wet-clay”, Engineering Plasticity Cambridge Univ. Press, pp.535-609 (1968)
- 5) Oka, F. : Prediction of time dependent behavior of clay, proc. 10th ICSMFE, Stockholm, Balkema, 1, 215-218 (1981)
- 6) Adachi T., Oka F. : “Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity”, Soil and Foundation, Vol.22, No.4, pp.57-70 (1982)
- 7) 平井 卓, 棚井 憲治, 菊池 広人, 重野 喜政, 並河 努, 高治 一彦, 大沼 敏：“緩衝材長期力学挙動評価モデルの検討”, 核燃料サイクル開発機構 技術資料 JNC TN8400 2003-034 (2004) .
- 8) 高治 一彦, 重野 喜政, 下河内 隆文, 平井 卓, 白武 寿和：“緩衝材長期力学挙動の信頼性向上”, 核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書 JNC TJ8400 2004-011 (2005)
- 9) 高治 一彦, 重野 喜政, 下河内 隆文, 白武 寿和, 田村 博邦：“緩衝材長期力学挙動構成モデルの検討 (III) ”, 核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書 JNC TJ8400 2003-007 (2004)
- 10) 核燃料サイクル開発機構：“高レベル放射性廃棄物の地層処分技術に関する知識基盤の構築－平成17年取りまとめ一分冊2 工学技術の開発”, JNC TN1400 2005-015 (2005)
- 11) 地盤工学会：「土質試験の方法と解説」(1990)
- 12) 地盤工学会：「土質試験の方法と解説 (第一回改訂版)」(2000)
- 13) 高治 一彦、鈴木 英明：“緩衝材の静的力学特性”, 核燃料サイクル開発機構 技術資料 JNC TN8400 99-041 (1999)
- 14) 飯塚 敦：“軟弱地盤の変形・安定解析に関する基礎的研究”, 京都大学研究論文 (1988)
- 15) Terzaghi, K. : Die Theorie der Hydrodynamischen Spannungsscheinungen und Ihr Erdbautechnisches Anwendungsgebiet”, Proc. Int. Cong. Appl. Mech. (1924)
- 16) 岡 二三生：地盤の粘弾塑性構成式, 森北出版, pp.44-62 (2000)
- 17) 地盤工学会：地盤工学ハンドブック, pp.102-105, (1999)
- 18) 足立 紀尚, 龍岡 文夫：新体系土木工学 18 土の力学 (III), 技報堂出版 (1981)

- 19) 河野 伊一郎, 八木 則男, 吉国 洋: 土の力学 pp.995-116, 技報堂出版 (1990)
- 20) Ichikawa, Y., Kawamura, K., Theramast, N., Kitayama, K. : "Secondary and tertiary consolidation of bentonite clay: consolidation test, molecular dynamics simulation and multiscale homogenization analysis", Mechanics of Materials 36 (2004)
- 21) 澤田 武夫: "安中・富岡地域ベントナイト鉱床に関する被熱履歴の推定", 粘土科学, VOL.43, No.3, pp.137-144 (2004)
- 22) 陶野 郁雄: 地団研専報 17 (1971)
- 23) 小峰 秀雄, 緒方信英: "塑性限界を導入した粘土の締固め特性の評価法の提案", 土木学会論文集, No.436/III-16, pp.103-110 (1999)
- 24) 石井 一郎, 小川 富美子, 善功 企: "大阪湾泉州沖海底地盤の工学的性質 (その2) 物理的性質・圧密特性・透水性", 港湾技研資料, No.498, pp.47-86 (1984)
- 25) 平井 卓, 棚井 憲治, 菊池 広人, 高治 一彦, 大沼 敏: "緩衝材のオーバーパック支持力性能に関する検討", 核燃料サイクル開発機構 技術資料 JNC TN8400 2003-031 (2004)
- 26) 動力炉・核燃料開発事業団: "高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の技術報告書—平成3年度—", PNC TN1410 92-081 (1992)
- 27) 竹中工務店: MuDIAN 概要書 Version2.0, pp.13-74 (1993)
- 28) 平井 卓, 棚井 憲治, 高治 一彦, 大沼 敏: "圧縮ベントナイトを用いた緩衝材の弾塑性挙動評価モデルに関する研究", 第48回地盤工学シンポジウム (2003)

国際単位系 (SI)

表 1. SI 基本単位

基本量	SI 基本単位	
	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表 2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI 基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m ²
体積	立方メートル	m ³
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s ²
波数	メートル毎秒	m ⁻¹
密度(質量密度)	キログラム毎立方メートル	kg/m ³
質量体積(比体積)	立方メートル毎キログラム	m ³ /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m ²
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
(物質量の)濃度	モル毎立方メートル	mol/m ³
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m ²
屈折率	(数の)1	1

表 5. SI 接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 ²⁴	ヨタ	Y	10 ⁻¹	デシ	d
10 ²¹	ゼタ	Z	10 ⁻²	センチ	c
10 ¹⁸	エクサ	E	10 ⁻³	ミリ	m
10 ¹⁵	ペタ	P	10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ¹²	テラ	T	10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁹	ギガ	G	10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁶	メガ	M	10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ³	キロ	k	10 ⁻¹⁸	アト	a
10 ²	ヘクト	h	10 ⁻²¹	ゼット	z
10 ¹	デカ	da	10 ⁻²⁴	ヨクト	y

表 3. 固有の名称とその独自の記号で表されるSI組立単位

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	他のSI単位による表し方
平面角	ラジアン	rad	$m \cdot m^{-1} = 1^{(b)}$
立体角	ステラジアン	sr	$m^2 \cdot m^{-2} = 1^{(b)}$
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
圧力	ニュートン	N	$m \cdot kg \cdot s^{-2}$
応力	パスカル	Pa	N/m^2
エネルギー、仕事、熱量	ジユール	J	$N \cdot m$
功率、放熱束	ワット	W	J/s
電荷、電気量	クーロン	C	$s \cdot A$
電位差(電圧)、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-2}$
コンダクタンス	スージーメンス	S	V/A
磁束密度	テスラ	T	Wb/m^2
インダクタance	ヘンリイ	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	$cd \cdot sr^{(a)}$
光束度	ルーメン	lm	$lm \cdot m^{-2} \cdot cd = cd$
(放射性核種の)放射能吸収線量、質量エネルギー	ベクレル	Bq	$lm \cdot m^{-2}$
一分与力、カーマ	グレイ	Gy	$m^2 \cdot s^{-2}$
線量当量、周辺線量当量、方向性線量当量、個々人線量当量、組織線量当量	シーベルト	Sv	J/kg
			$m^2 \cdot s^{-2}$

(a) ラジアン及びステラジアンの使用は、同じ次元であっても異なる性質をもった量を区別するときの組立単位の表し方として利点がある。組立単位を形作るときのいくつかの用例は表 4 に示されている。

(b) 実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号“1”は明示されない。

(c) 測光学では、ステラジアンの名称と記号srを単位の表し方の中にそのまま維持している。

(d) この単位は、例としてミリセルシウス度m°CのようにSI接頭語を伴って用いても良い。

表 4. 単位の中に固有の名称とその独自の記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI 組立単位		
	名称	記号	SI 基本単位による表し方
粘度	バスクアル	Pa·s	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-1}$
の モ ー メ ン	ニュートンメートル	N·m	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2}$
面張	ニュートンメートル	N/m	$kg \cdot s^{-2}$
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	$m^{-1} \cdot s^{-1} = s^{-1}$
角加速度	ラジアン毎平方秒	rad/s ²	$m^{-1} \cdot s^{-2} = s^{-2}$
熱流密度、放熱照度	ワット毎平方メートル	W/m ²	$kg \cdot s^{-3}$
熱容量、エンロビ	ジュール毎ケルビン	J/K	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質量熱容量(比熱容量)	ジュール毎キログラム	J/(kg·K)	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
質量エンントロピー	ケルビン	J/kg	$m^2 \cdot s^{-2} \cdot K^{-1}$
(比エネルギー)	ジュール毎キログラム		
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m·K)	$m \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot K^{-1}$
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m ³	$m^{-1} \cdot kg \cdot s^{-2}$
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	$m \cdot kg \cdot s^{-3} \cdot A^{-1}$
体積電荷	クーロン毎立方メートル	C/m ³	$m^{-3} \cdot s \cdot A$
電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m ²	$m^{-2} \cdot s \cdot A$
誘電率	ファラード毎メートル	F/m	$m^{-3} \cdot kg^{-1} \cdot s^4 \cdot A^2$
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	$m \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot A^{-2}$
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot mol^{-1}$
モルエンロビ	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol·K)	$m^2 \cdot kg \cdot s^{-2} \cdot K^{-1} \cdot mol^{-1}$
モル熱容量	クーロン毎モル毎ケルビン	C/kg	$kg^{-1} \cdot s \cdot A$
照射線量(X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	Gy/s	$m^2 \cdot s^{-3}$
吸収線量	ワット毎ステラジアン	W/sr	$m^4 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3} = m^2 \cdot kg \cdot s^{-3}$
放射強度	ワット毎平方メートル	W/(m ² ·sr)	$m^2 \cdot m^{-2} \cdot kg \cdot s^{-3} = kg \cdot s^{-3}$
放射輝度	ワット毎ステラジアン		

表 6. 国際単位系と併用されるが国際単位系に属さない単位

名称	記号	SI 単位による値
分	min	1 min=60 s
時	h	1h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
リットル	L	1L=1 dm ³ =10 ⁻³ m ³
トン	t	1t=10 ³ kg
ネーピル	Np	1Np=1
ベル	B	1B=(1/2)ln10(Np)

表 7. 国際単位系と併用されこれに属さないSI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
電子ボルト	eV	1eV=1.6021773(49)×10 ⁻¹⁹ J
統一原子質量単位	u	1u=1.6605402(10)×10 ⁻²⁷ kg
天文単位	ua	1ua=1.49597870691(30)×10 ¹¹ m

表 8. 国際単位系に属さないが国際単位系と併用されるその他の単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
海里	里	1海里=1852m
ノット	ト	1ノット=1海里毎時=(1852/3600)m/s
アード	ル	1a=1 dam ² =10 ⁴ m ²
ヘクタール	ha	1ha=1 hm ² =10 ⁴ m ²
バル	bar	1bar=0.1MPa=100kPa=1000hPa=10 ⁵ Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=10 ⁻¹⁰ m
バーン	b	1b=100fm ² =10 ⁻²⁸ m ²

表 9. 固有の名称を含むCGS組立単位

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
エルグ	erg	1 erg=10 ⁻⁷ J
ダイナ	dyn	1 dyn=10 ⁻⁵ N
ボアズ	P	1 P=1 dyn · s / cm ² =0.1Pa · s
ストーカス	St	1 St = 1cm ² /s=10 ⁻⁴ m ² /s
ガウス	G	1 G=10 ⁻⁴ T
エルステッド	Oe	1 Oe=(1000/4π)A/m
マクスウェル	Mx	1 Mx=10 ⁻⁸ Wb
スチール	sb	1 sb=1cd/cm ² =10 ⁴ cd/m ²
ホーリー	ph	1 ph=10 ⁴ lx
ガル	Gal	1 Gal=1cm/s ² =10 ⁻² m/s ²

表 10. 国際単位に属さないその他の単位の例

名称	記号	SI 単位であらわされる数値
キュリ	Ci	1 Ci=3.7×10 ¹⁰ Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 ⁻³ C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 ⁻² Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 ⁻² Sv
X線単位	X unit	1 X unit=1.002×10 ⁻⁴ nm
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 ⁻⁹ T
ジヤンスキー	Jy	1 Jy=10 ⁻²⁶ W · m ⁻² · Hz ⁻¹
フェルミ	fermi	1 fermi=1 fm=10 ⁻¹⁵ m
メートル系カラット	Torr	1 metric carat = 200 mg = 2×10 ⁻⁴ kg
標準大気圧	atm	1 Torr = (101 325/760) Pa
カロリ	cal	1 atm = 101 325 Pa
ミクロ	μ	1 μ=1um=10 ⁻⁶ m