

## 緩衝材長期力学挙動構成モデルの検討（II）

(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

2003 年 2 月

株式会社 竹中工務店

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319 - 1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

電話：029-282-1122（代表）

ファックス：029-282-7980

電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1184, Japan

©核燃料サイクル開発機構

( Japan Nuclear Cycle Development Institute )

2003

緩衝材長期力学挙動構成モデルの検討( )  
(核燃料サイクル開発機構 業務委託報告書)

重野喜政\*、並河努\*、高治一彦\*

要 旨

高レベル放射性廃棄物の地層処分の研究開発において、人工バリアに要求される各機能を確保するには、人工バリアが長期間力学的に安定であることが不可欠である。処分場閉鎖後において、人工バリアを形成する緩衝材には、種々の外力が長期間作用すると考えられる。人工バリアの性能評価を精度よく実施するためには、これらの外力に対する緩衝材の力学的変形挙動を精度よく評価することが必要である。

本研究では、選択された2つの構成式(関口-太田モデル、足立-岡モデル)のために設定されたいくつかのパラメータを用いて、要素試験のシミュレーションを行い、構成式およびこれらのパラメータの適用性を検討した。

また、これらのパラメータを用いた人工バリアの感度解析を実施した。解析では、オーバーパックが腐食膨張しない場合の沈下挙動、オーバーパックの腐食膨張を伴う沈下挙動の2ケースのシナリオについて検討を行った。その結果、自重沈下は主に粘性パラメータの影響を受けること、どのパラメータを用いた解析でも、人工バリアの全体的な破壊は生じなかったこと、また、周辺岩盤が受けるオーバーパックの膨張の影響を評価するためには、粘性パラメータが重要であることが分かった。

---

本報告書は、株式会社 竹中工務店が核燃料サイクル開発機構との委託研究契約により実施した研究成果に関するものである。

機構担当課室：東海事業所 環境保全センター 処分研究部 処分バリア性能研究グループ

\* (株)竹中工務店

## **Examination of constitutive model for evaluating long-term mechanical behavior of buffer ( )**

(Document Prepared by Other Organization, Based on the Trust Contract)

Yoshimasa Shigeno\*, Tsutomu Namikawa\*, and Kazuhiko Takaji\*

### **Abstract**

On the R&D of the high-level radioactive waste repository, it is essential that Engineered Barrier System (EBS) is stable mechanically over a long period of time for maintaining each ability required to EBS. After closing the repository, the various external forces will be affected to buffer intricately for a long period of time. So, to make clear the mechanical deformation behavior of buffer against the external force is important, because of carrying out safety assessment of EBS accurately.

In this report, several sets of parameters are chosen for the previously selected constitutive models, Sekiguchi-Ohta model and Adachi-Oka model and the element tests are simulated using these parameters. Through the simulation, applicability of the constitutive models and these parameters is examined.

Using these parameters, sensitivity analysis of prototype EBS model is also done. Analysis is carried out with two cases. 1: Settlement of the over pack with no corrosion expansion. 2: Settlement of the over pack with corrosion expansion.

The results of the analysis are as follows.

- Settlement by the weight is mainly affected by the viscous parameters
- The whole destruction of the EBS does not occur with any set of applicable parameters
- Viscous parameters are important to evaluate the effect of the over pack expansion on surrounding rocks

---

This work was performed by Takenaka Corporation under contact with Japan Nuclear Cycle Development Institute.

JNC Liaison : Barrier Performance Group, Waste Isolation Research Division, Waste Management and Fuel Cycle Research Center, Tokai Works

\* Takenaka Corporation

## 目 次

1 はじめに .....	1
1.1 研究開発の背景、目的 .....	1
1.2 概要 .....	1
2 関口 - 太田、足立 - 岡モデルに用いる最適パラメータの検討 .....	3
2.1 検討対象構成モデルとその概要 .....	3
2.1.1 関口 - 太田モデル .....	3
2.1.2 足立 - 岡モデル .....	5
2.2 解析対象試験データの概要 .....	6
2.3 パラメータの設定と解析ケース .....	7
2.3.1 弾塑性パラメータ .....	7
2.3.2 粘性パラメータ .....	8
2.3.3 透水係数 .....	9
2.3.4 解析ケース .....	10
2.4 一次元圧密試験 .....	11
2.4.1 解析仕様 .....	11
2.4.2 結果 .....	14
2.5 圧密非排水三軸圧縮試験 .....	34
2.5.1 解析仕様 .....	34
2.5.2 結果 .....	36
2.6 圧密非排水三軸クリープ試験 .....	56
2.6.1 解析仕様 .....	56
2.6.2 結果 .....	56
3. 最適パラメータを用いた緩衝材長期挙動の予測 .....	61
3.1 概要 .....	61
3.2 解析プログラム .....	61
3.2.1 解析プログラムの概要 .....	61

3.2.2 基本方程式	62
3.2.3 応力ひずみ関係	63
3.3 解析条件	64
3.3.1 解析モデルと境界条件	64
3.3.2 物性値	66
3.3.3 時間に関する差分展開	70
3.4 オーバーパック沈下解析	71
3.4.1 解析条件	71
3.4.2 解析結果	73
3.5 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析	86
3.5.1 解析方法	86
3.5.2 解析結果	88
3.6 まとめ	118
3.6.1 オーバーパックの自重沈下解析	118
3.6.2 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析	118
4 既往構成モデルの適用限界と最適モデルの検討	120
4.1 実験のシミュレーション	120
4.1.1 弾性パラメータ	120
4.1.2 塑性パラメータ	120
4.1.3 粘性パラメータ	121
4.1.4 構成モデル	122
4.2 実スケールモデルの解析	122
4.2.1 自重沈下解析	122
4.2.2 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析	123
5 おわりに	124
参考文献	125

目 次

図 1-1	ニアフィールド長期挙動評価体系構築プロセス	3
図 2-1	圧密試験結果 e-log p 関係	7
図 2-2	モデル図	14
図 2-3(a)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 ( step2 ~ step4 )	16
図 2-3(b)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 ( step5 ~ step7 )	17
図 2-3(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 ( step8 )	18
図 2-3(d)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 ( 全 step )	18
図 2-4(a)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 ( step2 ~ step4 )	19
図 2-4(b)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 ( step5 ~ step7 )	20
図 2-4(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 ( step8 )	21
図 2-4(d)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 ( 全 step )	21
図 2-5(a)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 ( step2 ~ step4 )	22
図 2-5(b)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 ( step5 ~ step7 )	23
図 2-5(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 ( step8 )	24
図 2-5(d)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 ( 全 step )	24
図 2-6(a)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 ( step2 ~ step4 )	25
図 2-6(b)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 ( step5 ~ step7 )	26
図 2-6(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 ( step8 )	27
図 2-6(d)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 ( 全 step )	27

図 2-7(a)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-A3、AO-A3 ( step2 ~ step4 )	28
図 2-7(b)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-A3、AO-A3 ( step5 ~ step7 )	29
図 2-7(c)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-A3、AO-A3 ( step8 )	30
図 2-7(d)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-A3、AO-A3 ( 全 step )	30
図 2-8(a)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-B3、AO-B3 ( step2 ~ step4 )	31
図 2-8(b)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-B3、AO-B3 ( step5 ~ step7 )	32
図 2-8(c)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-B3、AO-B3 ( step8 )	33
図 2-8(d)	一次元圧密シミュレーション結果	ケース SO-B3、AO-B3 ( 全 step )	33
図 2-9(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A1、AO-A1 ( CU1、CU2 )	38
図 2-9(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A1、AO-A1 ( CU3、CU4 )	39
図 2-9(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A1、AO-A1 ( CU5 )	40
図 2-10(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B1、AO-B1 ( CU2-1、CU2-2 )	41
図 2-10(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B1、AO-B1 ( CU3、CU4 )	42
図 2-10(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B1、AO-B1 ( CU5 )	43
図 2-11(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A2、AO-A2 ( CU2-1、CU2-2 )	44
図 2-11(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A2、AO-A2 ( CU3、CU4 )	45
図 2-11(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A2、AO-A2 ( CU5 )	46
図 2-12(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B2、AO-B2 ( CU2-1、CU2-2 )	47
図 2-12(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B2、AO-B2 ( CU3、CU4 )	48
図 2-12(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B2、AO-B2 ( CU5 )	49
図 2-13(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A3、AO-A3 ( CU2-1、CU2-2 )	50
図 2-13(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A3、AO-A3 ( CU3、CU4 )	51
図 2-13(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-A3、AO-A3 ( CU5 )	52
図 2-14(a)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B3、AO-B3 ( CU2-1、CU2-2 )	53
図 2-14(b)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B3、AO-B3 ( CU3、CU4 )	54
図 2-14(c)	圧密非排水三軸圧縮試験	SO-B3、AO-B3 ( CU5 )	55

図 2-15	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-A1、AO-A1	58
図 2-16	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-B1、AO-B1	58
図 2-17	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-A2、AO-A2	59
図 2-18	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-B2、AO-B2	59
図 2-19	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-A3、AO-A3	60
図 2-20	圧密非排水三軸クリーブ試験 SO-B3、AO-B3	60
図 3-1	解析モデル図	66
図 3-2	解析モデルの排水距離	69
図 3-3	沈下解析用の解析モデル	72
図 3-4	自重による沈下量の経時変化(透水係数を変化させる場合)	75
図 3-5	自重による沈下量の経時変化(透水係数一定の場合)	76
図 3-6	構成モデル間の自重沈下における差異	78
図 3-7	透水係数が増加する場合と一定の場合における自重沈下の差異	79
図 3-8	オーバーパック直下の応力パス(関口 - 太田モデル, 透水係数変化)	80
図 3-9	オーバーパック直下の応力パス(足立 - 岡モデル, 透水係数変化)	81
図 3-10	平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	82
図 3-11	平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	83
図 3-12	平均有効応力コンター図(足立 - 岡モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	84
図 3-13	平均有効応力のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	85
図 3-14	オーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析手法	87
図 3-15	オーバーパックの腐食膨張と自重沈下同時解析に用いる解析モデルと境界条件	87
図 3-16	オーバーパックの膨張と自重を考慮した場合の沈下量(透水係数変化)	90
図 3-17	オーバーパックの膨張と自重を考慮した場合の沈下量(透水係数一定)	91
図 3-18	オーバーパックの沈下量に対する構成モデル間の比較	93
図 3-19	オーバーパックの沈下量に対する透水係数の変化有無における比較	94

図 3-20 オーバーパック膨脹終了時における $q/Mp$ のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化)	97
図 3-21 オーバーパック膨脹終了時における $q/Mp$ のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定)	98
図 3-22 オーバーパック膨脹終了時における $q/Mp$ のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数変化)	99
図 3-23 オーバーパック膨脹終了時における $q/Mp$ のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定)	100
図 3-24 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A1-kv)	101
図 3-25 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A2-kv)	102
図 3-26 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A3-kv)	103
図 3-27 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-B1-kv)	104
図 3-28 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-B2-kv)	105
図 3-29 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-B3-kv)	106
図 3-30 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A1-kv)	107
図 3-31 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A2-kv)	108
図 3-32 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A3-kv)	109
図 3-33 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-B1-kv)	110
図 3-34 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-B2-kv)	111

図 3-35 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-B3-kv)	112
図 3-36 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力( $\sigma_r$ )の経時変化	114
図 3-37 周辺岩盤に隣接する要素の $\sigma_r$ に関する構成モデル間の比較	115
図 3-38 周辺岩盤に隣接する要素の $\sigma_r$ の透水係数の有無に関する比較	115
図 3-39 オーバーパックに隣接する要素の半径方向の有効応力( $\sigma_r$ )の経時変化	116
図 3-40 オーバーパックに隣接する要素の $\sigma_r$ に関する構成モデル間の比較	117
図 3-41 オーバーパックに隣接する要素の $\sigma_r$ の透水係数の有無に関する比較	117
図 4-1 圧密非排水三軸圧縮試験結果 関口 - 太田モデル	120
図 4-2 圧密非排水三軸クリープ試験のシミュレーション	121
図 4-3 一次元圧密シミュレーション結果(step5 3.25MPa 5.10MPa)	122
図 4-4 自重による沈下量の経時変化	122
図 4-5 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力	123

## 目 次

表 2-1	解析対象試験概要	6
表 2-2	弾塑性パラメータ	7
表 2-3	粘性パラメータ一覧	8
表 2-4	解析ケース一覧	10
表 2-5	載荷条件	14
表 2-6	三軸試験初期有効拘束圧と初期間隙比	36
表 3-1	各解析ケースで共通の物性値	67
表 3-2	変動させるパラメータと解析ケース番号	69
表 3-3	透水係数の設定	70
表 3-4	各解析ケースにおいて変動させるパラメータ	72
表 3-5	構成モデルと透水係数に関する略号	73
表 3-6	各ケースにおける一万年後の沈下量	77
表 3-7	各解析ケースにおいて変動させるパラメータ	88
表 3-8	構成モデルと透水係数に関する略号	88
表 3-9	各ケースの一万年後の沈下量	92

## 1 はじめに

### 1.1 研究開発の背景、目的

高レベル放射性廃棄物の地層処分の研究開発において、人工バリアに要求される各機能を確保するには、人工バリアが長期間力学的に安定であることが不可欠である。処分場閉鎖後において、人工バリアを形成する緩衝材には、オーバーパックスの腐食膨張、自重による沈下および周辺岩盤の変形（クリープ変形、崩落）等による外力が、長期間作用すると考えられる。人工バリアの性能評価を精度よく実施するためには、これらの外力に対する緩衝材の力学的変形挙動を明らかにすることが必要である。

高レベル放射性廃棄物処分場における緩衝材の長期力学挙動評価として、第2次取りまとめ<sup>1)</sup>（以下「2000年レポート」という）では、オーバーパックス腐食膨張影響解析では修正 Cam-Clay モデル、オーバーパックス自重沈下解析では関口 - 太田モデルというコンベンショナルな構成モデルを用いて、緩衝材の応力状態の変化やオーバーパックスの沈下量の評価を行った。

しかし、それらのモデルを用いて評価する上で、ベントナイトの材料特性や地層処分環境特性（たとえば、評価期間が長期におよぶこと、高温環境下であること、オーバーパックスの腐食膨張等による外力条件等）を考慮したモデルの適用妥当性に関しては十分な検討を行っていなかった。

よって、2000年レポート以降の長期力学挙動評価における構成モデルの課題として、

緩衝材構成モデルの信頼性確認

より高度なモデルの採用検討

が求められていた。

これに対し平成13年度は、国内外の既存構成モデルを調査・整理するとともに、それらの体系化を行った。体系化の過程で関口 - 太田モデルに加えて足立 - 岡モデルを検討対象モデルとして抽出し、室内試験で得られたクリープ挙動や2次圧密挙動などの長期力学挙動をシミュレートした結果、足立 - 岡モデルも挙動を適切に表現し得ることが明らかとなり、関口 - 太田モデルとならぶ有力モデルと考えられた<sup>2)</sup>。しかし、両モデルともに適用パラメータが弾性域と塑性域で矛盾があることや、一部の挙動で若干の乖離が見られることなど再検討を要することが判明した。

そこで、平成15年度末の達成目標である『基本力学モデル選定に必要な知見を得ること』に資する次ステップとして、適切な構成モデルとパラメータをセットで提示し、ニアフィールドの長期挙動解析を行い、既往構成モデルの適用性検討、課題の抽出を行うことを本委託の目的とする。

## 1.2 概要

2章の関口 - 太田、足立 - 岡モデルに用いる最適パラメータの検討では、平成13年度に引き続き、緩衝材の長期挙動を予測する上で、現状において室内試験結果からは確定できないパラメータについて感度解析を行った。サイクル機構保有の要素試験データ（圧密非排水三軸クリープ試験、圧密非排水三軸圧縮試験、一次元圧密試験の各データ）をシミュレートする解析を行い、試験結果との比較検証を行って適用性を評価した。

3章の最適パラメータを用いた緩衝材長期挙動の予測では、緩衝材の応力状態に影響を及ぼす作用の内、オーバーパック再冠水後のオーバーパックの自重沈下と腐食膨張に着目し、その影響を同時に考慮した人工バリアモデルの解析的検討を行い、これらの外的要因が緩衝材、岩盤、オーバーパックに及ぼす影響を調べた。緩衝材の構成モデルには、関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルを用い、前章で選定したパラメータを用いて、モデル間の差異やパラメータの影響を調べた。また、変形に伴う透水性の変化も考慮し、その影響についても調べた。

4章の既往構成モデルの適用限界と最適モデルの検討では、2章、3章の結果に基づき、弾性挙動、塑性挙動、粘性挙動それぞれの項目について関口 - 太田モデル及び足立 - 岡モデルの緩衝材への適用における問題点を整理し、適用時に留意すべき点を検討した。

## 2 関口 - 太田、足立 - 岡モデルに用いる最適パラメータの検討

関口 - 太田モデルおよび足立 - 岡モデルにおけるパラメータで、現状において室内試験結果より確定できないパラメータについて感度解析を行う。サイクル機構保有の要素試験データ<sup>3)</sup>(圧密非排水三軸クリープ試験、圧密非排水三軸圧縮試験、一次元圧密試験の各データ)をシミュレートする解析を行い、試験結果との比較検証を行って適用性を評価した。

### 2.1 検討対象構成モデルとその概要

2001年の研究<sup>2)</sup>に引き続き、弾粘塑性モデルとして足立 - 岡モデル、関口 - 太田モデルを用い、また、比較対象用弾塑性モデルとして Cam-clay モデルおよび修正 Cam-clay モデルを用いた。以下に、関口 - 太田モデルおよび足立 - 岡モデルの概要を示す。

#### 2.1.1 関口 - 太田モデル<sup>4)</sup>

関口-太田モデルは、粘性土の排水による体積変化(圧密)とせん断による体積変化(ダイレイタンス)に加え、土粒子の骨格構造自体のクリープ変形が表現でき、また、初期に異方圧密された異方の力学挙動も表現可能である。適用実績も多く、モデルに要求される材料定数を事前の試験から比較的容易に得ることができる。以下にモデルの概要を示す。

土材料のひずみを、弾性成分  $\dot{\epsilon}_{ij}^E$  と塑性成分  $\dot{\epsilon}_{ij}^P$  とに分けられるものと仮定する。そのうち、弾性成分(速度型)については、次式により有効応力  $p$  と関係づけている。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^E = \frac{\kappa}{3(1+e_0)} \frac{\dot{p}}{p} \delta_{ij} + \frac{1}{2G} \dot{S}_{ij} \quad (2-1)$$

また、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、次のように表せる。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{VP} = \Lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (2-2)$$

ここで、 $\Lambda$  は比例定数である。また、 $F$  は粘塑性ポテンシャル関数であり、体積ひずみの粘塑性成分  $\dot{\epsilon}_v^{VP}$  を硬化パラメータとし、正規圧密粘土の二次圧密特性と負のダイレイタンスの時間依存性に注目すると、次のようにおくことができる。

$$F = \alpha \cdot \ln \left\{ 1 + \frac{\dot{v}_0 \cdot t}{\alpha} \exp(f/\alpha) \right\} = \varepsilon_V^{VP} \quad (2-3)$$

上式中の  $t$  は載荷後の経過時間、 $f$  は次式で表される塑性ポテンシャル関数である。

$$f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln(p/p_0) + D \cdot \eta^* \quad (2-4)$$

最終的に、全体のひずみ（速度型） $\dot{\varepsilon}_{ij}$  は上記の弾性成分  $\dot{\varepsilon}_{ij}^E$  と粘塑性成分  $\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP}$  の和として、

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^E + \dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} \quad (2-5)$$

で与えられる。

上式(2-2) ~ (2-5)の標記で、 $\lambda$ 、 $\kappa$  は圧縮指数、膨潤指数、 $e_0$  は初期間隙比、 $\lambda$  は二次圧密係数、 $\dot{v}_0$  は初期体積ひずみ速度、 $D$  はダイレイタンシー係数である。また、(2-4)式中の応力に関するパラメータを以下に示す。

$$\eta^* = \sqrt{\frac{3}{2}(\eta_{ij} - \eta_{ij0})(\eta_{ij} - \eta_{ij0})} \quad (2-6)$$

$$\eta_{ij} \text{ は応力比} \quad \eta_{ij} = \frac{s_{ij}}{p}, \quad \eta_{ij0} = \frac{s_{ij0}}{p_0}$$

$$p \text{ は平均有効応力} \quad p = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \cdot \delta_{ij}, \quad p_0 = \frac{1}{3} \sigma_{ij0} \cdot \delta_{ij}$$

$$s_{ij} \text{ は偏差応力} \quad s_{ij} = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \cdot p, \quad s_{ij0} = \sigma_{ij0} - \delta_{ij} \cdot p_0$$

添え字の "0" は初期値を表す。また、 $\delta_{ij}$  はクロネッカーのデルタである。

以上の関係から、関口-太田モデルにおける応力とひずみの関係が求まる。

2.1.2 足立 - 岡モデル<sup>5)</sup>

足立 - 岡モデルは Perzyna(1963)<sup>6)</sup>の超過応力型 (over stress type) の弾粘塑性理論に基づいて、弾塑性モデルである Cam-clay モデルを弾粘塑性モデルに拡張したものである。本モデルでは、硬化パラメータとして非弾性体積ひずみを用いることおよび、土が圧密終了後も平衡状態に至っていないと仮定することにより、クリープ、ひずみ速度効果、二次圧密のような多くの時間依存性挙動を表現することができる。

足立 - 岡モデルの降伏関数は Cam-clay タイプであり、次式で定義される。

$$f = \frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) \quad (2-7)$$

$$M^* = \sqrt{\frac{2}{3}}M$$

ここに、 $J_2$  は偏差応力の第二不変量、 $M$  は限界状態の応力比、 $\sigma'_m$  は平均有効応力、 $\sigma'_{me}$  は初期圧密応力である。

足立 - 岡モデルでは、粘塑性ひずみ速度を次式のように定める。

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{vp} = \gamma \Phi(F) \frac{\partial f}{\partial \sigma'_{ij}}$$

$$\gamma \Phi(F) = M^* \sigma'_m C \exp\left\{m' \left[ \frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) - \frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} v^{vp} \right]\right\} \quad (2-8)$$

$$C = C_0 \exp\left[-m' \ln\left(\frac{\sigma'_{mi}}{\sigma'_{me}}\right)\right]$$

ここに、 $C_0$ 、 $m'$  は材料定数、 $\lambda$  は圧縮指数、 $\kappa$  は膨潤指数、 $e_0$  は初期間隙比、 $\sigma'_{mi}$  は初期有効応力である。

(2-8)より、粘塑性体積増分は次式のようになる。

$$\dot{v}^{vp} = \gamma \Phi(F) \frac{\partial f}{\partial \sigma'_m} = \gamma \Phi(F) \left( -\frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma_m'^2} + \frac{1}{\sigma'_m} \right) \quad (2-9)$$

2.2 解析対象試験データの概要

解析対象の試験データはサイクル機構保有の要素試験データ<sup>3)</sup>である。いずれの試験も供試体仕様は以下に示すものと同じものを用いている。

・ 供試体仕様

材料 : ケイ砂混合ベントナイト  
 配合比 : ベントナイト クニゲルV 1 (70wt%)  
           ケイ砂          3号 (15wt%)  
                           5号 (15wt%)

初期乾燥密度 : 1.6Mg m<sup>-3</sup>

圧縮成型時間隙比 : 0.676

次に、各試験の概要を表 2-1 に示す。表に示す試験データを解析対象とした。

表 2-1 解析対象試験概要

	試験数	試験条件	計測項目	備考
一次元圧密試験	1 (同条件で 3供試体)	膨潤応力 19.6MPa(8段階で載荷) 19.6MPa 膨潤応力(4段階で除荷) 膨潤応力 19.6MPa(4段階で再載荷)	軸荷重 軸変位	
圧密非排水三軸 圧縮試験	6	有効拘束圧 0.49 ~ 2.94MPa 軸ひずみ速度 約 0.01% min <sup>-1</sup>	拘束圧 軸荷重 間隙水圧 軸変位 排水量	有効拘束圧 0.49MPaは解 析対象外
圧密非排水三軸 クリープ試験	3	有効拘束圧 2.94MPa 破壊応力の 30,50,70%載荷	拘束圧 軸荷重 間隙水圧 軸変位 排水量	

2.3 パラメータの設定と解析ケース

2.3.1 弾塑性パラメータ

本検討モデルにおいて必要な入力パラメータのうち、弾塑性パラメータは、圧縮指数、膨潤指数、限界状態パラメータ M である。これらは、圧密試験、三軸試験より設定することができる。ただし、圧密試験の  $e-\log p$  関係より得られる膨潤指数(常用対数)  $C_s$  ( $C_s=2.3 \cdot$  )は除荷時と再載荷時でその傾きが大きく異なっており(図 2-1 参照)、本研究では、除荷時初期の傾き、再載荷時の傾き、その平均値の 3 種類のパラメータでシミュレーションを実施した。また、ポアソン比 に関して、せん断弾性係数が 3 種類の膨潤指数(常用対数)  $C_s$  で一定になるように設定している。表 2-2 に解析に用いた弾塑性パラメータを示す。

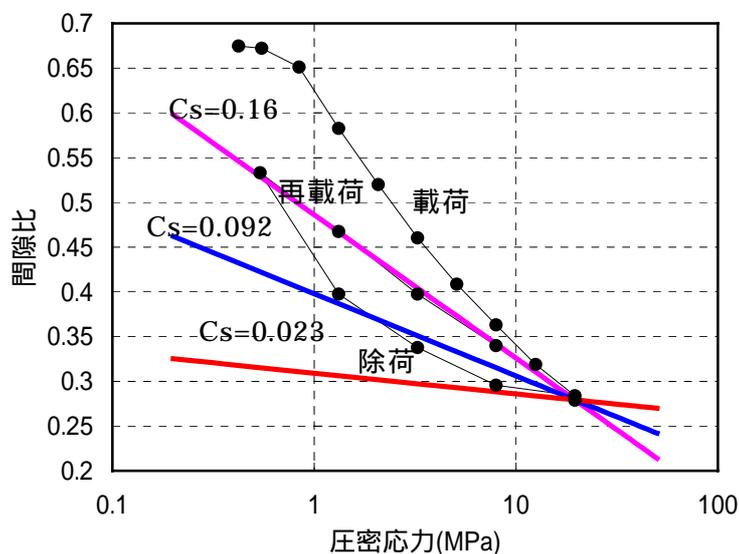


図 2-1 圧密試験結果  $e-\log p$  関係

表 2-2 弾塑性パラメータ

項目	単位	定数	備考	
圧縮指数	-	0.117	圧縮指数(常用対数) $C_c=0.27$ ( $=0.434C_c$ )	
膨潤指数	-	0.069	膨潤指数(常用対数) $C_s=0.16$ ( $=0.434C_s$ )	
		0.040		$=0.092$
		0.010		$=0.023$
ポアソン比	-	0.001		
		0.166		
		0.400		
限界状態パラメータ M	-	0.63		

## 2.3.2 粘性パラメータ

弾粘塑性モデルによる解析検討においては、粘性パラメータの設定が重要な影響を及ぼす。

粘性パラメータに関しては、表 2-3 に示すような関口 - 太田モデル用のパラメータ SO-A、SO-B の 2 ケースを設定した。また、表中に示すようにこれらのパラメータによって、足立 - 岡モデル用の粘性パラメータが換算出来るため、それぞれの換算値をパラメータ AO-A、AO-B とした。SO-B では、排水距離と関係のある特性時間より初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ を決定しているため、圧密試験と三軸試験で異なる初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ を用いている。AO-B に関しても、SO-B に合わせて変化させている。

表 2-3 粘性パラメータ一覧

関口 - 太田モデル	二次圧密係数 ( - )	初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ ( $h^{-1}$ )	備 考
SO-A	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-15}$	破壊応力の 70% 載荷データを用いて逆解析を行って設定したパラメータ
SO-B	$1.2 \times 10^{-3}$	$1.2 \times 10^{-5}$ ( $1.9 \times 10^{-6}$ )	圧密試験の二次圧密過程の傾きより $\dot{v}_0$ を決定し、特性時間との関係より $\dot{v}_0$ を決定した。
足立 - 岡モデル	粘塑性パラメータ $m'$ ( - )	粘塑性パラメータ $C$ ( $h^{-1}$ )	
AO-A	63	$1.6 \times 10^{-15}$	および $\dot{v}_0$ より左式により算出
AO-B	24	$1.9 \times 10^{-5}$ ( $3.0 \times 10^{-5}$ )	および $\dot{v}_0$ より左式により算出

( ) は三軸圧縮シミュレーション用

SO-A では粘性パラメータである二次圧密係数 と初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ を、圧密非排水三軸クリープせん断試験のピーク強度 70%の載荷試験データ結果とのフィッティングにより設定しており、2001 年の研究におけるパラメータ B2 と同等のパラメータである<sup>2)</sup>。

SO-B では関口 - 太田モデルの粘性パラメータである二次圧密係数 を、圧密試験の載荷 100 時間以降の傾きより決定し、初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ は一次圧密の終了に要する時間を目安に特性時間  $t_c$  を設定し、次式により設定している<sup>7)</sup>。

$$\dot{v}_0 = \frac{1}{t_c} \quad (2-10)$$

ここで、特性時間は圧密試験（排水距離 1cm）では 100 時間とし、三軸試験では排水距離（2.5cm）より  $100 \text{ 時間} \times 2.5^2 = 625 \text{ 時間}$  としている。

足立 - 岡モデルの粘性パラメータは、二次圧密係数  $C$  と初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  より(2-11)式により設定している<sup>5)</sup>。

$$m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} \quad C = \frac{\dot{v}_0}{M} \quad (2-11)$$

### 2.3.3 透水係数

一次元圧密試験のシミュレーションでは次式により、密度に応じて透水係数  $k$  を変化させている<sup>1)</sup>。

$$k = \frac{K\rho_g}{\mu}$$

$$K = \exp(-42.1 + 1.447\rho_e - 2.1232\rho_e^2) \quad (2-12)$$

$$\rho_e = \rho_d \frac{100 - R_s}{100 - R_s \frac{\rho_d}{\rho_{sk}}}$$

ここで、 $K$  は固有透過度、 $\rho_g$  は水の密度 ( $1\text{g/cm}^3$ )、 $\rho_e$  は有効粘土密度 ( $\text{g/cm}^3$ )、 $g$  は重力加速度 ( $980\text{cm/sec}^2$ )、 $\mu$  は水の粘性係数 ( $1 \times 10^{-6}\text{MPa}\cdot\text{sec}$   $T=20$  度の場合)、 $R_s$  はケイ砂混合率 (30%)、 $\rho_{sk}$  はケイ砂の土粒子密度 ( $2.64\text{g/cm}^3$ ) である。この研究に用いたケイ砂混合ベントナイト乾燥密度  $1.6\text{g/cm}^3$  の場合、透水係数  $k$  は  $4.57 \times 10^{-11}\text{cm/sec}$  となる。

## 2.3.4 解析ケース

以上の各試験データ数、ポアソン比、粘性パラメータの組合せによって表 2-4 に示す組合せ条件による解析を実施する。

表 2-4 解析ケース一覧

構成モデル		関口 - 太田		足立 - 岡	
粘性パラメータ 弾性パラメータ		A	B	A	B
		$=4.5 \times 10^{-4}$ $\dot{V}_0=1.0 \times 10^{-15}$	$=1.2 \times 10^{-3}$ $\dot{V}_0=1.2 \times 10^{-5}$ $(\dot{V}_0=1.9 \times 10^{-6})$	$m'=63$ $C=1.6 \times 10^{-15}$	$m'=24$ $C=1.9 \times 10^{-5}$ $(C=1.9 \times 10^{-5})$
1	$=0.070$ 、 $=0.001$	SO-A1	SO-B1	AO-A1	AO-B1
2	$=0.040$ 、 $=0.166$	SO-A2	SO-B2	AO-A2	AO-B2
3	$=0.010$ 、 $=0.400$	SO-A3	SO-B3	AO-A3	AO-B3

## 2.4 一次元圧密試験

## 2.4.1 解析仕様

## (1) 解析手法

関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルにより、一次元圧密解析を行う。圧密問題は、土骨格における力の釣り合い式と、水の連続式を連立して解を求める。一次元圧密方程式を次式に示す。尚、 $y$  方向を鉛直方向とする。

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_v = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial}{\partial z} \left( k \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\ \dot{\sigma}_v = \dot{\sigma}'_v + \dot{u} \end{cases} \quad (2-13)$$

ここに、 $\varepsilon_v$  は体積ひずみ増分、 $\gamma_w$  は水の単位体積重量、 $k$  は透水係数、 $u$  は過剰間隙水圧、 $\sigma_v$  は鉛直応力増分、 $\sigma'_v$  は鉛直有効応力増分である。

差分法を用いて式(2-13)の解を求める。前進差分で展開する陽解法を用いる。

微小ひずみを仮定すると、水の連続式から、体積ひずみ増分は次式で表される。

$$\Delta \varepsilon_v = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \Delta t \quad (2-14)$$

各構成モデルにおいて、水平方向と鉛直方向の粘塑性ひずみ増分 ( $\Delta \varepsilon_x^{vp}, \Delta \varepsilon_y^{vp}$ ) が応力や粘塑性体積ひずみの関数として求められるので、応力増分は次式により求めることができる。尚、一次元圧密では  $\Delta \varepsilon_x = 0$  なので、 $\Delta \varepsilon_y = \Delta \varepsilon_v, \Delta \varepsilon_x^e = -\Delta \varepsilon_x^{vp}$  である。

$$\begin{cases} \Delta \sigma'_x \\ \Delta \sigma'_y \end{cases} = \frac{3}{1+\nu} K \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu \\ \nu & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta \varepsilon_x^e \\ \Delta \varepsilon_y^e \end{cases} \quad (2-15)$$

$$\begin{cases} \Delta \varepsilon_x^e \\ \Delta \varepsilon_y^e \end{cases} = \begin{cases} -\Delta \varepsilon_x^{vp} \\ \Delta \varepsilon_v - \Delta \varepsilon_y^{vp} \end{cases}$$

ここに、 $K$  は体積弾性係数、 $\nu$  はポアソン比である。また、上付きの  $e$  は弾性を意味する。式中の  $\Delta \varepsilon_v$  は式(2-14)より求める。

式(2-15)によって計算される  $\Delta \sigma'_y$  を、土骨格の力のつり合い式に代入して過剰間隙水圧の

増分  $\Delta u$  を次式から得る。

$$\Delta u = \Delta \sigma_y - \Delta \sigma'_y \quad (2-16)$$

前ステップの状態変数から、 $\Delta \varepsilon_y, \Delta \varepsilon_y^{vp}, \Delta \varepsilon_x^{vp}$  を求め、 $\Delta \sigma'_y, \Delta u$  を求める。各状態変数に増分を加え、現ステップの状態変数を求めることにより、圧密方程式(2-13)の解を求めることができる。

式(2-14)の  $\partial(k\partial u/\partial y)/\partial y$  は、 $k$  の勾配を無視すると、 $u$  の 2 回微分とすることができ、 $y$  方向の中心差分によって次式のように離散化できる。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = \frac{u_{i-1} - 2u_i + u_{i+1}}{\Delta y^2} \quad (2-17)$$

関口 - 太田モデルにおける粘塑性ひずみ増分は、次式で定義される<sup>9)</sup>。

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_v^{vp} &= \dot{v}_0 \exp \frac{f - \varepsilon^{vp}}{\alpha} + \beta \dot{f} \\ \beta &= 1 - \exp \left( -\frac{\varepsilon^{vp}}{\alpha} \right) \end{aligned} \quad (2-18)$$

ここに、 $\dot{v}_0$  と  $\alpha$  は材料定数である。

降伏関数  $f$  は、初期状態が等方圧密状態であるので、次式により定義される。

$$\begin{aligned} f &= \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \left( \frac{p}{p_0} \right) + D\eta \\ \eta &= \sqrt{\frac{3}{2} \eta_{ij} \eta_{ij}} \\ \eta_{in} &= \frac{s_{ij}}{p} \end{aligned} \quad (2-19)$$

ここに、 $p_0$  は圧密降伏応力、 $D$  はダイレイタンシー係数、 $s_{ij}$  は偏差応力である。  
足立 - 岡モデルにおける粘塑性ひずみ増分は、次式で定義される<sup>5)</sup>。

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = M^* C \exp \left[ m' \left( \ln \frac{p}{p_0} + \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{\eta}{M^*} - \frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} \varepsilon_v^{vp} \right) \right] \quad (2-20)$$

ここに、 $C$  と  $m'$  は材料定数である。また、 $M^*$  は限界応力比である。

(2-18) と (2-20) から、それぞれ粘塑性ひずみ増分を求め、前進差分により現ステップの粘塑性ひずみを次式から求める。

$$\varepsilon_{v, n+1}^{vp} = \varepsilon_{v, n}^{vp} + \dot{\varepsilon}_{v, n}^{vp} \Delta t \quad (2-21)$$

また、各方向の粘塑性ひずみ増分は、両モデルとも流動則に従うことから、次式により求めることができる。

$$\begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x^{vp} \\ \dot{\varepsilon}_y^{vp} \end{Bmatrix} = \frac{\dot{\varepsilon}_v^{vp}}{\partial f / \partial p} \begin{Bmatrix} \partial f / \partial \sigma'_x \\ \partial f / \partial \sigma'_y \end{Bmatrix} \quad (2-22)$$

ここに、 $f$  は各構成モデルの降伏関数である。

## (2) 解析モデルと解析条件

解析モデルを図 2-2 に示す。供試体を 10 要素に分割して解析する。荷重は、上端部に作用させる。また、上端部は排水条件になる。境界条件は、1 次元問題であるので、横方向を拘束する。下端部は、上下方向に拘束し、その他の点は上下方向にスライドする。载荷条件を表 2-5 に示す。解析では、正規圧密状態である step2 から開始して、step7 までの計算を行う。step1 での圧密が完了していると考えられるので、step2 における初期応力を 1.39MPa とする。また、初期間隙比は、次式より 0.586 とする。粘性に関するパラメーターは、B1 ( :  $6.0 \times 10^{-4}$ 、 $\dot{V}_0 : 9.0 \times 10^{-10}$ ) と B2 ( :  $4.5 \times 10^{-4}$ 、 $\dot{V}_0 : 1.0 \times 10^{-15}$ ) を用いる。

$$e = 0.62 - 0.27 \log \sigma'_v \quad (2-23)$$

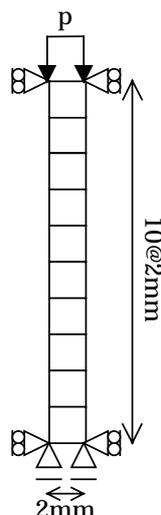


図 2-2 モデル図

表 2-5 載荷条件

載荷 step	時間 t(分)	圧密応力 p(MPa)
	初期状態	0.55
1	22800	0.84
2	18600	1.32
3	17820	2.08
4	28680	3.25
5	29880	5.10
6	39660	7.98
7	39060	12.5
8	34680	19.6

#### 2.4.2 結果

一次元圧密試験のシミュレーション結果を図 2-3～図 2-8 に示す。各図において(a)～(c)は各 step の時間 - 沈下量関係、(d)は全ステップの沈下量関係である。

##### (1) 粘性パラメータの影響

図 2-3(a)～(d)および図 2-4(a)～(d)より、両モデルの A1 (SO-A1、AO-A1) と B1 (SO-B1、AO-B1) の結果から、両パラメータとも実験結果の時間 - 沈下量関係を定性的に再現できていることがわかる。ただし、粘性パラメータを大きく取った B1 のケースは、A1 に比較して step2 において沈下量が大きくなっている。

いずれのパラメータケースでも構成モデル間の比較では、粘性パラメータに対しては足立 - 岡モデルの感度が高く、特に二次圧密の傾きにおいては、AO-B1 のパラメータが実験に最も近い結果となっている。関口 - 太田モデルはモデル内に時間を陽に含んでいるため、step が進むにつれ二次圧密がほとんどでなくなる。ただし、総沈下量に対するこの影響は小さい。

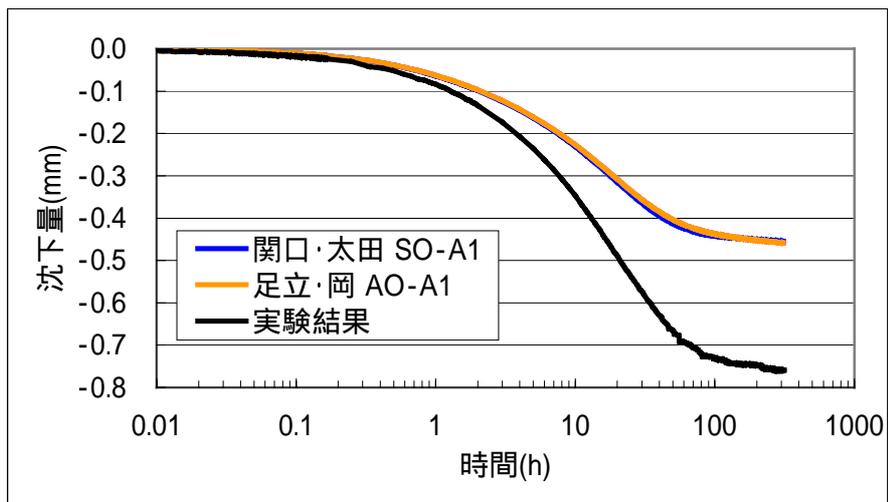
## (2) 膨潤係数 の影響

等方圧密においては、正規圧密領域において荷重 - 体積変化のシミュレーション結果に膨潤係数 は影響しないが、一次元圧密の場合、軸方向の応力と側方応力が異なるため、結果に差が生じる。図 2-3(d)と図 2-5(d)により A1 と A2 の全 step の結果を比較すると、関口 - 太田モデルではほとんど差はないが、足立 - 岡モデルにおいて差が生じている。足立 - 岡モデルにおいて A2 (AO-A2) の沈下量が大きいのは、膨潤係数 が小さくなり圧縮係数 と膨潤係数 の差が大きくなり、塑性ひずみが大きく見積もられたのが原因と考えられる。

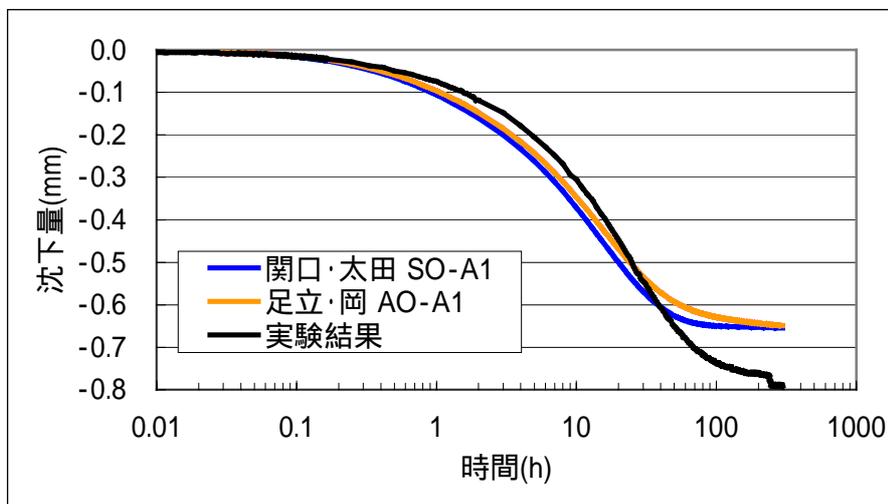
## (3) まとめ

一次元圧密試験と関口 - 太田モデル、足立 - 岡モデルのシミュレーション結果を比較した。両モデルとも実験結果を定性的に再現できることが明らかとなった。また、二次圧密係数を圧密試験の傾きから設定したパラメータ B の方が一次圧密終了後の粘性挙動は定性的には試験結果に近いことから、圧密試験結果のシミュレーションにおける粘性パラメータとしてはパラメータ B の方が適用性が高いと言える。

step2



step3



step4

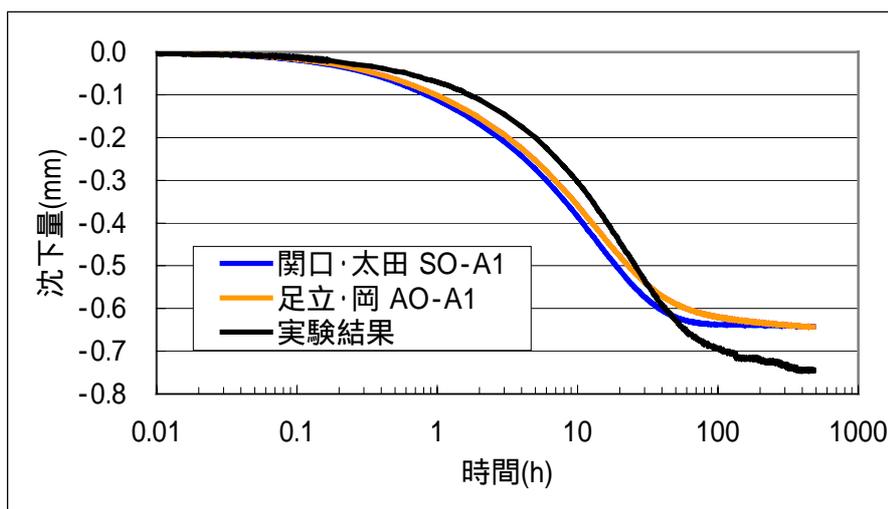
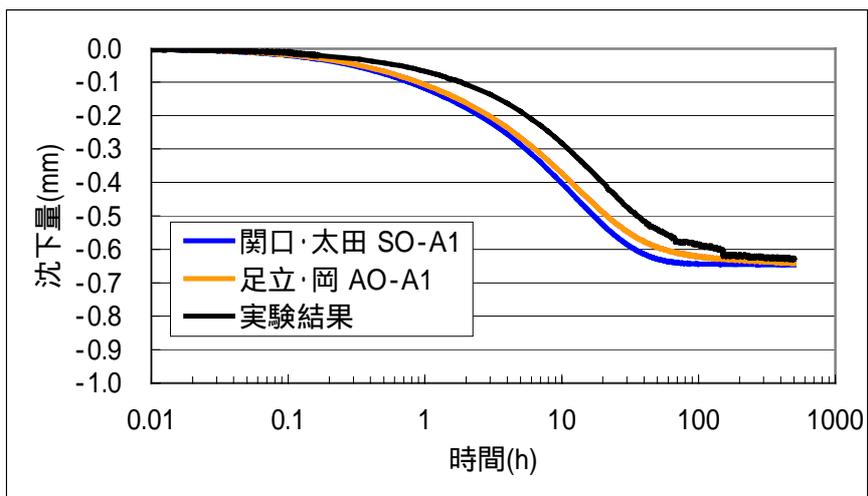
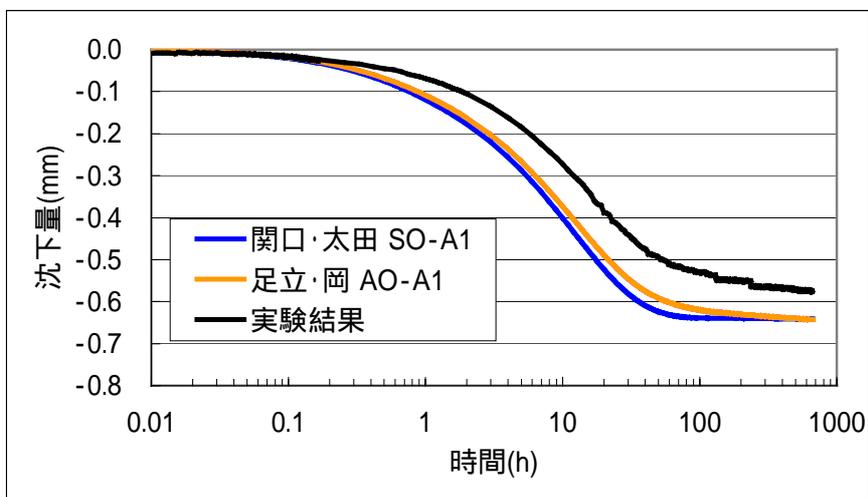


図 2-3(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 (step2~step4)

step5



step6



step7

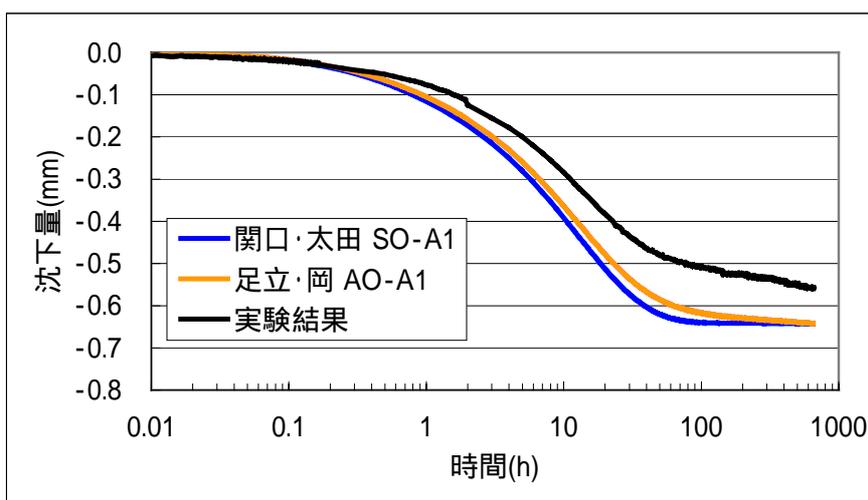


図 2-3(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 (step5 ~ step7)

step8

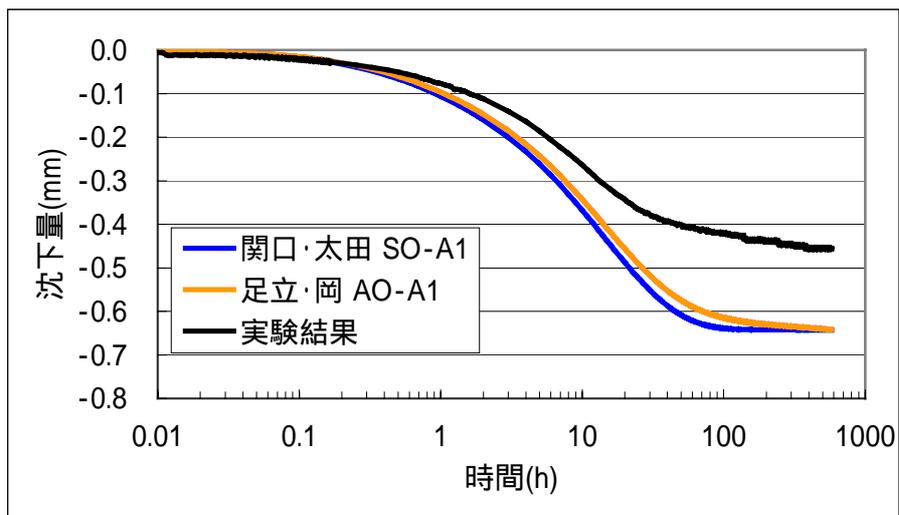


図 2-3(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A1、A0-A1 (step8)

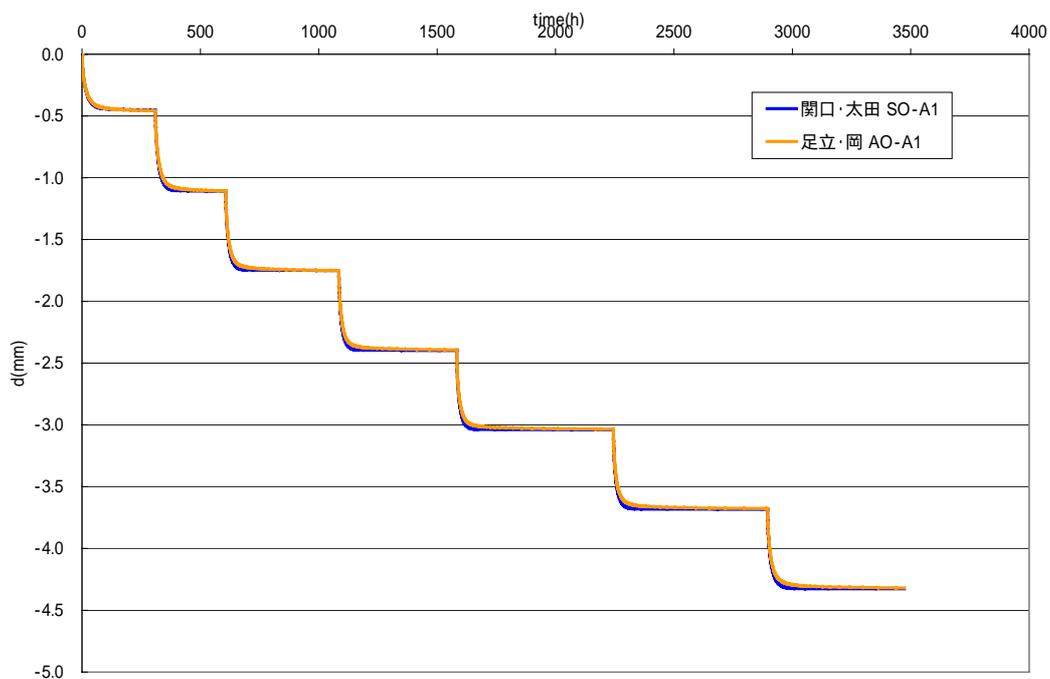
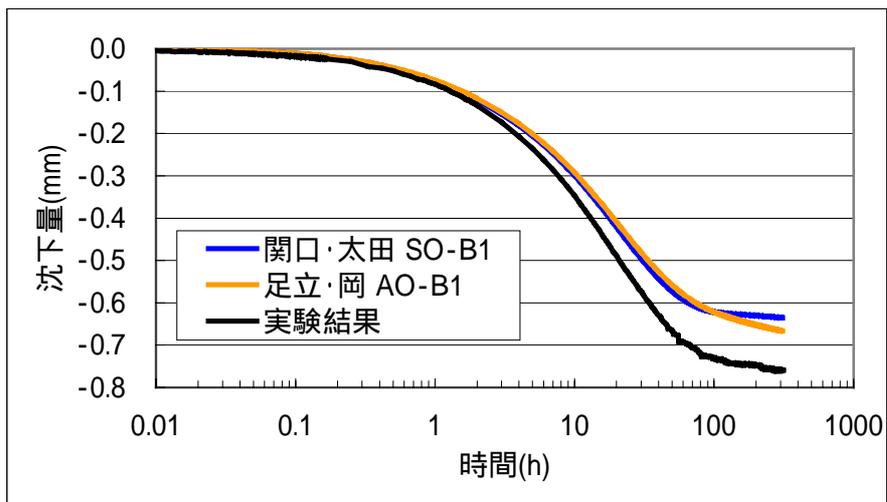
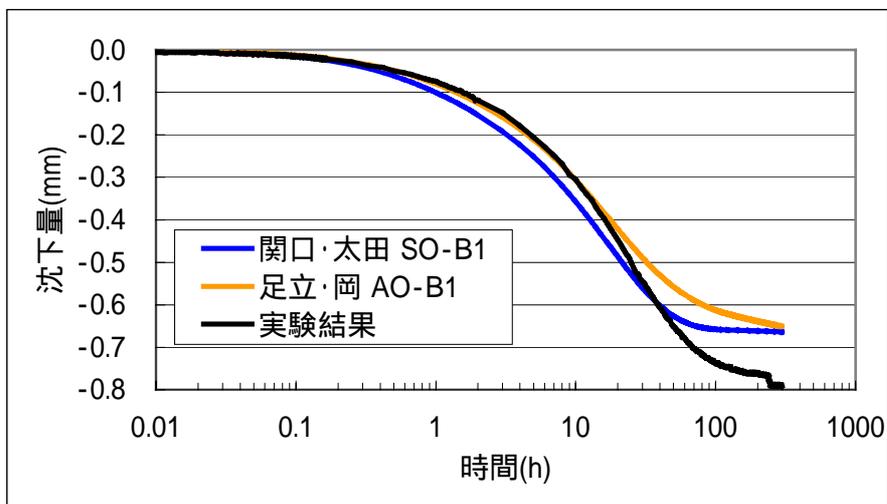


図 2-3(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A1、A0-A1 (全 step)

step2



step3



step4

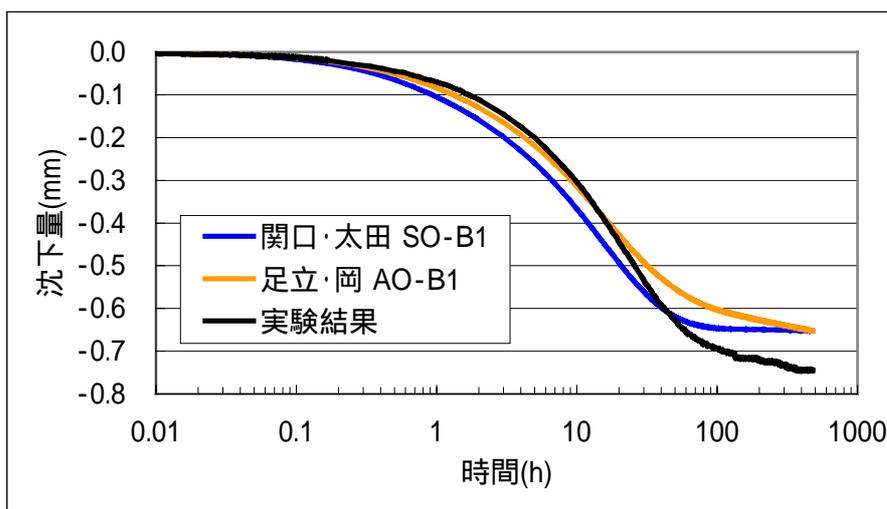
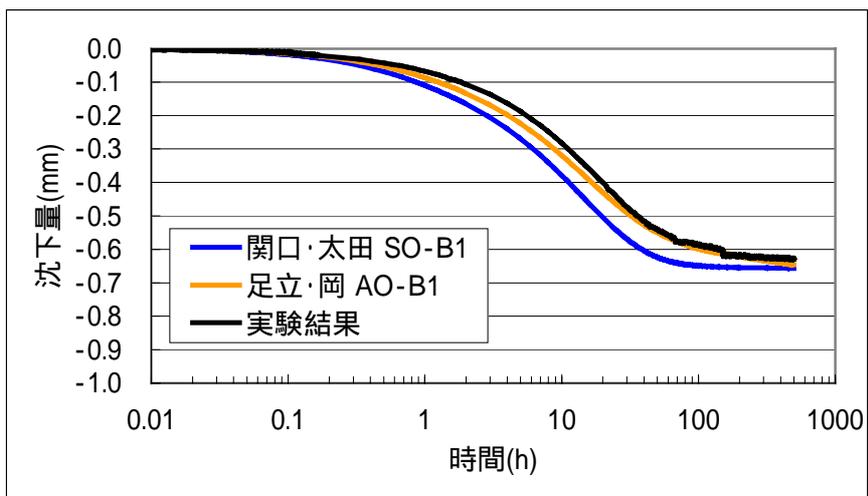
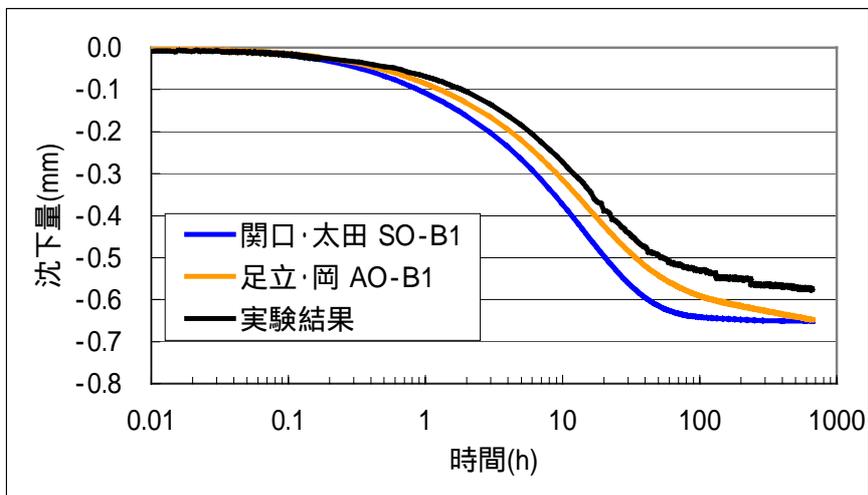


図 2-4(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 (step2~step4)

step5



step6



step7

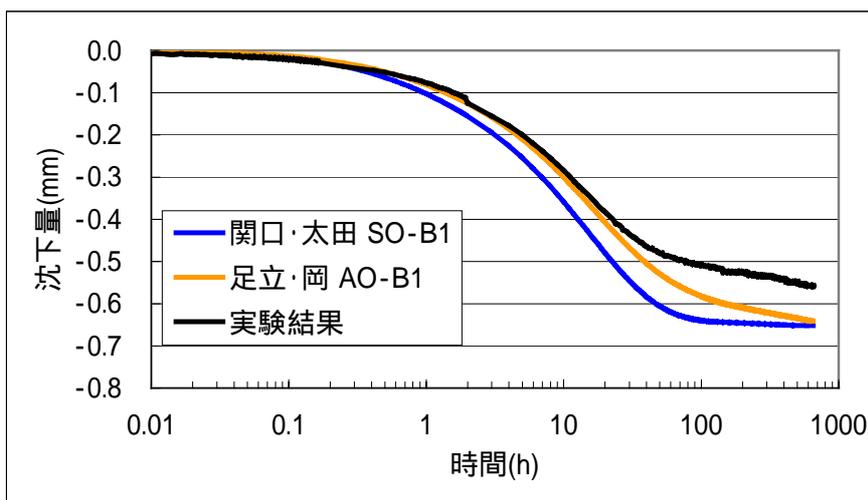


図 2-4(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 (step5 ~ step7)

step8

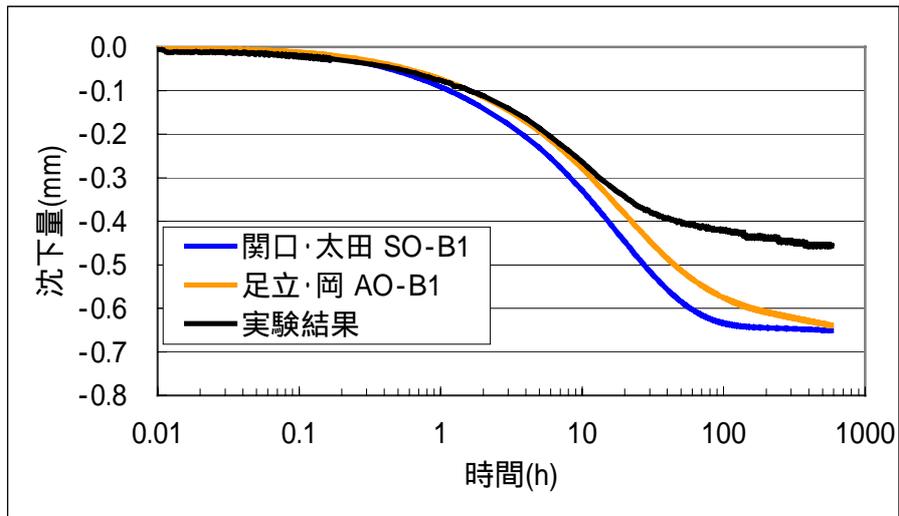


図 2-4(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B1、A0-B1 (step8)

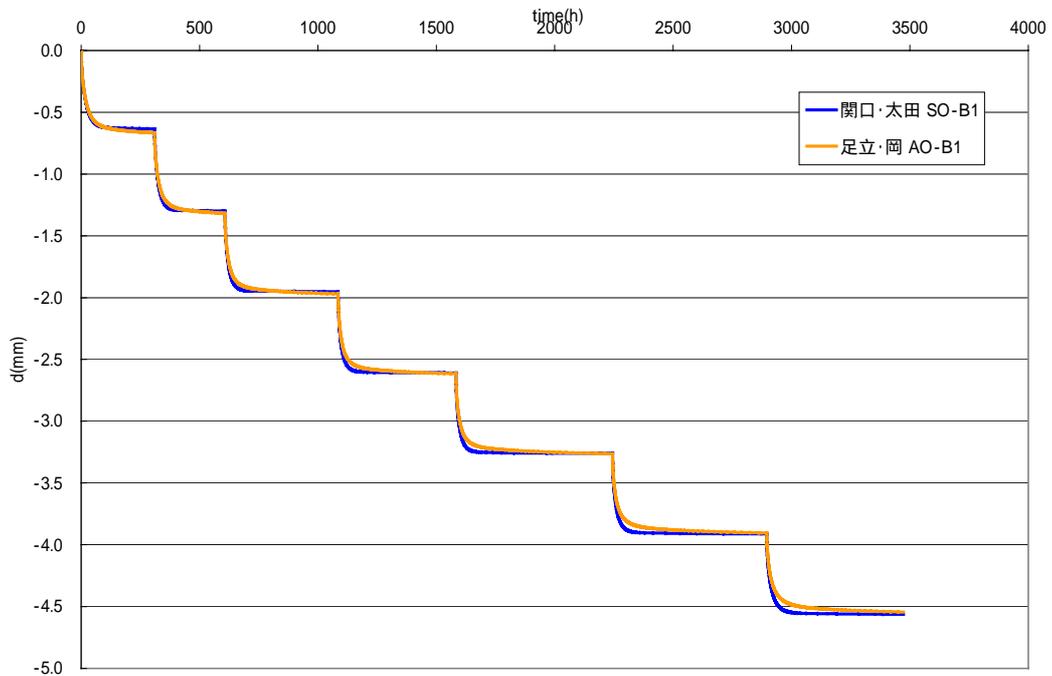
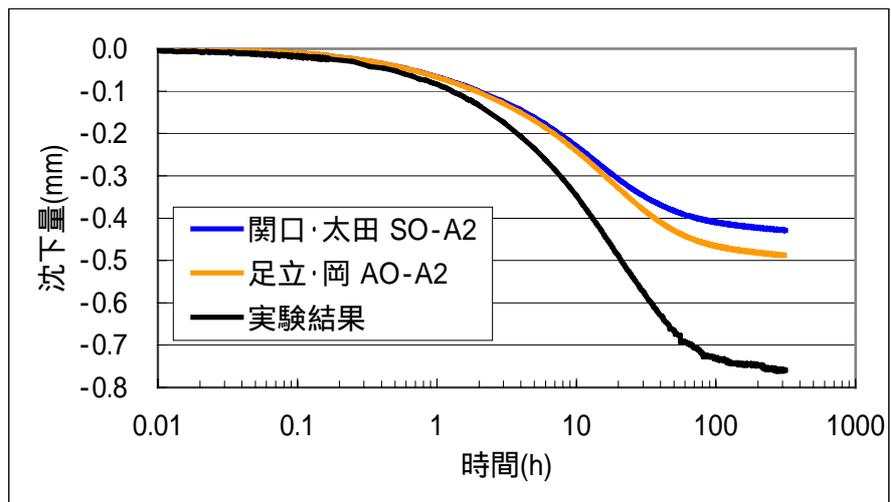
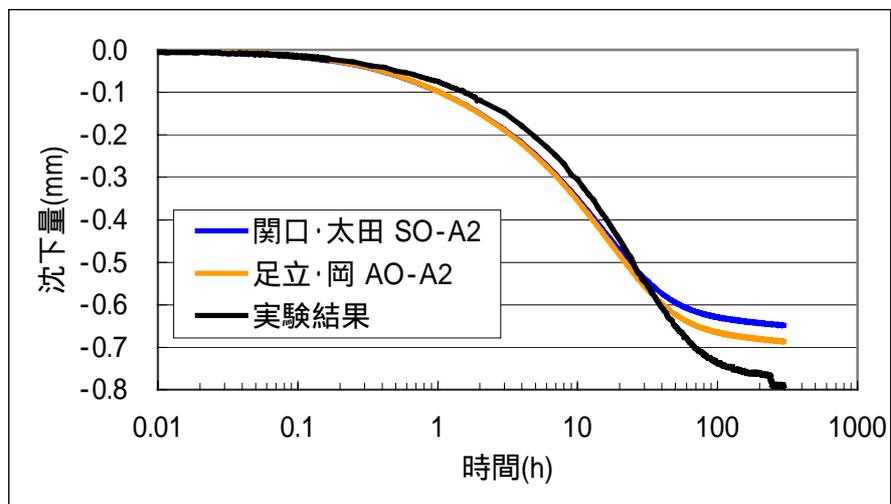


図 2-4(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B1、A0-B1 (全 step)

step2



step3



step4

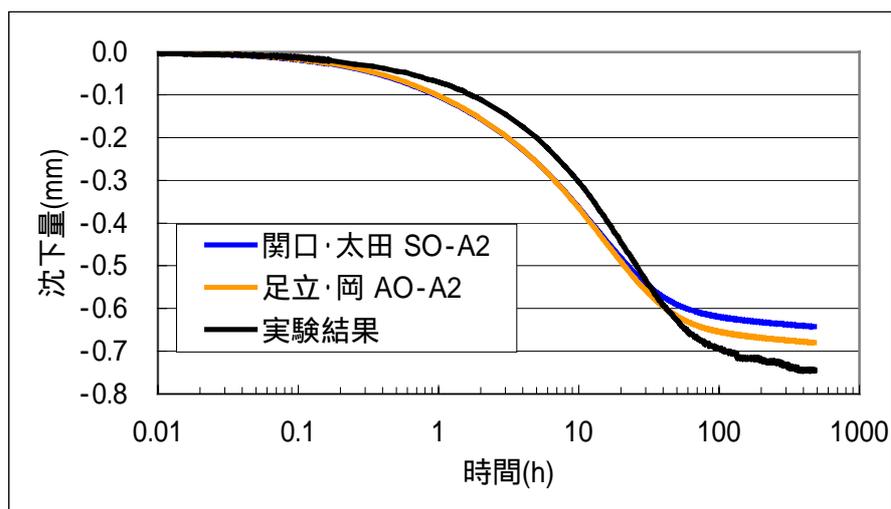
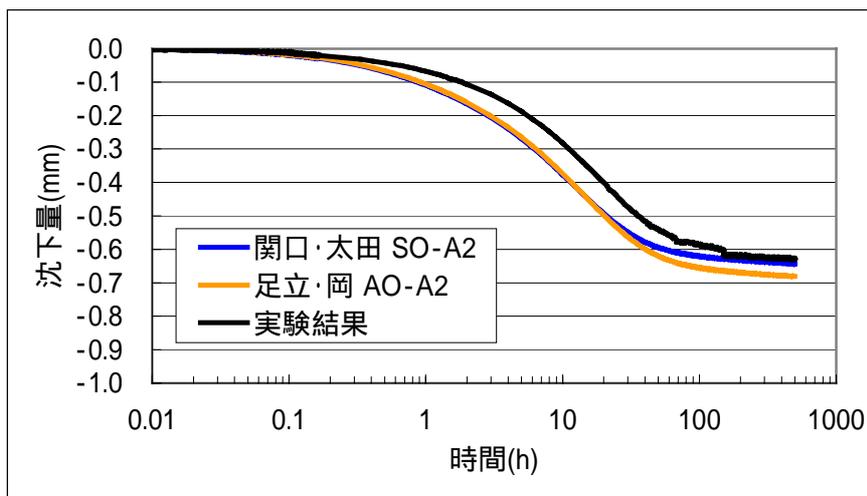
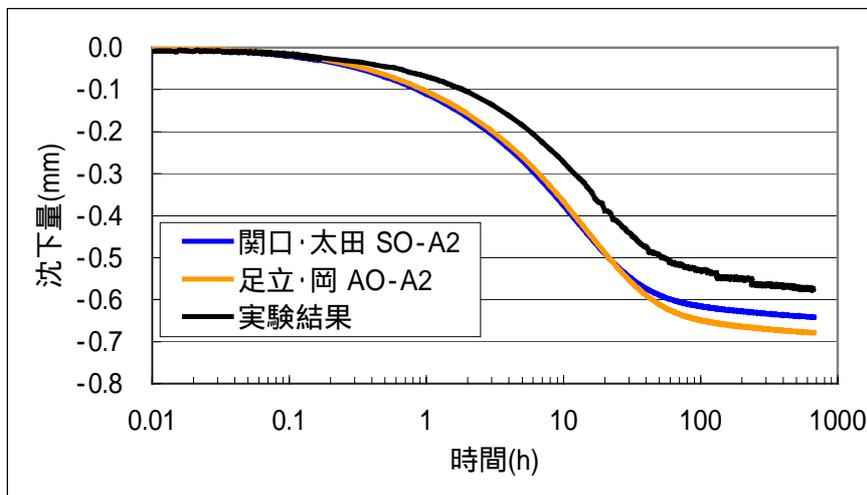


図 2-5(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (step2～step4)

step5



step6



step7

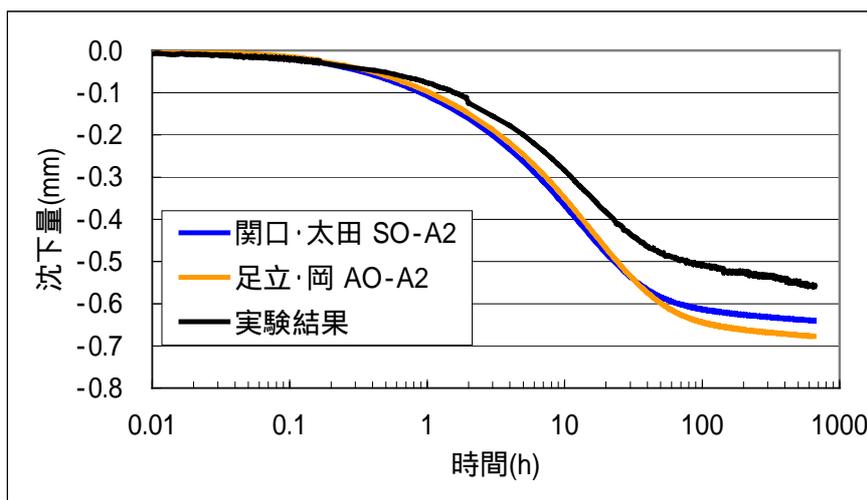


図 2-5(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (step5 ~ step7)

step8

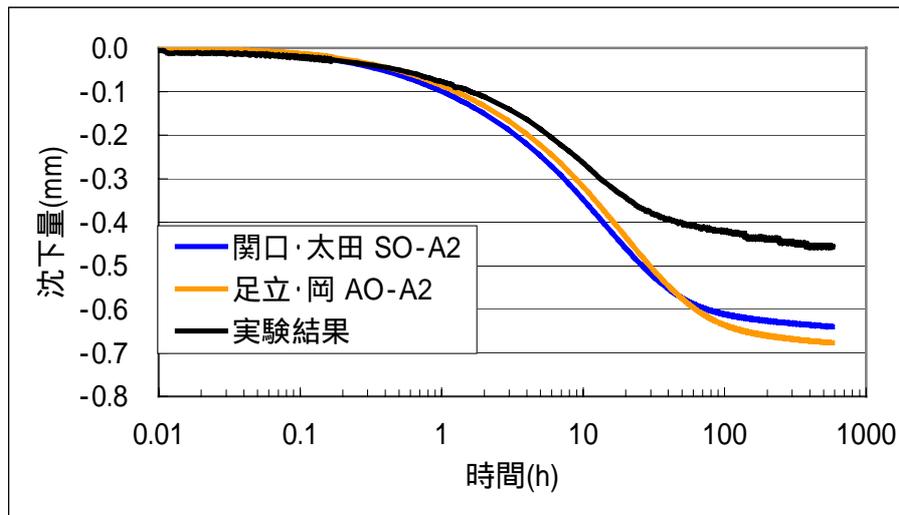


図 2-5(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (step8)

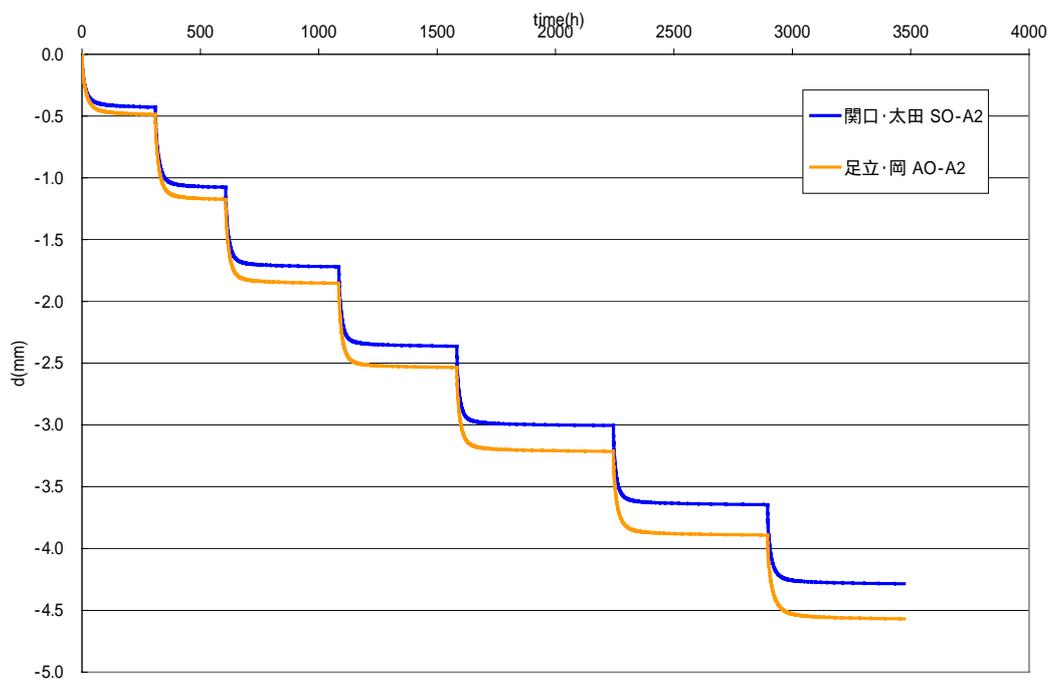
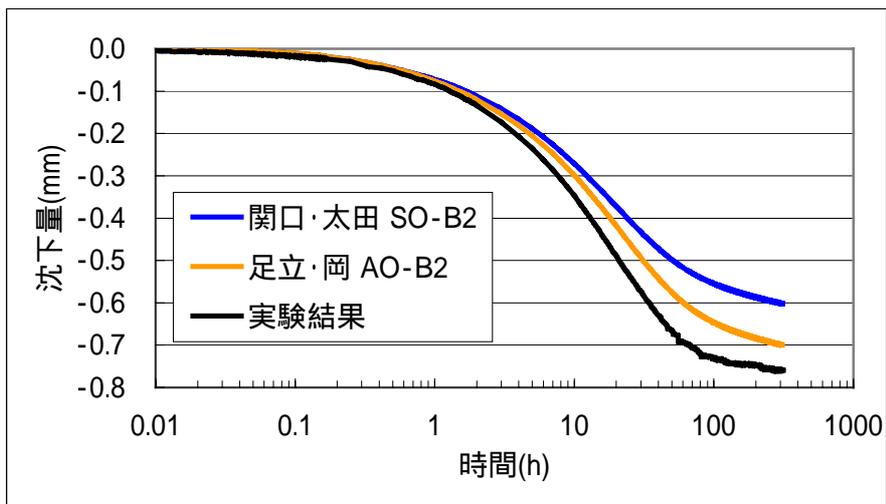
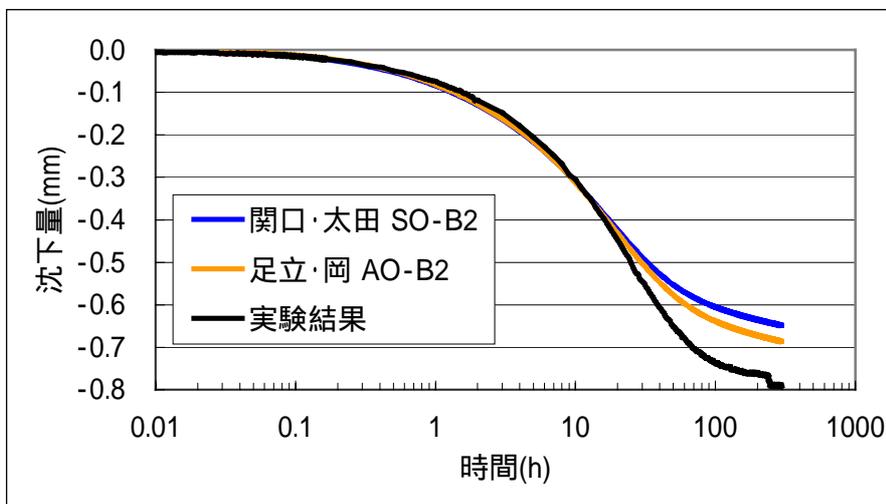


図 2-5(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (全 step)

step2



step3



step4

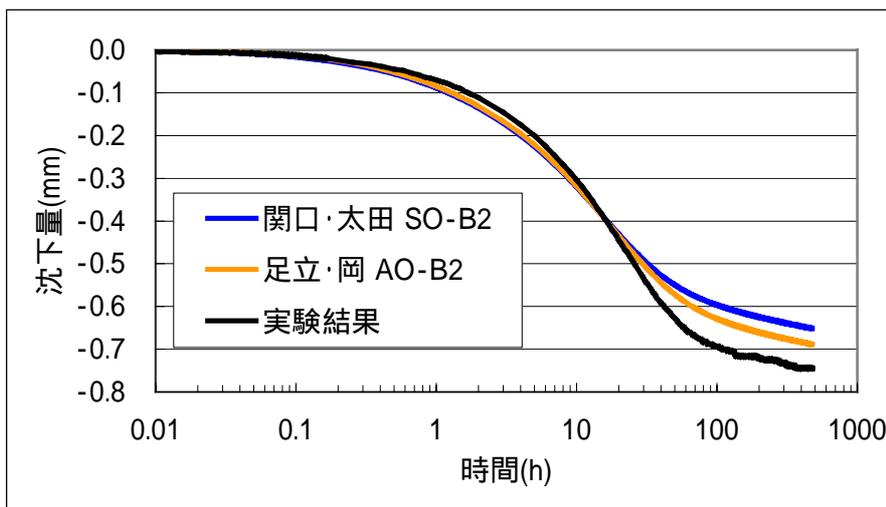
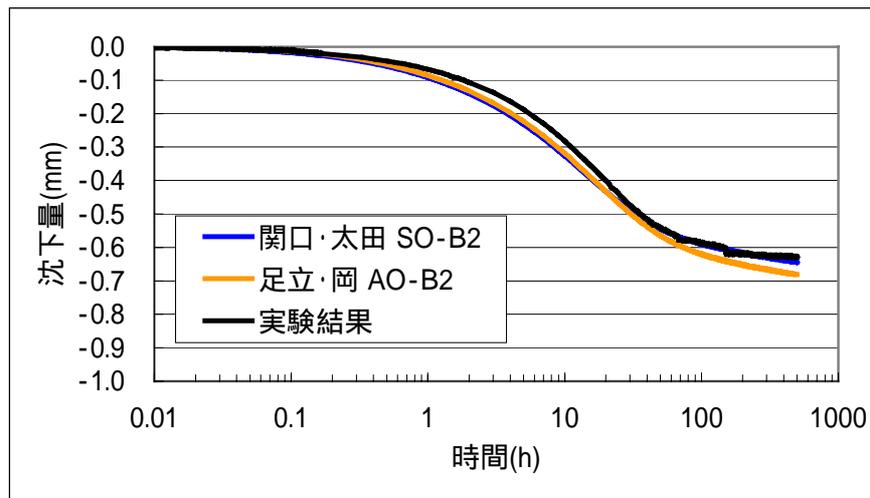
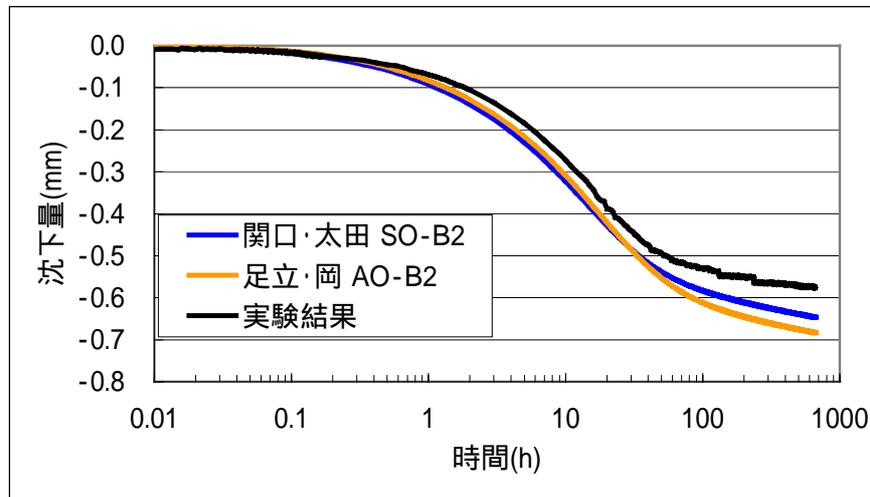


図 2-6(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 (step2~step4)

step5



step6



step7

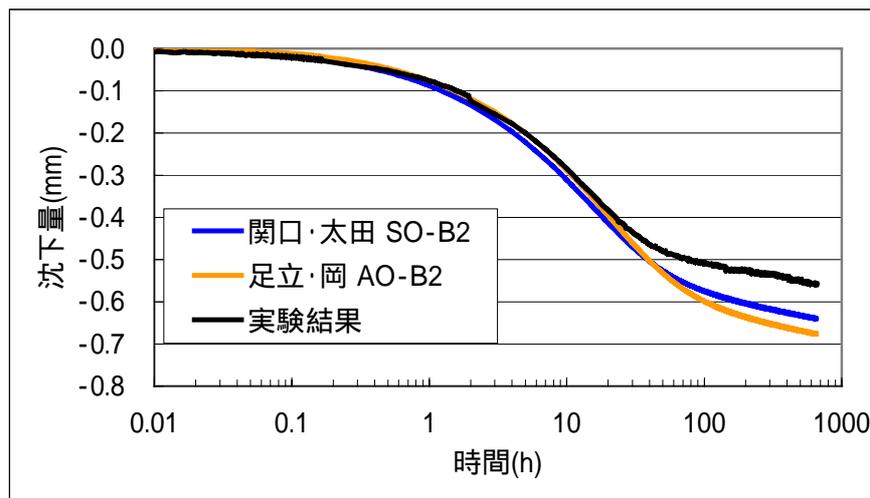


図 2-6(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 (step5~step7)

step8

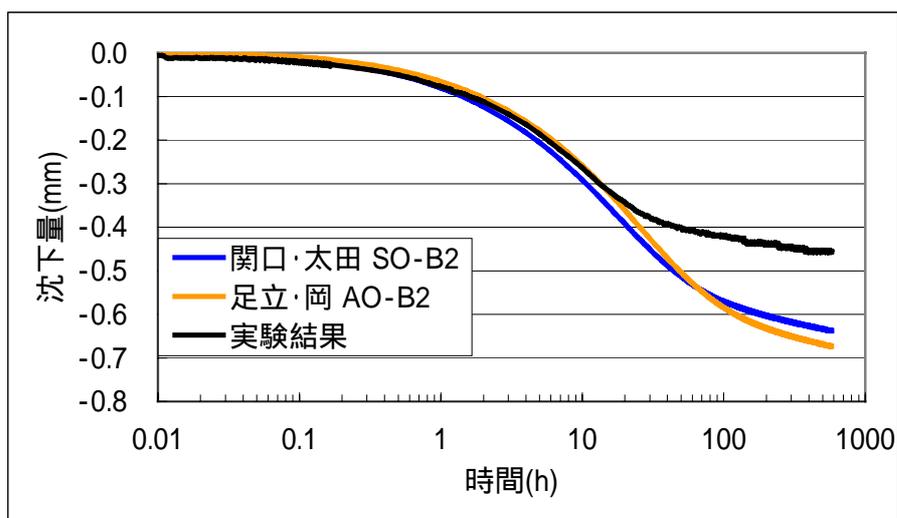


図 2-6(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B2、A0-B2 (step8)

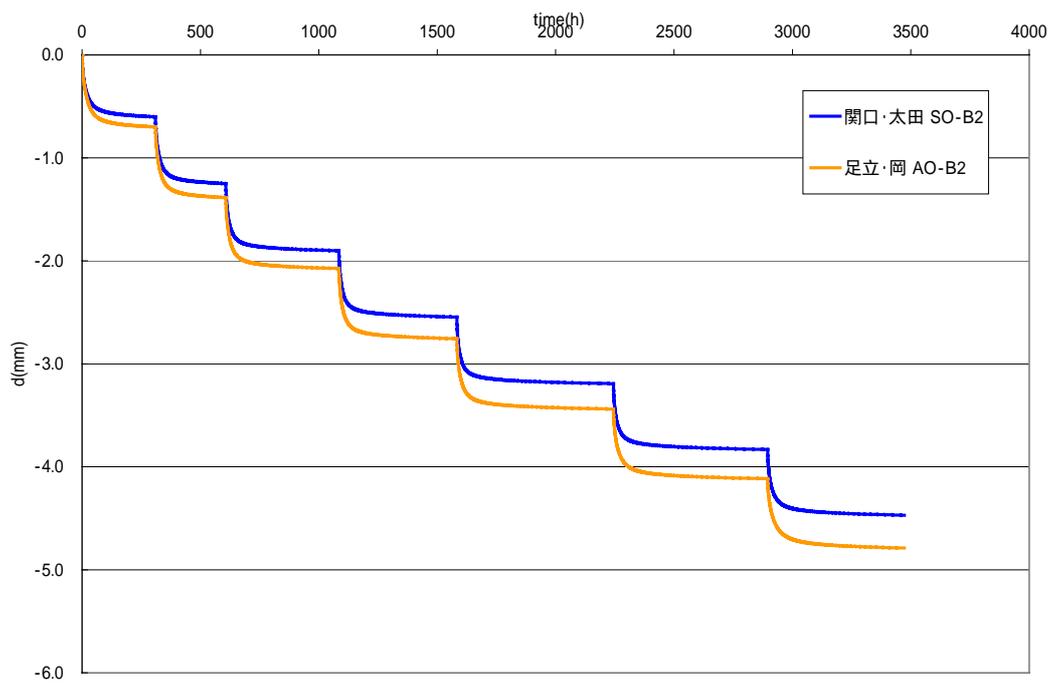
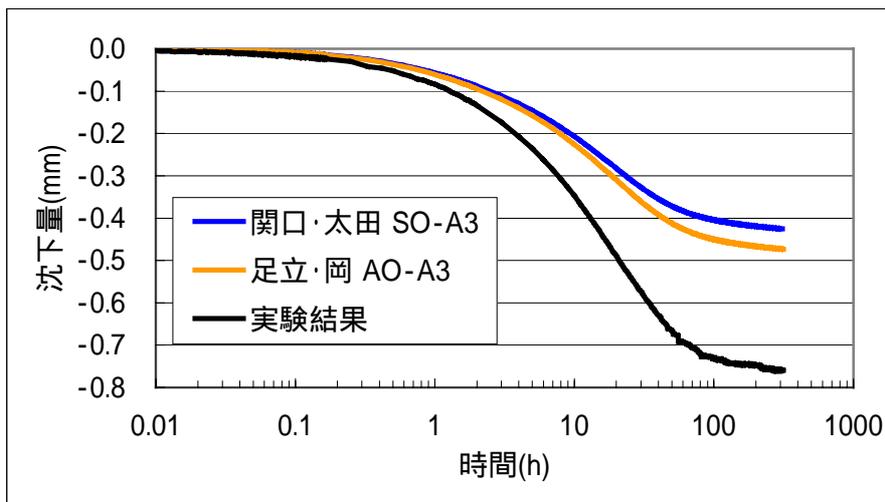
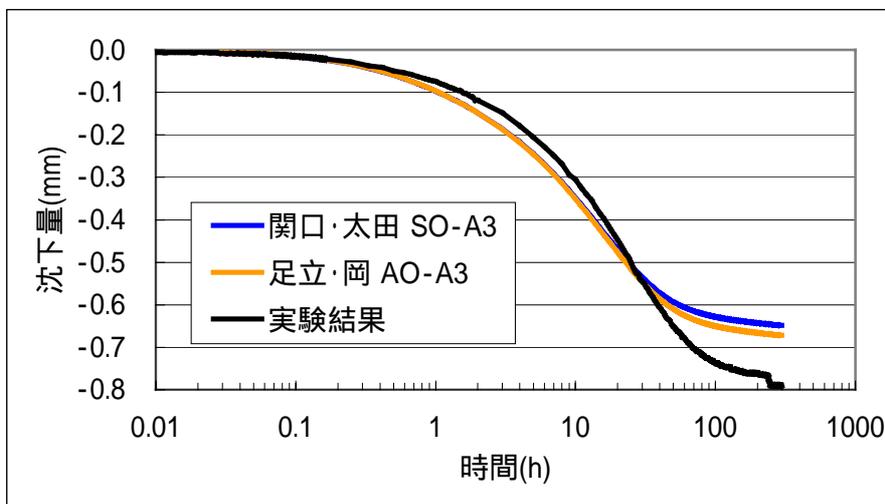


図 2-6(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B2、A0-B2 (全 step)

step2



step3



step4

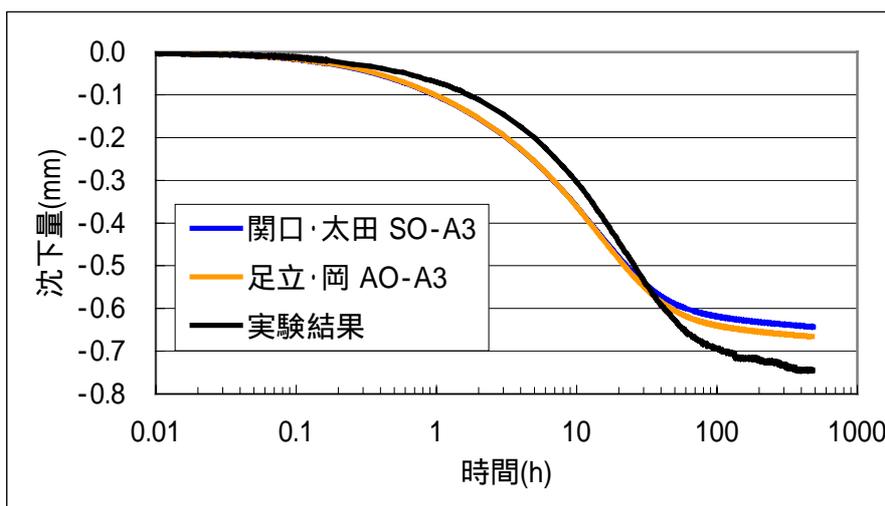
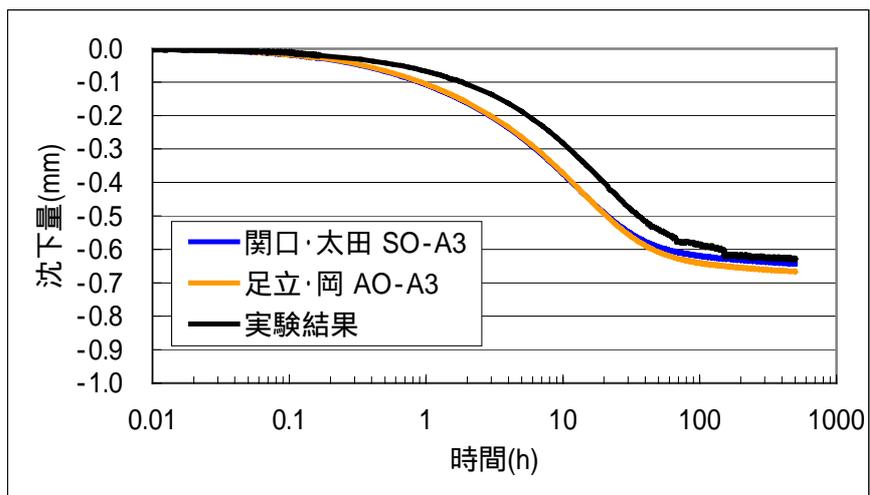
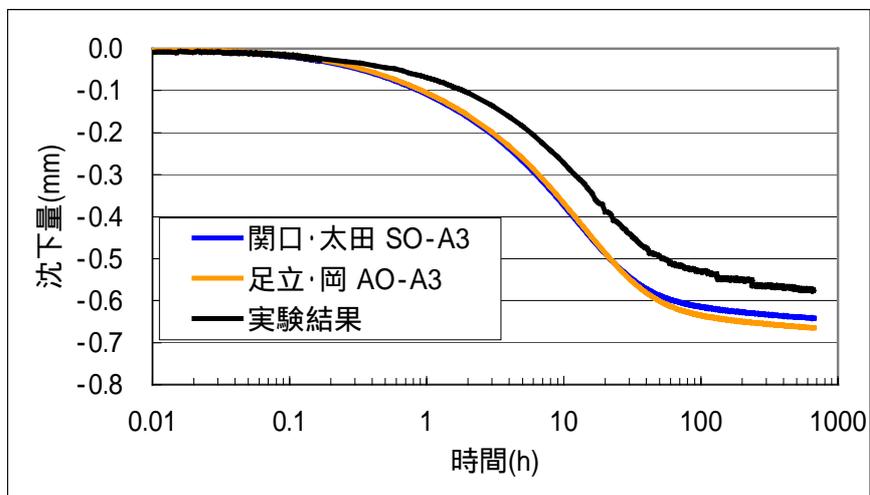


図 2-7(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A3、A0-A3 (step2～step4)

step5



step6



step7

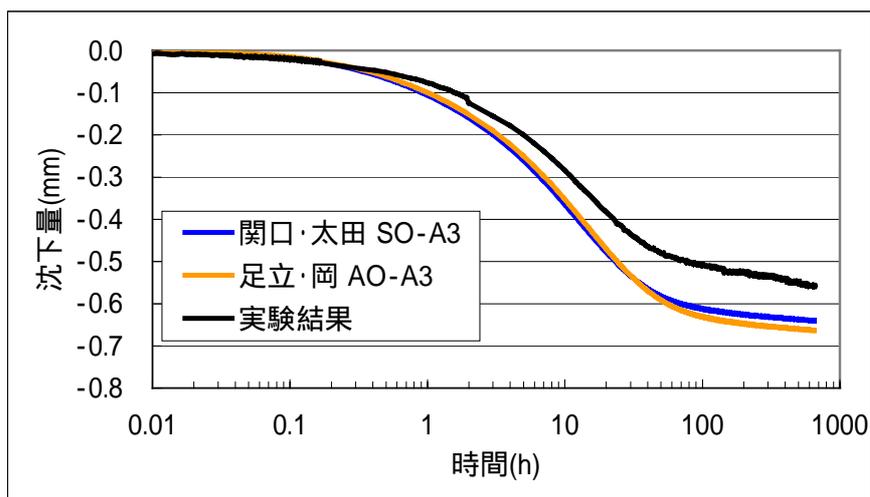


図 2-7(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3 (step5 ~ step7)

step8

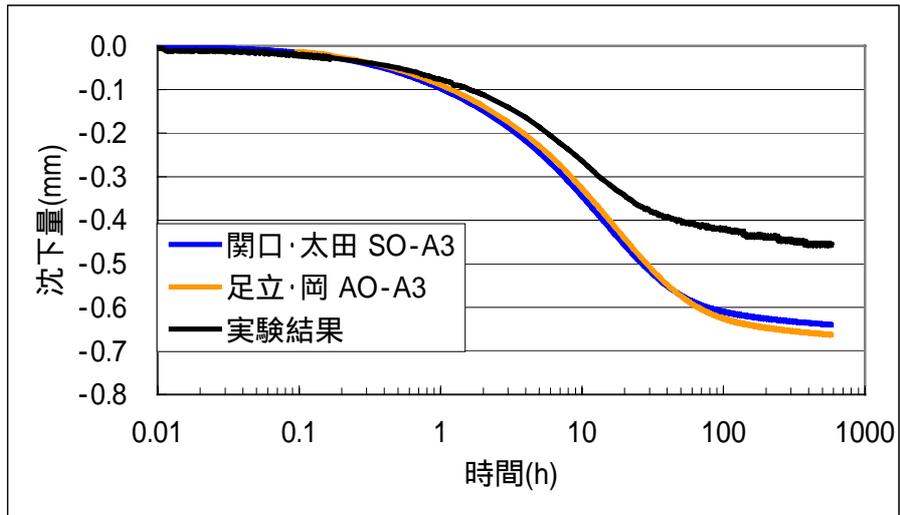


図 2-7 (c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3

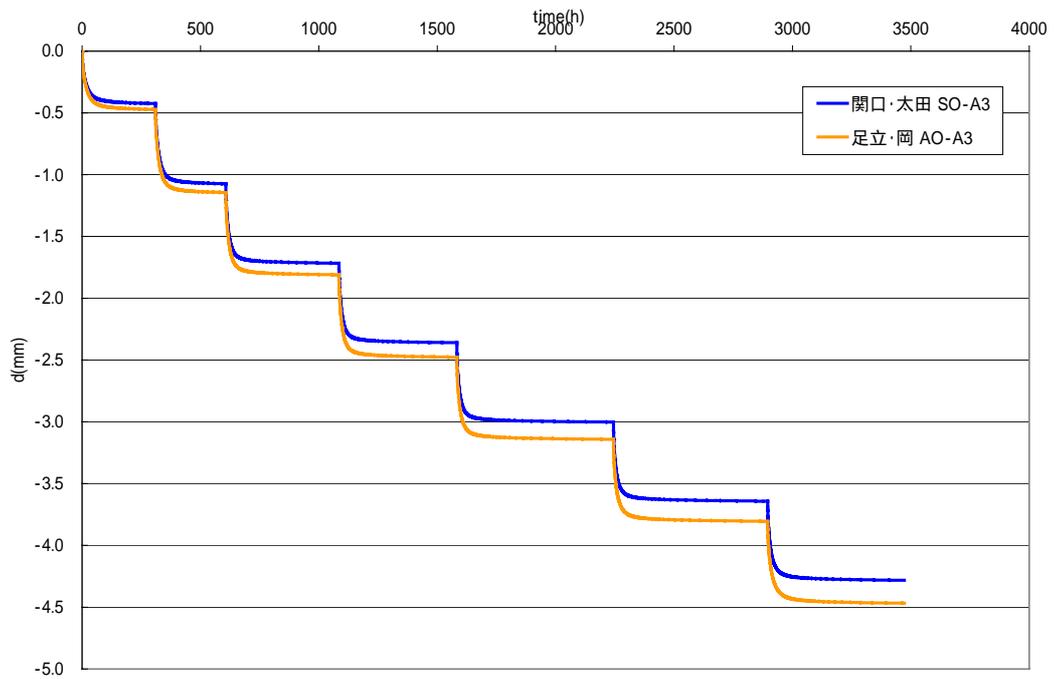
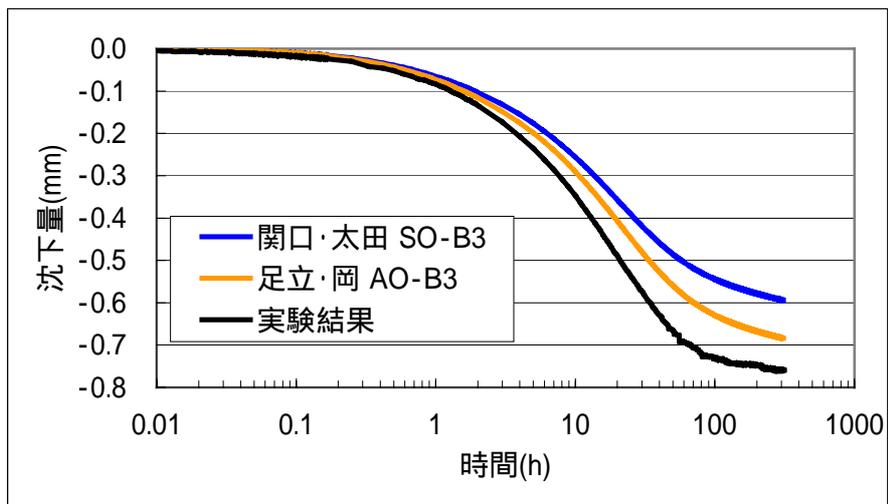
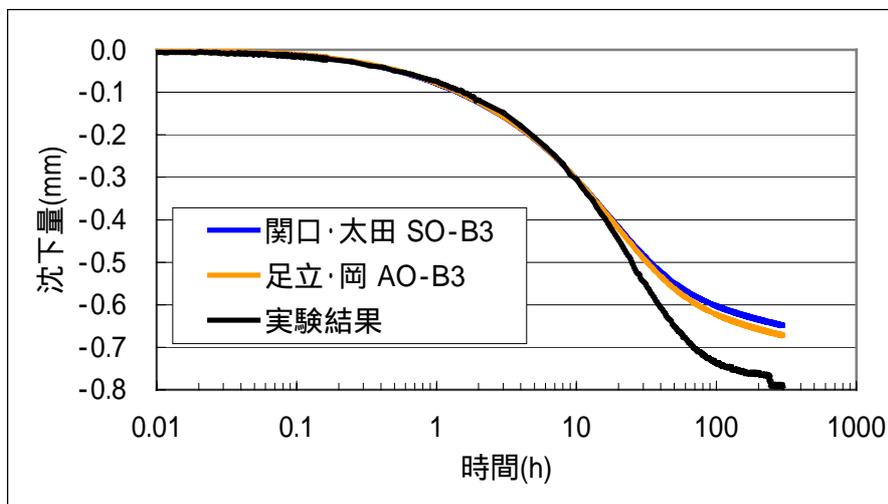


図 2-7(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3 (全 step)

step2



step3



step4

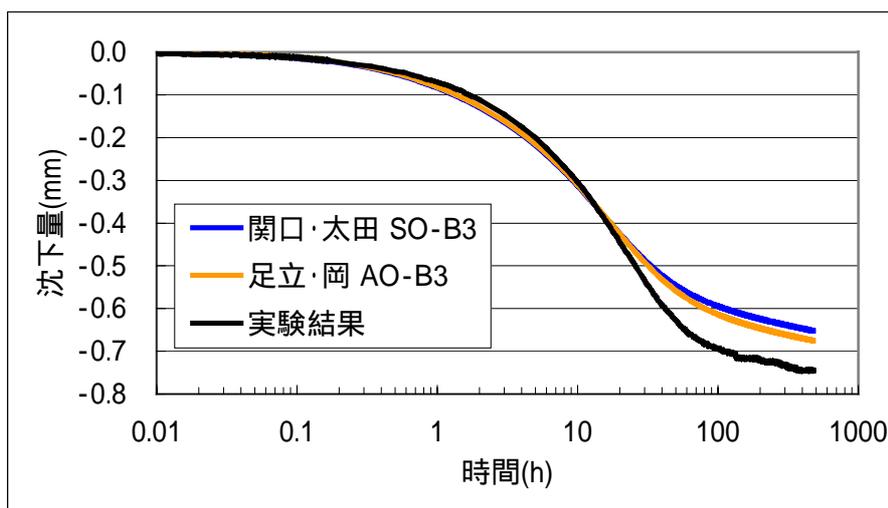
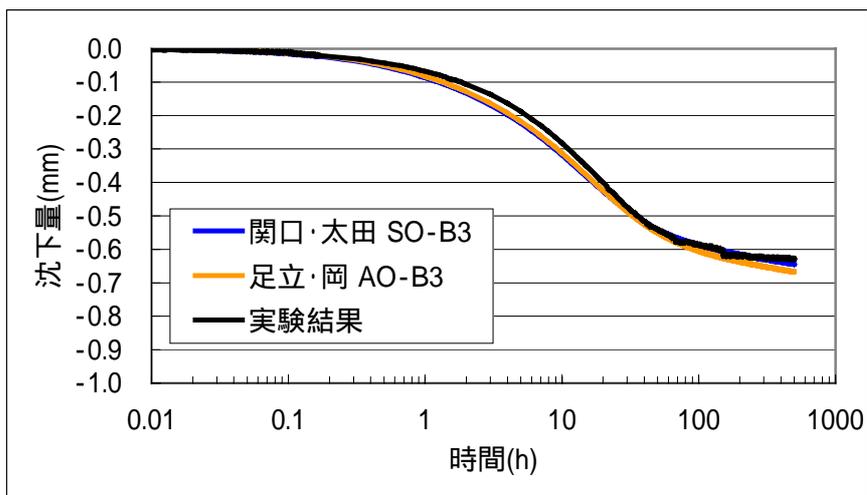
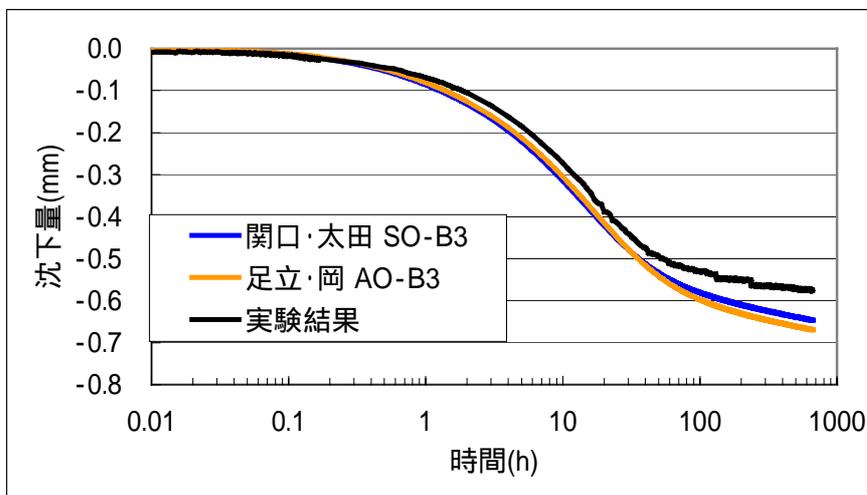


図 2-8(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B3、AO-B3 (step2~step4)

step5



step6



step7

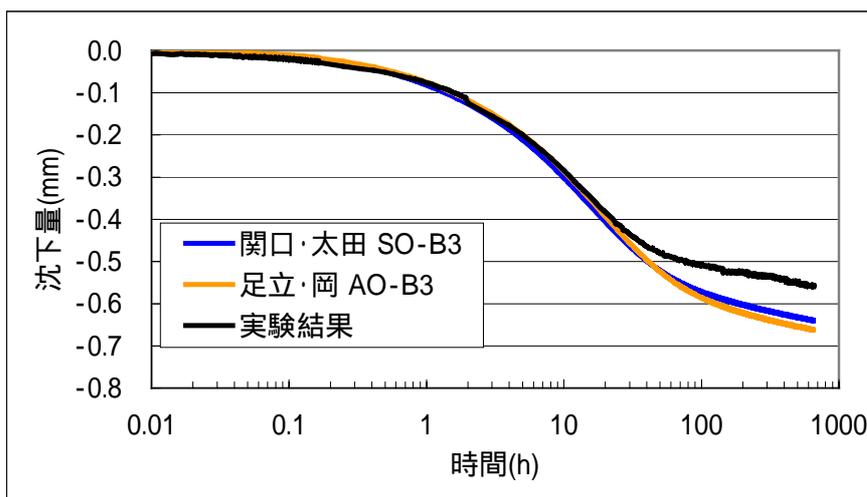


図 2-8(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B3、AO-B3 (step5 ~ step7)

step8

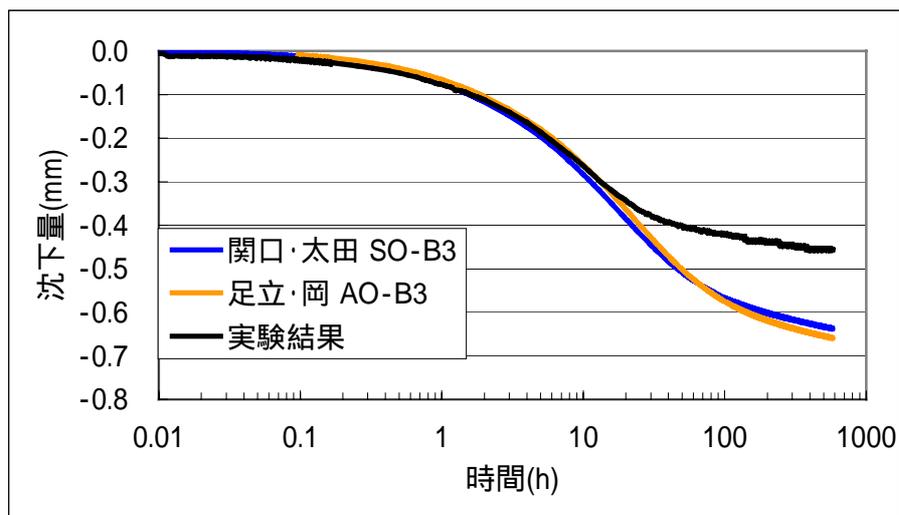


図 2-8(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B3、A0-B3 (step8)

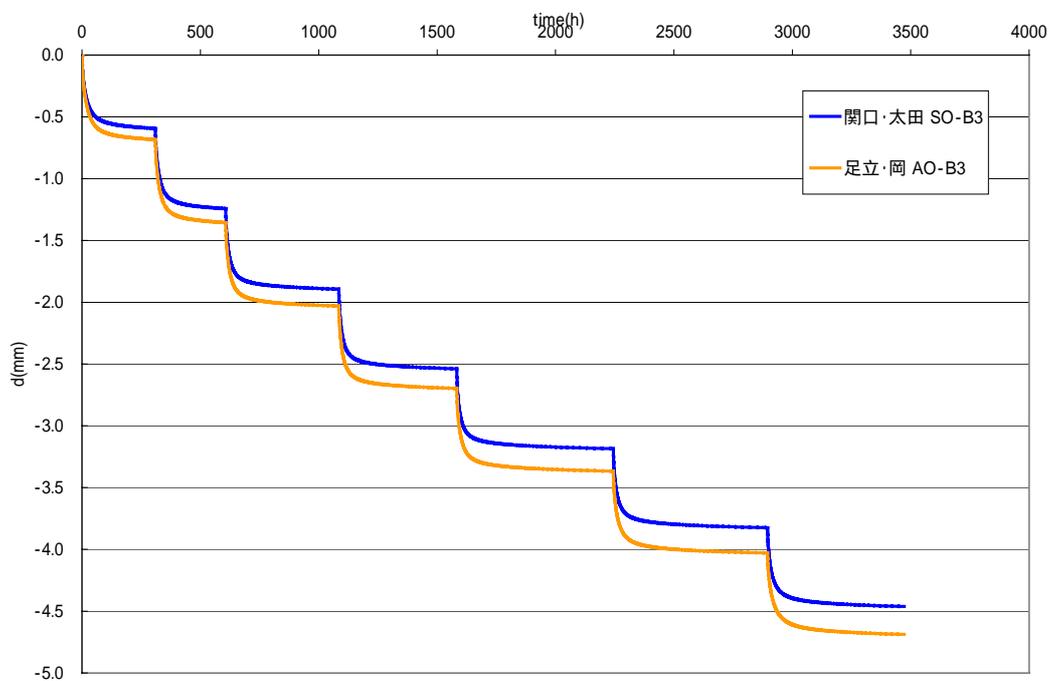


図 2-8(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B3、A0-B3 (全 step)

## 2.5 圧密非排水三軸圧縮試験

## 2.5.1 解析仕様

## (1) 解析手法

## (i) 関口 - 太田モデル

関口 - 太田モデルを非排水三軸条件下で解いた関係式を以下に示す<sup>8)</sup>。

$$A(t) \cdot \exp[-h(t)/\alpha] = t/(\alpha/\dot{v}_0) \quad (2-24)$$

$$A(t) \equiv 1 - [p(t)/p_0]^{\kappa/(\alpha \cdot (1+e_0))} \quad (2-25)$$

$$h(t) \equiv \frac{\lambda}{1+e_0} \cdot \ln \left[ \frac{p(t)}{p_0} \right] + \frac{\lambda - \kappa}{M \cdot (1+e_0)} \left[ \frac{q}{p(t)} - \frac{q_0}{p_0} \right] \quad (2-26)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{q - q_0}{3G} + \frac{\kappa}{M(1+e_0)} \cdot \ln \left[ \frac{M \cdot p_0 - q}{M \cdot p(t) - q} \right] \quad (2-27)$$

(2-24)、(2-27)式により、定ひずみ三軸圧縮試験では  $t$  と  $h(t)$  が関数となるので、 $p$ 、 $q$ 、 $h(t)$  の関係が求まる。

## (ii) 足立 - 岡モデル

非排水条件下では、体積変化がないので、弾性体積ひずみ増分と粘塑性体積ひずみ増分には次の関係がある。

$$dv^e + dv^{vp} = \frac{\kappa}{1+e} \frac{d\sigma'_m}{\sigma'_m} + dv^{vp} = 0 \quad (2-28)$$

従って、初期状態での粘塑性体積ひずみを 0 とおくと、微小ひずみ場では、間隙比を  $e_0$  として、平均有効応力と粘塑性体積ひずみの間に次の関係が成立する。

$$v^{vp} = -\frac{\kappa}{1+e_0} \ln \left( \frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}} \right) \quad (2-29)$$

ここに、 $\sigma'_{me}$  は初期圧密応力である。

式(2-9)から陽解法により、n+1 ステップにおける粘塑性体積ひずみを求める。

$$v_{n+1}^{vp} = v_n^{vp} + \dot{v}_n^{vp} \Delta t \quad (2-30)$$

n+1 ステップの粘塑性体積ひずみを求めることにより、式(2-28)を用いて、n+1 ステップにおける平均有効応力を求めることができる。

$$\sigma'_m = \sigma'_{m0} \exp\left(-\frac{1+e_0}{\kappa} v^{vp}\right) \quad (2-31)$$

一方非排水条件下の全ひずみ増分は、全偏差ひずみ増分に等しく、(2-8)から次式を得る。

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{e}_{ij} = \frac{\dot{S}_{ij}}{2G} + \frac{1}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) \frac{S_{ij}}{\sqrt{2J_2}} \quad (2-32)$$

ここに、 $e_{ij}$ は偏差ひずみ、 $S_{ij}$ は偏差応力、 $G$ せん断弾性係数である。

3軸非排水条件下での応力は次のようになる。

$$\begin{aligned} S_{11} &= \frac{2}{3}q \\ \sqrt{2J_2} &= \sqrt{\frac{2}{3}}q \end{aligned} \quad (2-33)$$

従って、(2-32)より軸ひずみ増分として次式を得る。

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\dot{q}}{3G} + \frac{\sqrt{2/3}}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) \quad (2-34)$$

3軸クリープ試験では、 $q$ が一定なので、軸ひずみ増分は次式のようになる。

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\sqrt{2/3}}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) = \sqrt{\frac{2}{3}} C \exp\left\{m' \left[ \frac{q}{M \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) - \frac{1+e_0}{\lambda - \kappa} v^{vp} \right]\right\} \quad (2-35)$$

$\dot{\varepsilon}_{11}$ が与えられるので、 $\dot{q}$ は次式から求めることができる。

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\dot{q}}{3G} + \dot{\varepsilon}_{11}^{vp} \quad (2-36)$$

(2-9)、(2-30)、(2-31)式を用いて粘塑性体積ひずみ、平均有効応力を求め、これらの状態変数から  $\dot{\varepsilon}_{11}^{vp}$  を求め、最終的に  $\dot{q}$  を得る。

## (2) 解析条件

解析パラメータは表 2-2、表 2-3 に示すとおり。

載荷条件は試験条件と同条件で、表 2-6 に示す初期有効拘束圧、ひずみ速度は 0.01%/min、載荷は軸ひずみ 15% までである。

表 2-6 三軸試験初期有効拘束圧と初期間隙比

試料番号	CU2-1	CU2-2	CU2-3	CU2-4	CU2-5
初期有効拘束圧(kPa)	940	1440	1900	2410	2860
初期間隙比*	0.63	0.58	0.54	0.52	0.50

\*一次元圧密試験より  $e=0.62-0.27\log p$

## 2.5.2 結果

三軸試験のシミュレーション結果を図 2-9(a)～図 2-14(c)に示す。

### (1) 粘性パラメータの影響

図 2-9(a)～(c)と図 2-10(a)～(c)よりパラメータ A1(SO-A1、AO-A1)と B1(SO-B1、AO-B1)を比較すると、粘性パラメータの差異はせん断初期に現れており、両モデルとも粘性パラメータを大きく設定したパラメータ B1 に比して A1 の応力経路の立ち上がりが大きくなっており、試験結果との乖離が大きい。一方、応力 - ひずみ関係においては、A1 の粘性パラメータの方が軸ひずみ 4% 以下の範囲において実験結果を適切に再現している。

### (2) 膨潤指数 の影響

A1、A2、A3(SO-A1～A3、AO-A1～A3)の結果を比較すると、膨潤指数 が小さくなるほどひずみが大きくなるのがわかる。特に A3 は、試験結果と大きく乖離している。両モデルとも粘塑性ひずみは圧縮指数 と膨潤指数 の差で算出されることが挙動に影響を及ぼしているといえる。実験結果の応力経路は A1 と A2、もしくは B1 と B2 のシミュレーション結果の間に位置している。

(3) まとめ

圧密非排水三軸圧縮試験に対し、粘性パラメータ、膨潤指数 を変えて関口 - 太田モデル、足立 - 岡モデルのシミュレーションを実施した。同等と考えられるパラメータでは、足立 - 岡モデルの方が関口 - 太田モデルに比して若干過剰間隙水圧の発生による有効応力の低下の程度が大きく、ひずみも大きくなるが、有為な差ではないといえる。パラメータ間の比較では、応力 - ひずみ関係は、粘性パラメータの小さいパラメータ A1 が実験結果をほぼ再現していたが、応力経路においては、膨潤指数  $=0.070$  と  $0.040$  のケースの間、すなわち A1, B1 と A2, B2 の間に位置しているといえる。

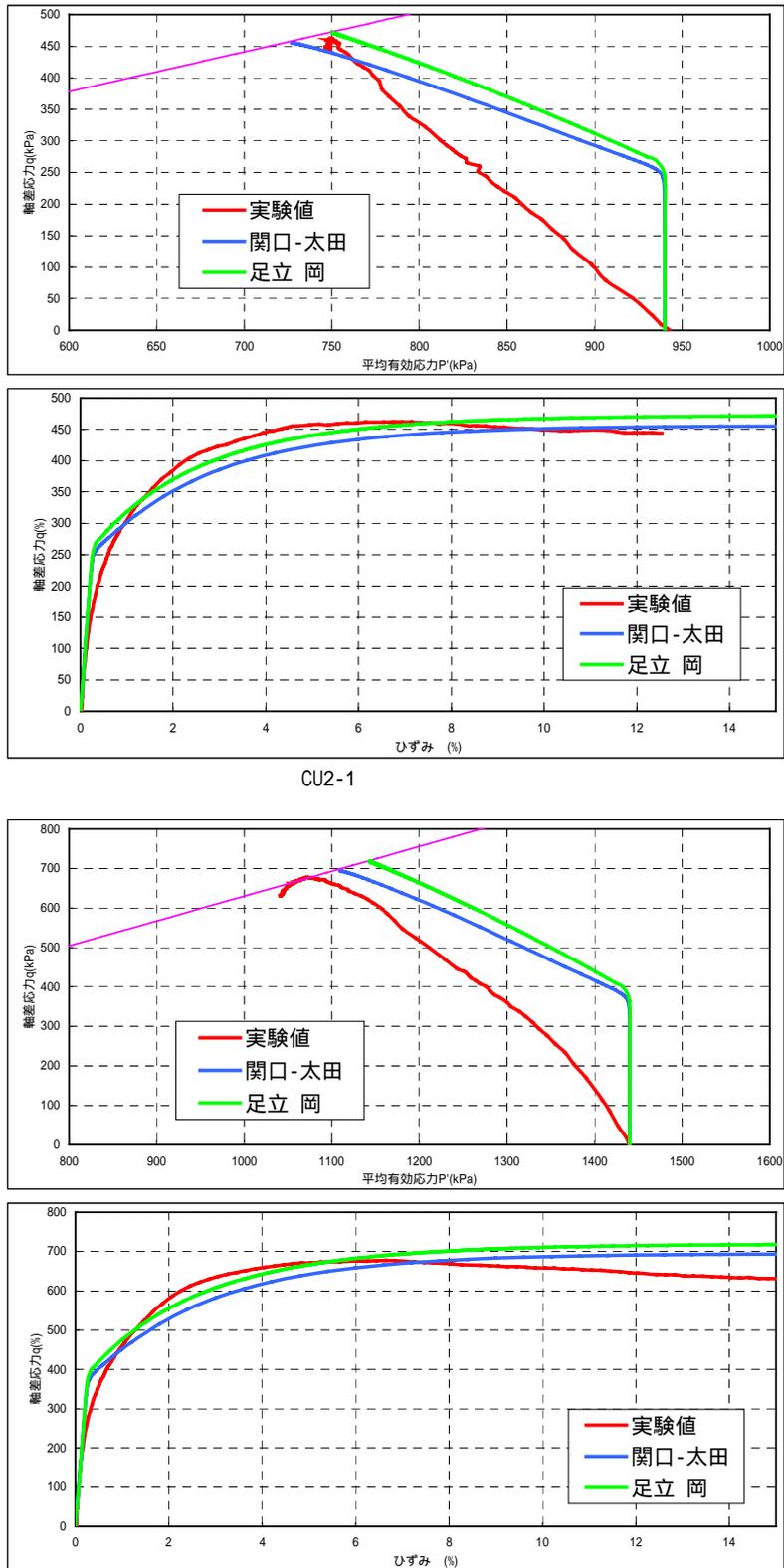
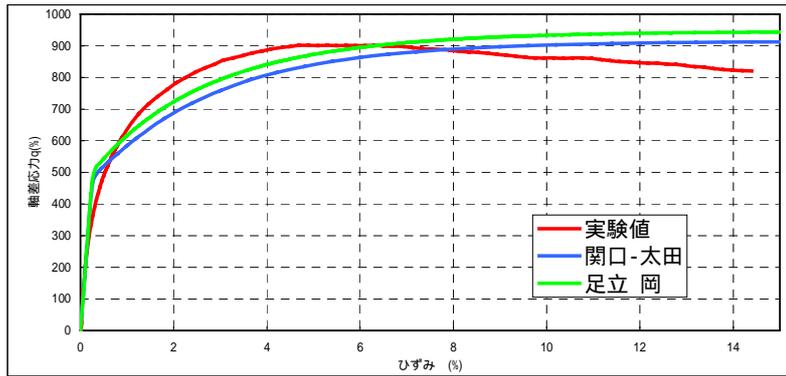
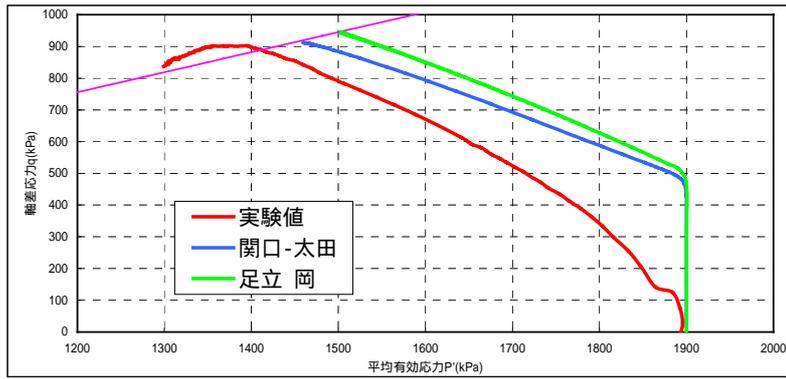


图 2-9(a) 压密非排水三轴压缩试验 S0-A1、A0-A1 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3

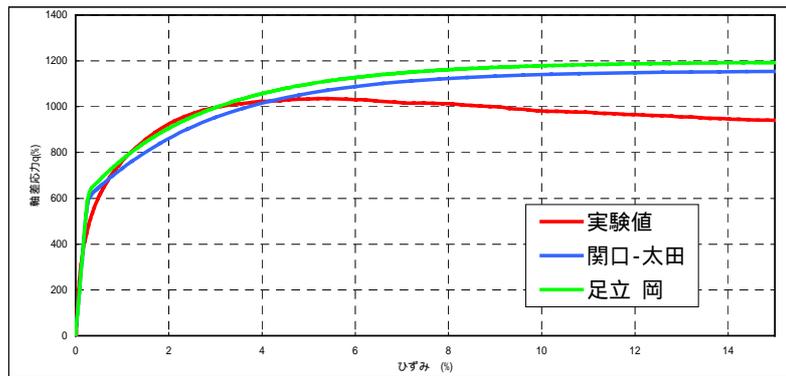
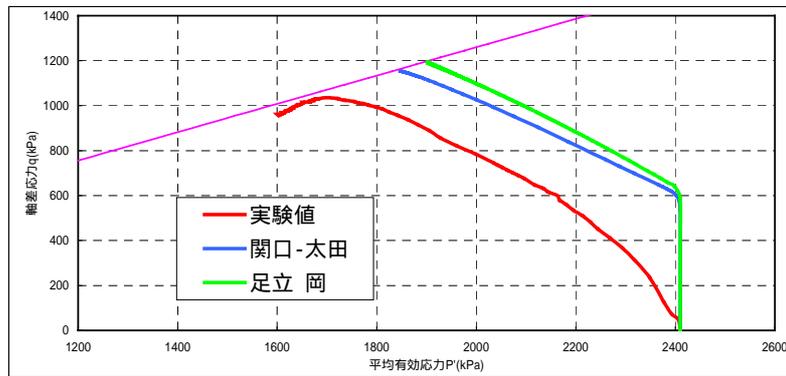
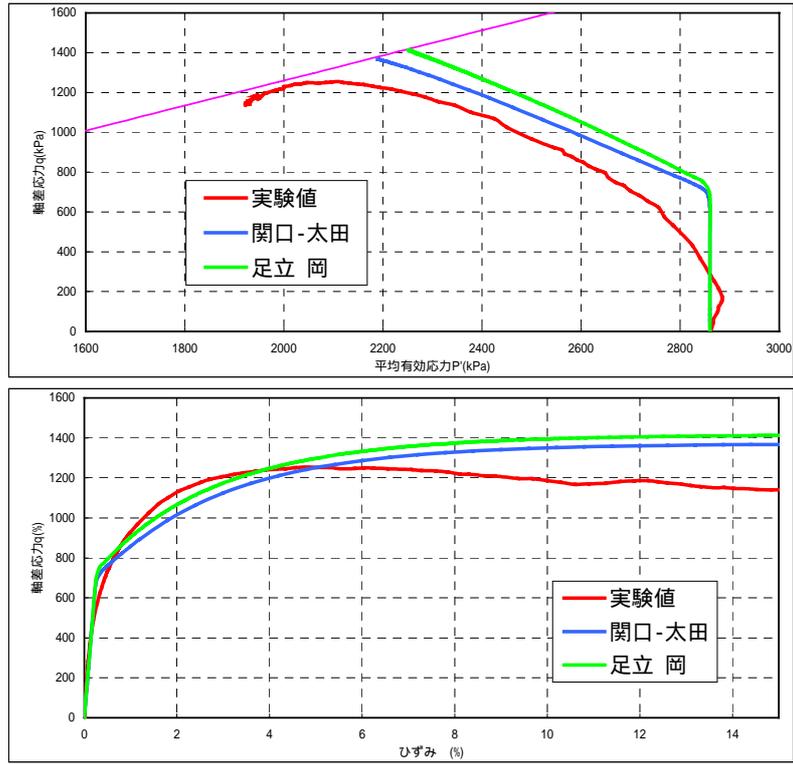


图 2-9(b) 压密非排水三轴压缩试验 S0-A1、A0-A1 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5

図 2-9(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A1、A0-A1 (CU2-5)

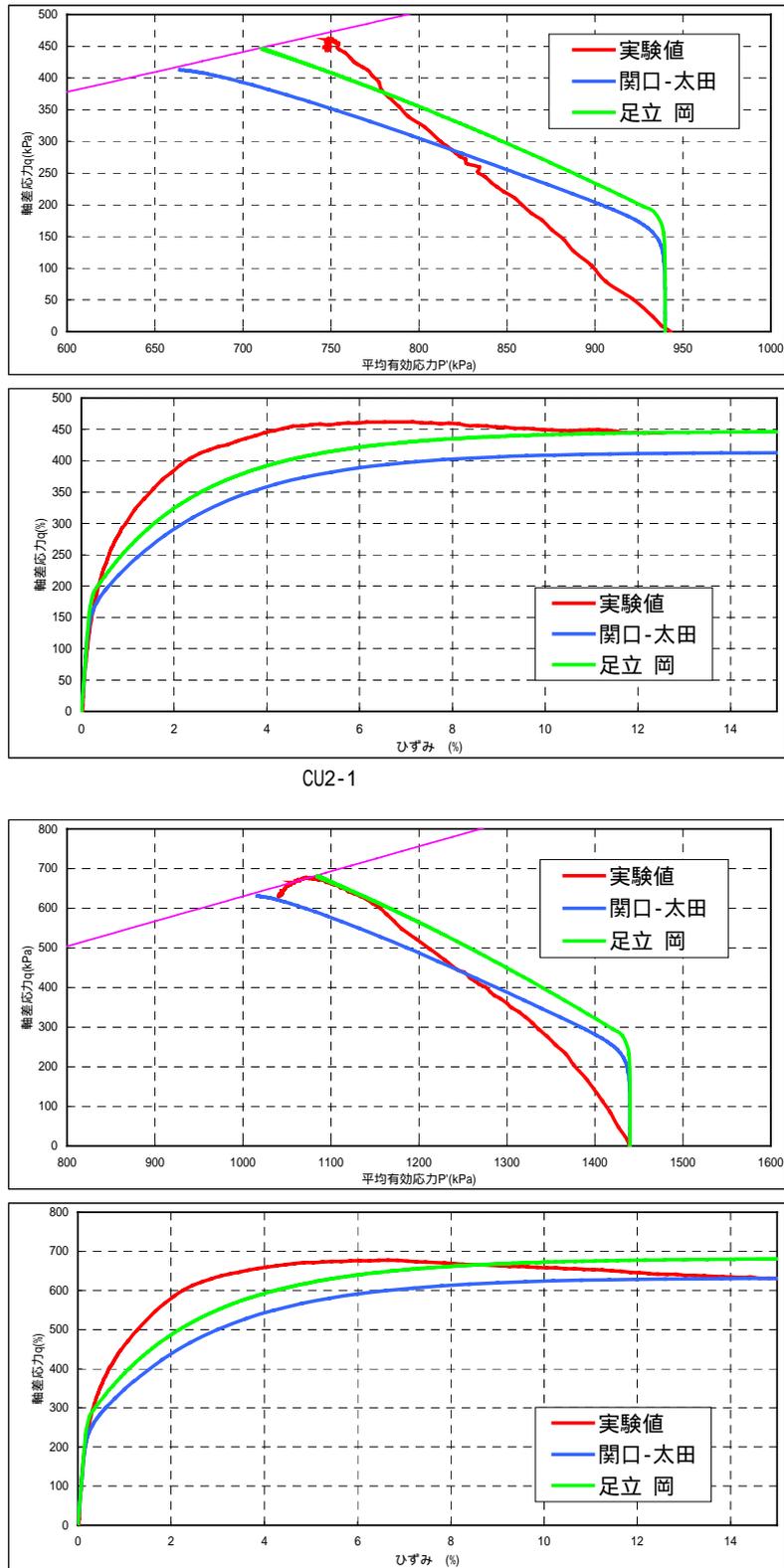


图 2-10(a) 压密非排水三轴压缩试验 S0-B1、A0-B1 (CU2-1、CU2-2)

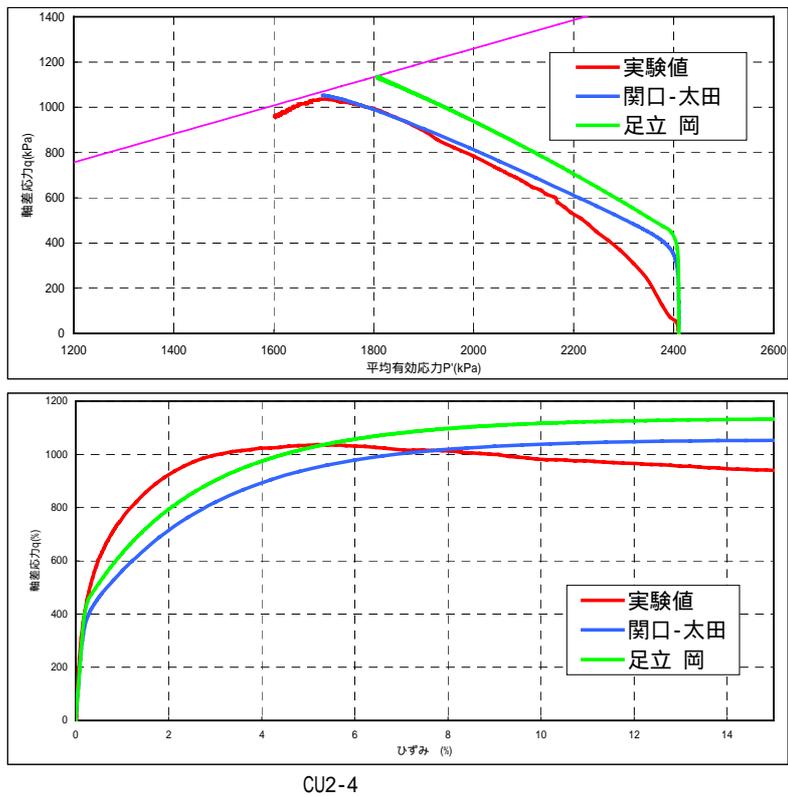
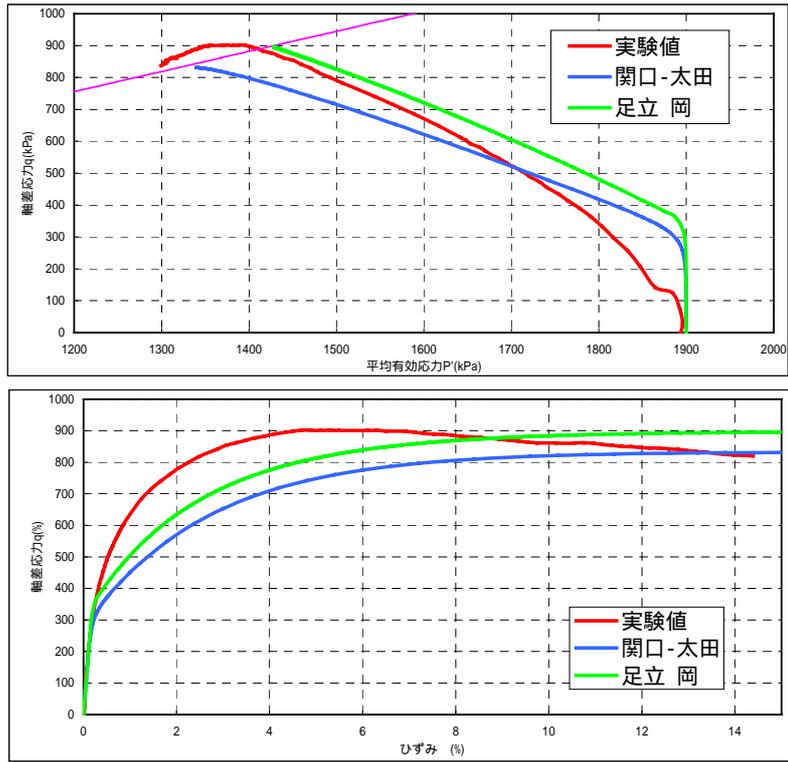
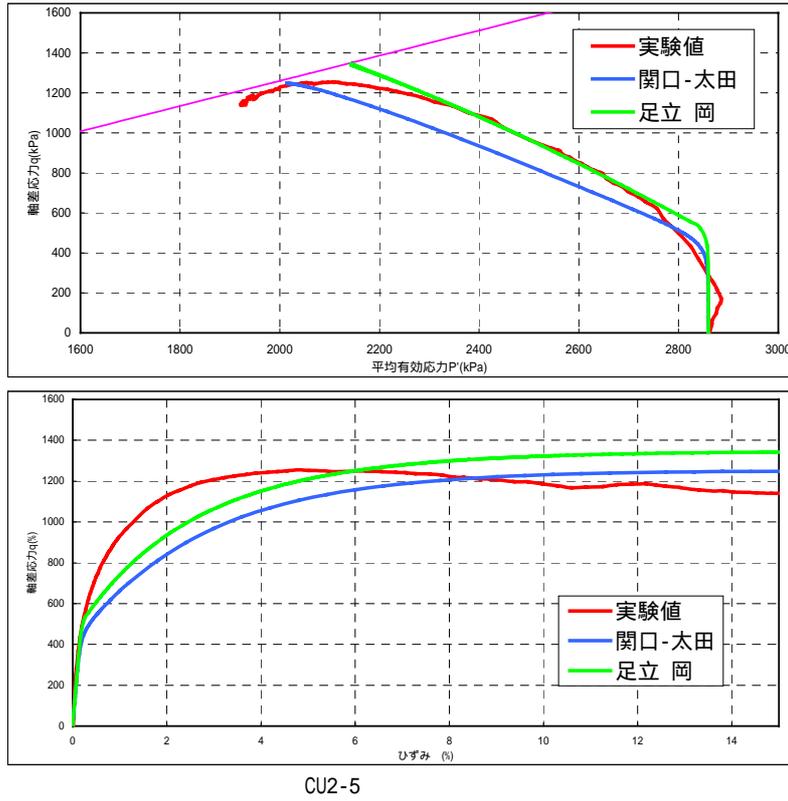
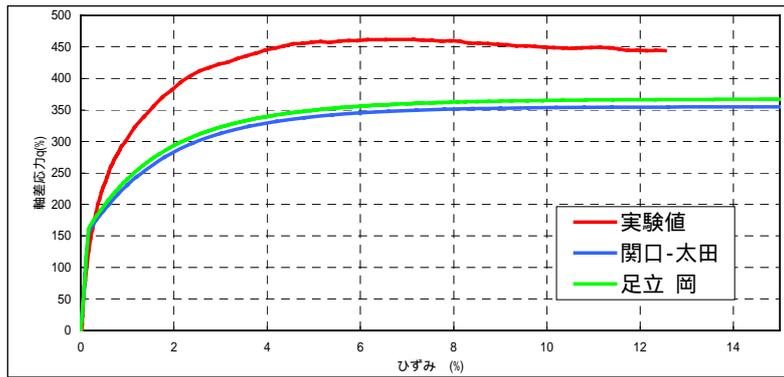
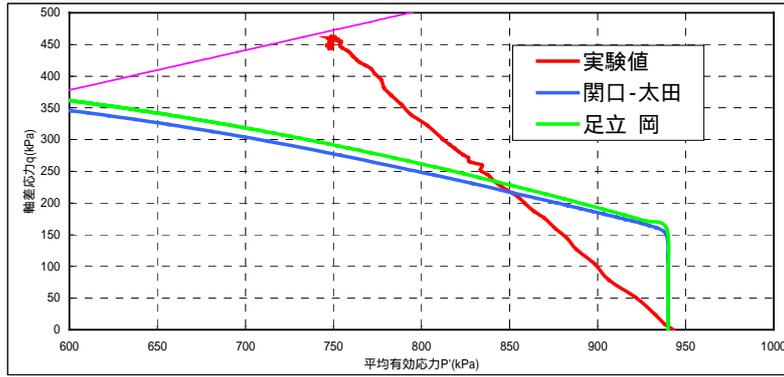


図 2-10(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B1、A0-B1 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5  
 図 2-10(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B1、A0-B1 (CU2-5)



CU2-1

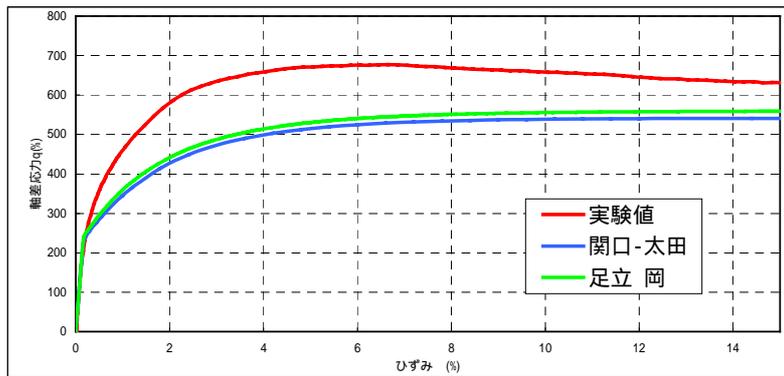
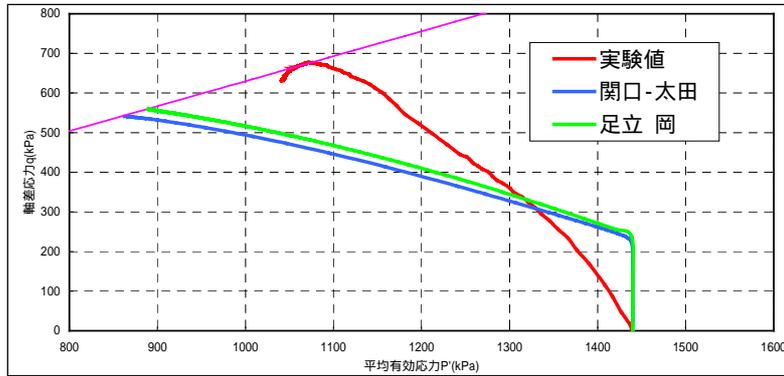
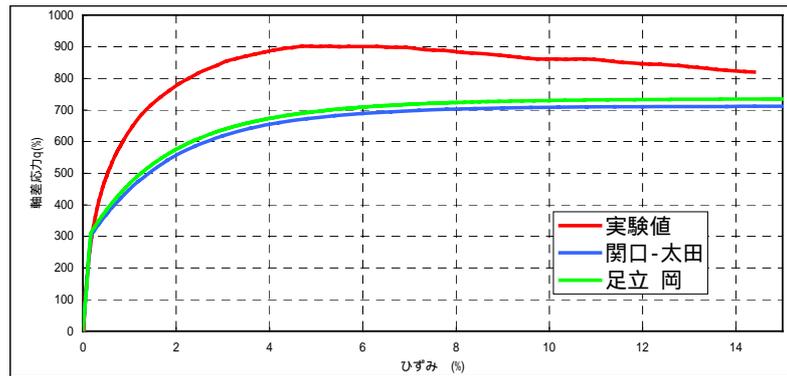
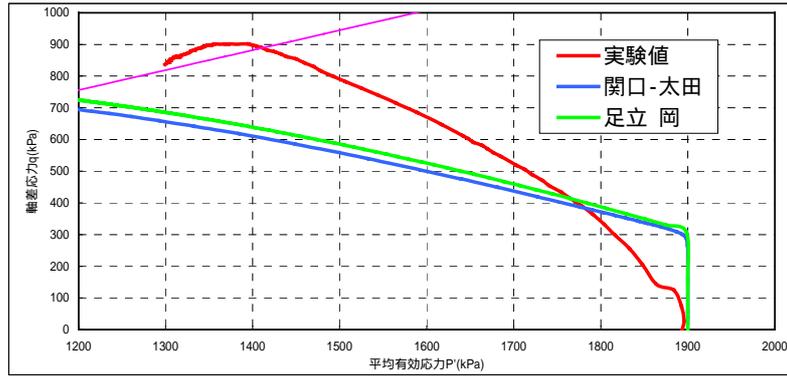


图 2-11(a) 压密非排水三轴压缩试验 S0-A2、A0-A2 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3

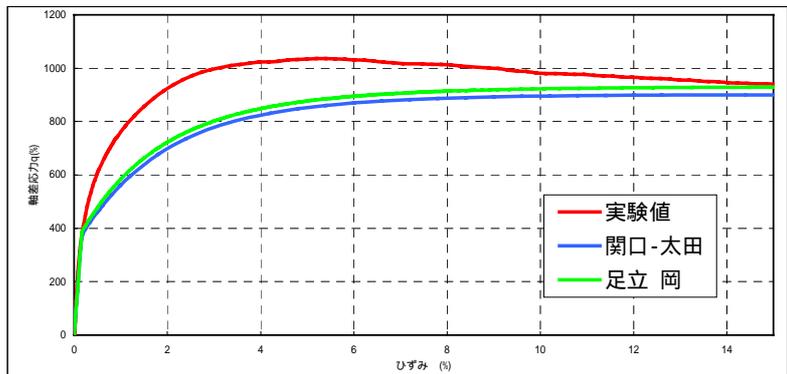
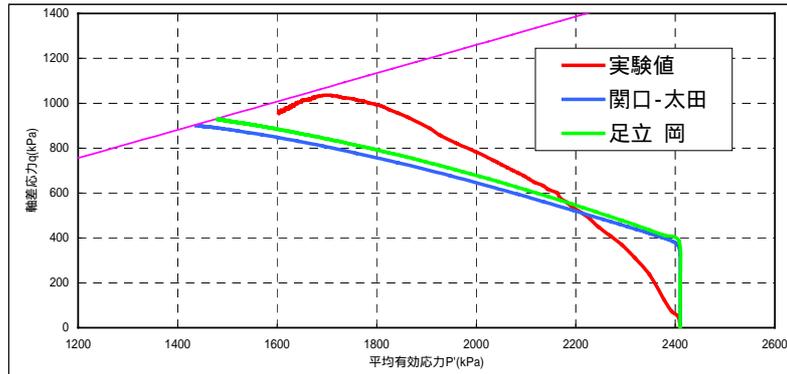
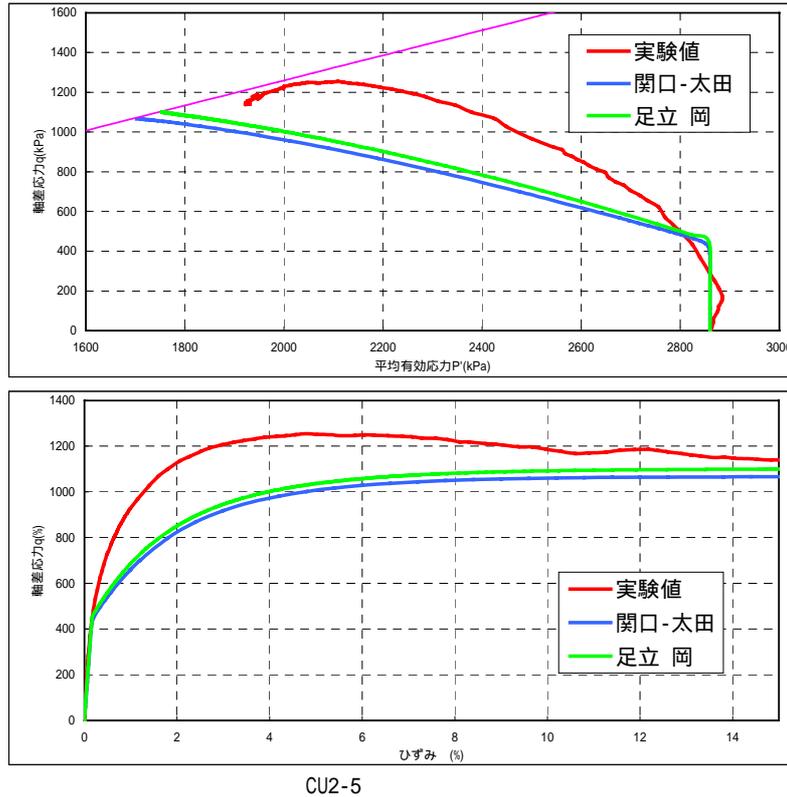


図 2-11(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A2、A0-A2 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5  
 图 2-11(c) 压密非排水三轴压缩试验 S0-A2、A0-A2 (CU2-5)

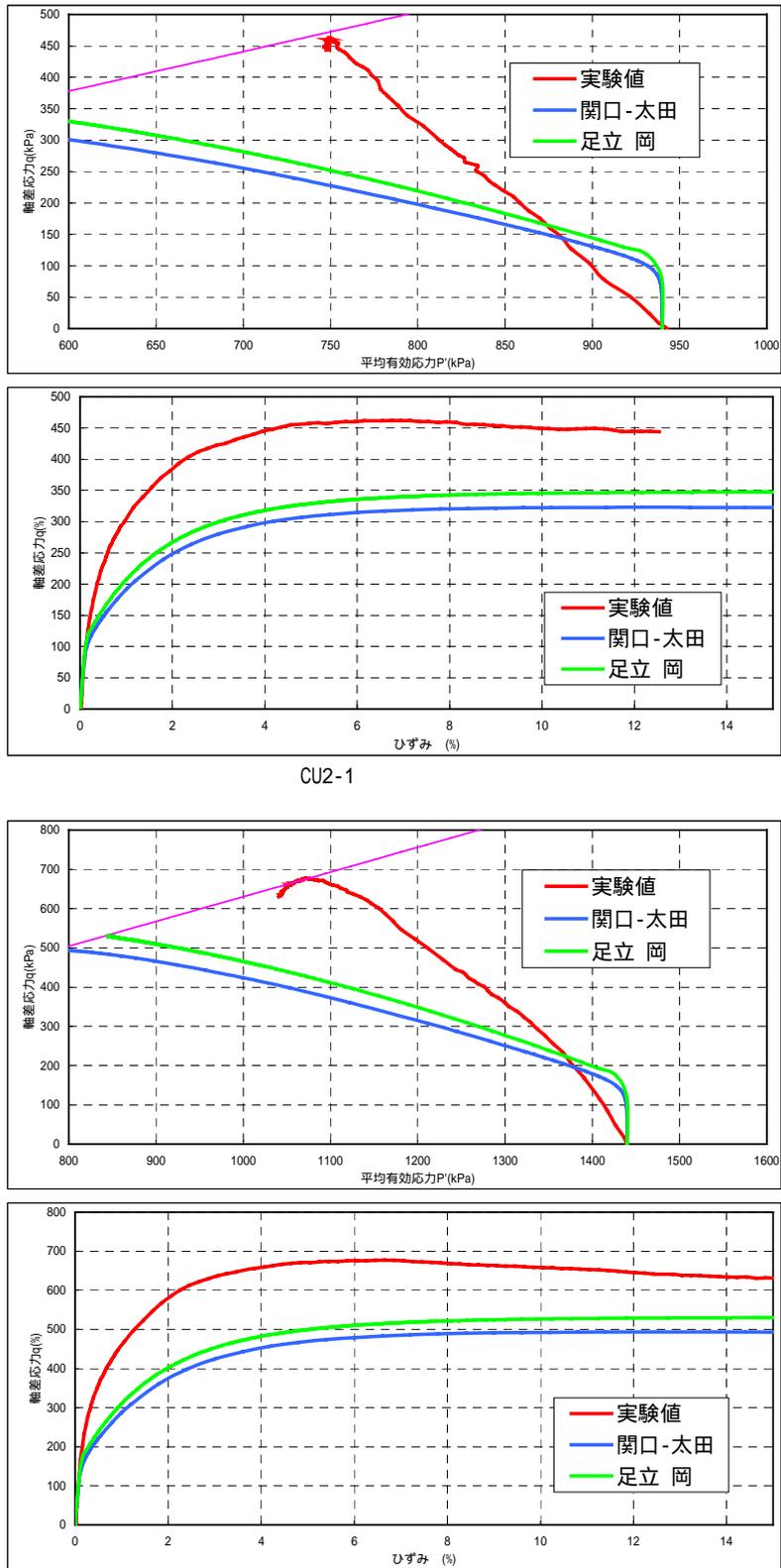
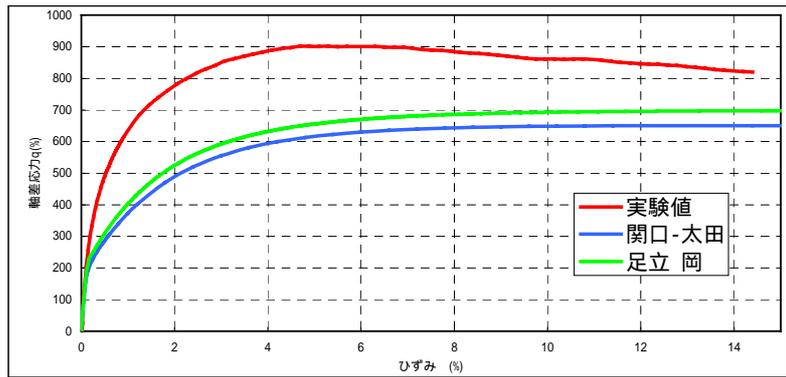
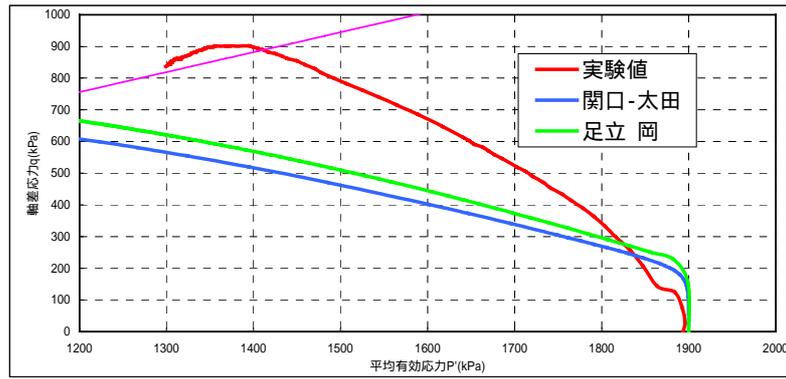


图 2-12(a) 压密非排水三轴压缩试验 S0-B2、A0-B2 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3

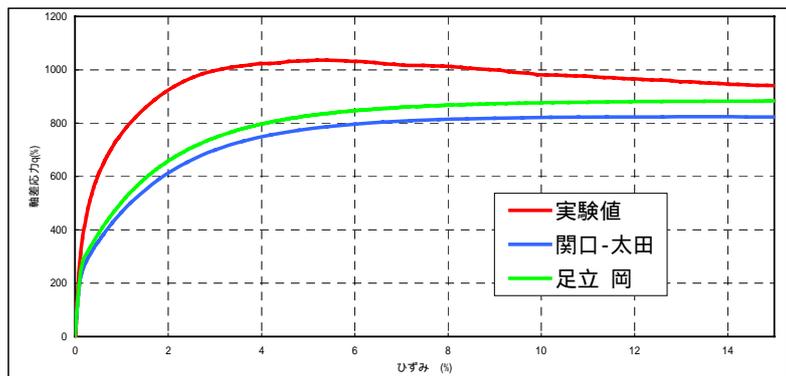
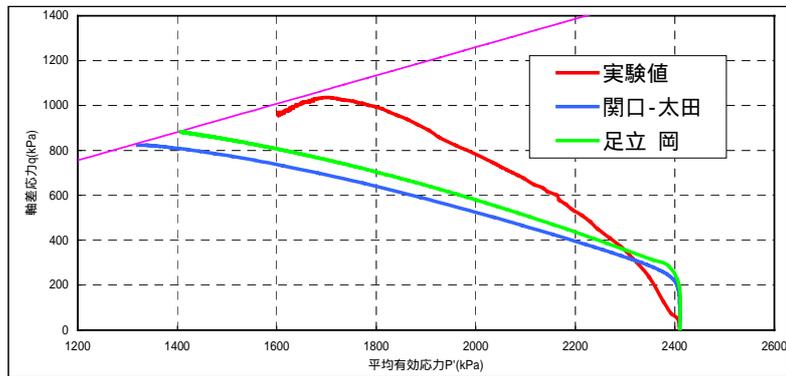
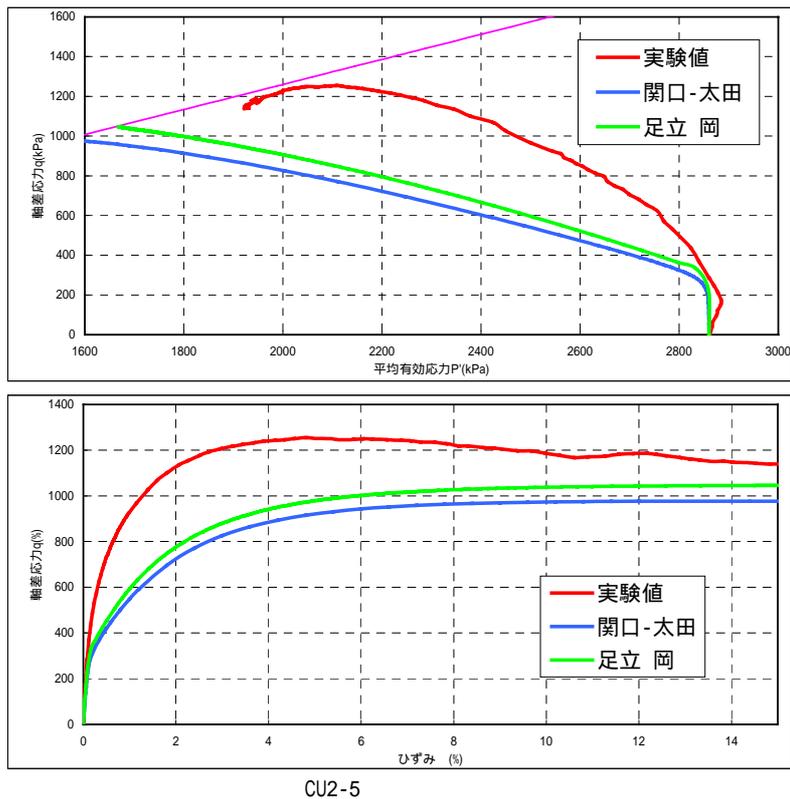
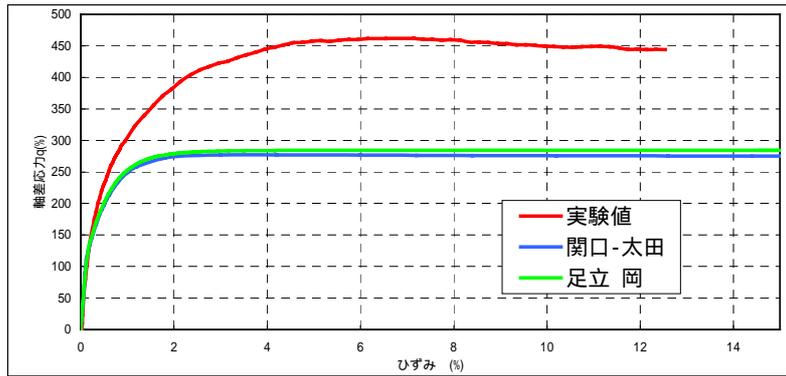
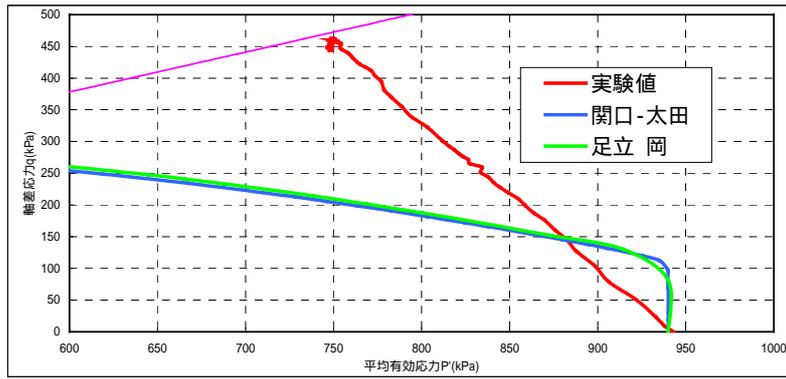


図 2-12(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B2、A0-B2 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5  
 図 2-12(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B2、A0-B2 (CU2-5)



CU2-1

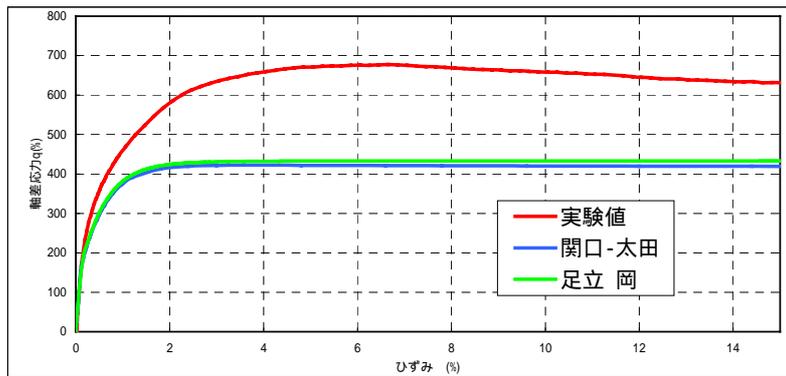
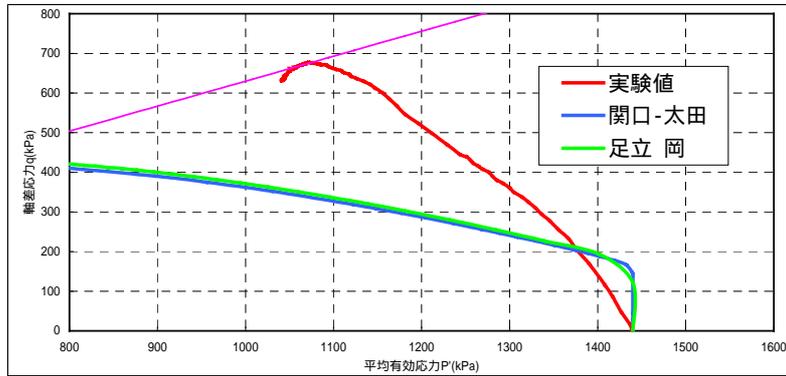
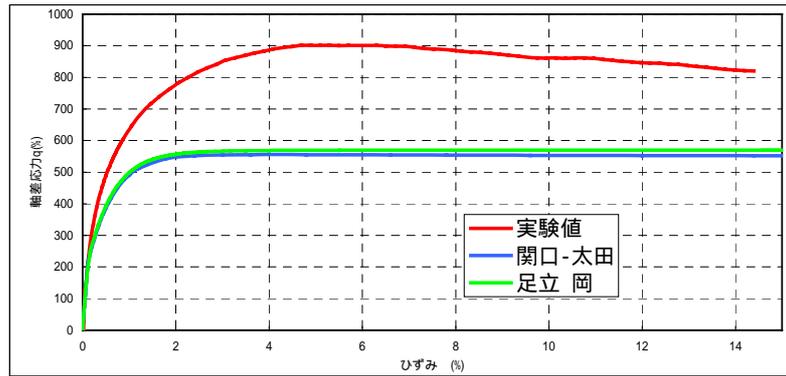
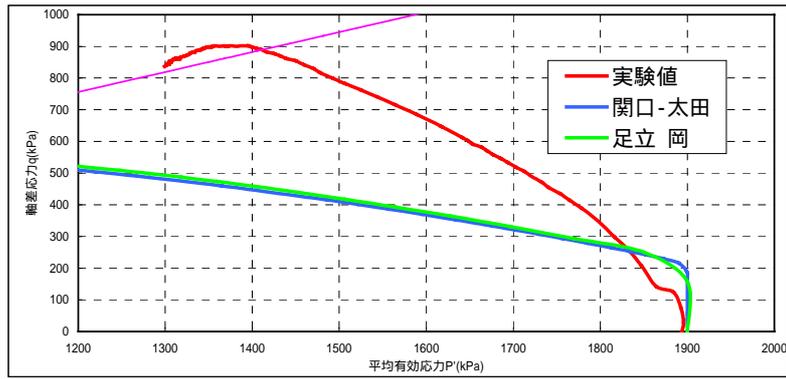


図 2-13(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A3、A0-A3 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3

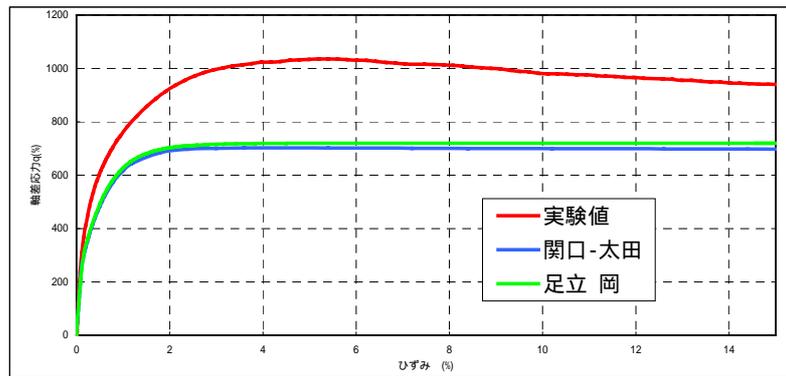
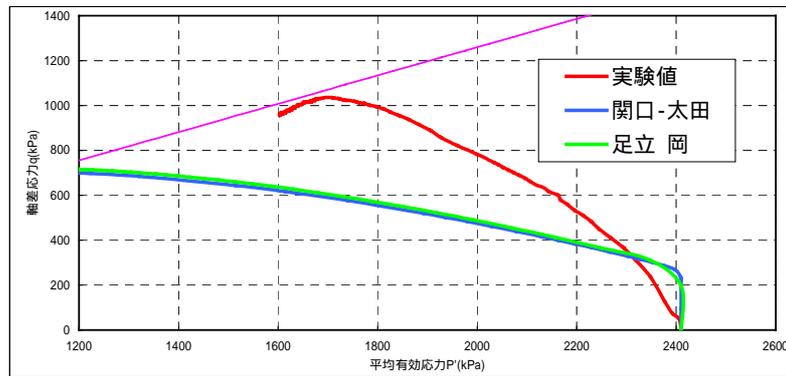
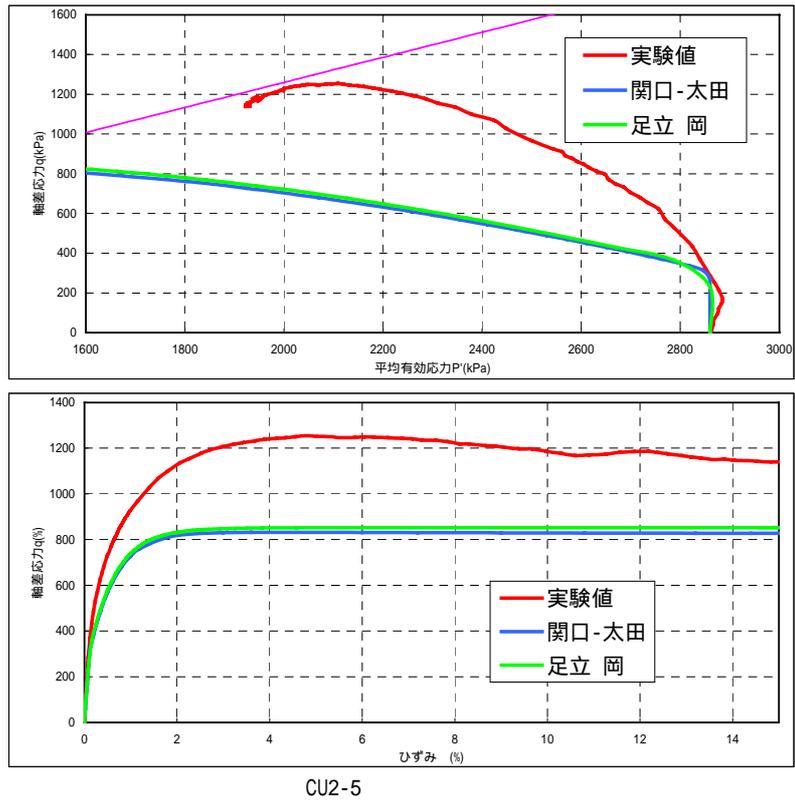


图 2-13(b) 压密非排水三轴压缩试验 S0-A3、A0-A3 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5  
 図 2-13(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A3、A0-A3 (CU2-5)

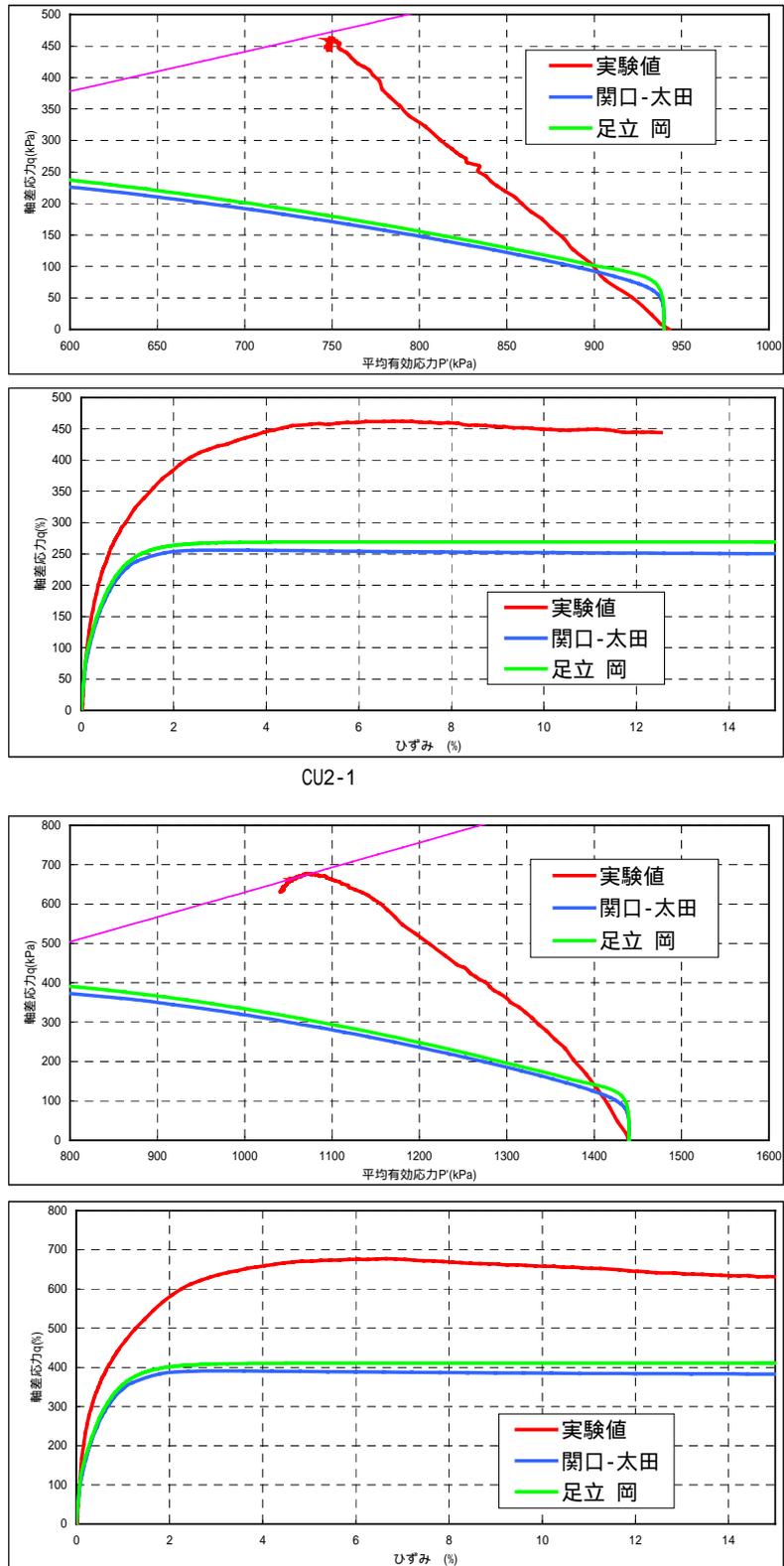
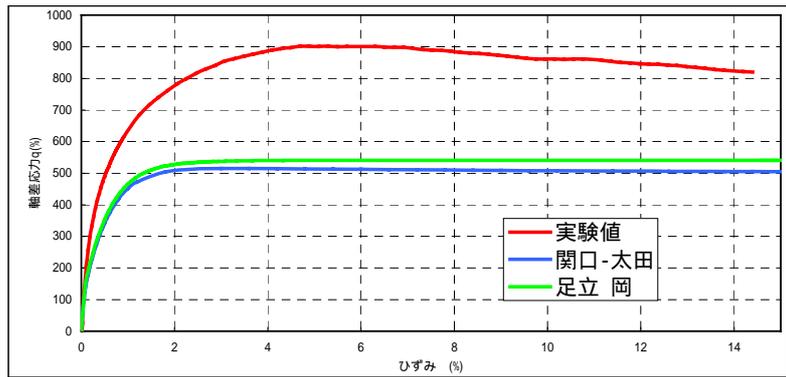
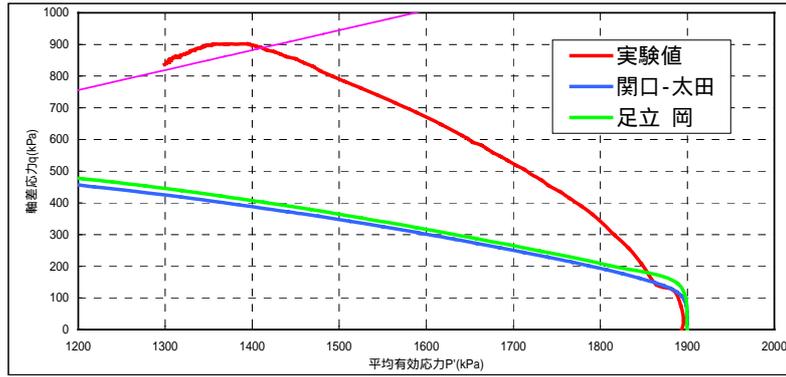


図 2-14(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B3、A0-B3 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3

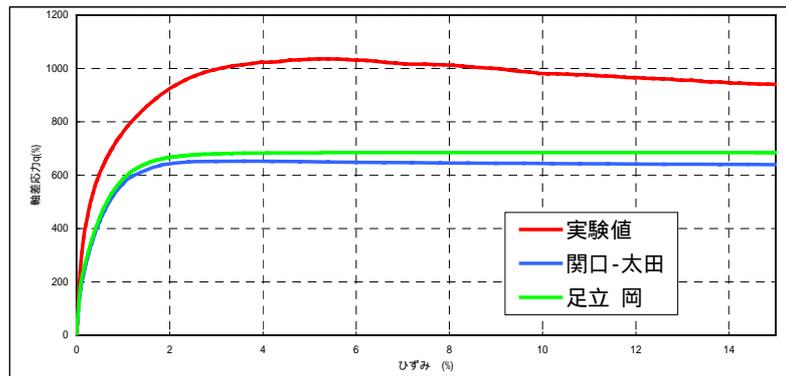
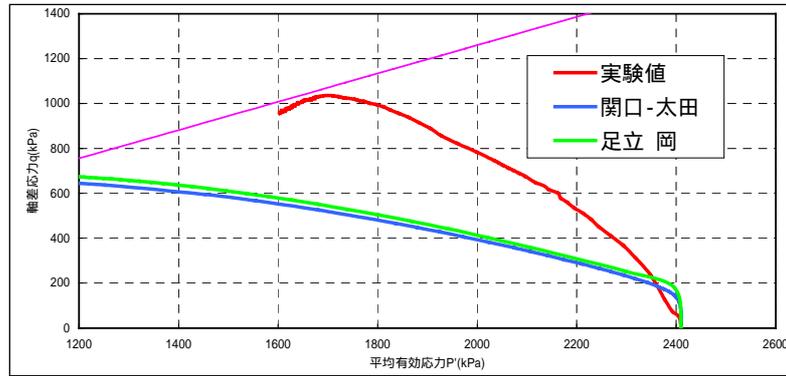
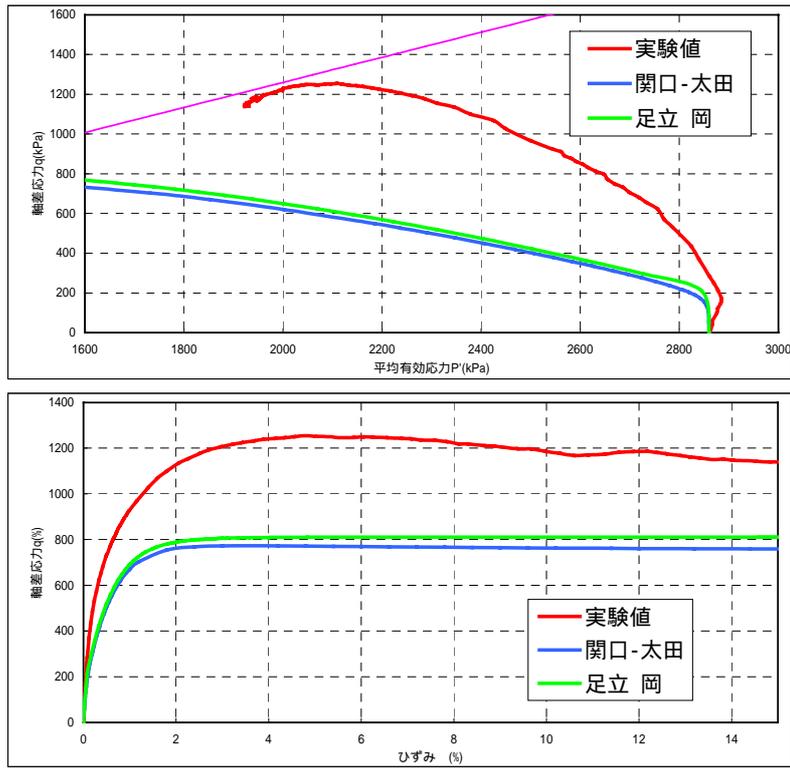


図 2-14(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B3、A0-B3 (CU2-3、CU2-4)



CU2-5  
 図 2-14(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B3、A0-B3 (CU2-5)

## 2.6 圧密非排水三軸クリープ試験

### 2.6.1 解析仕様

#### (1) 解析手法

##### (i) 関口 - 太田モデル

2.5 章圧密非排水三軸圧縮試験で述べた(2-24)、(2-27)より  $p$  を消去し、クリープ応力  $q=q_a$  を代入することにより、時間と軸ひずみの関係が求まる。

##### (ii) 足立 - 岡モデル

2.5 章圧密非排水三軸圧縮試験で述べた(2-29)と(2-30)により、 $n+1$  ステップの平均有効応力と粘塑性体積ひずみを求めることができるので、(3-34)より  $n+1$  ステップにおける軸ひずみ増分が求まり、最終的に次式から 3 軸クリープ試験における軸ひずみを求めることができる。

$$(\varepsilon_{11})_{n+1} = (\varepsilon_{11})_{n+1} + (\dot{\varepsilon}_{11})_{n+1} \Delta t \quad (2-37)$$

#### (2) 解析条件

解析パラメータは表 2-2、表 2-3 に示すとおり。

載荷条件は試験条件と同条件で、

初期有効拘束圧（圧密完了時）  $\sigma_3 = 2.9\text{MPa}$

クリープ載荷応力  $q=0.375\text{MPa}$ (破壊応力の 30%),  $0.625\text{MPa}$ (同 50%),  $0.875\text{MPa}$ (同 70%)

である。

初期間隙比は  $e_0=0.50$  とした。（一次元圧密試験より  $e=0.62-0.27\log p$ 、 $\sigma_3=2.9\text{MPa}$  の時の  $e$  を  $e_0$  として設定）

### 2.6.2 結果

クリープ試験解析結果を図 2-15～図 2-20 に示す。

実験結果とは SO-A1、AO-A1 はよく一致しており、クリープ試験の再現性では A1 のパラメータが最適であるといえる。A1 に比較して B1 (SO-B1、AO-B1) のパラメータによるシミュレーションでは、変形量が過大に評価されている。このことより、圧密試験の二次圧密の傾きより決定した粘性パラメータでは、せん断クリープ量を過大に評価することがわかる。

膨潤指数 を小さく設定した、SO-A2 ~ SO-B3、AO-A2 ~ AO-B3 においても、実験結果と比較してクリープ変形量が過大に評価されている。特に  $\alpha=0.010$  に設定した関口 - 太田モデル (SO-A3、SO-B3) ではクリープ破壊が生じている。

同等のパラメータを用いた場合、クリープ破壊が生じない範囲では関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルの差は小さい。

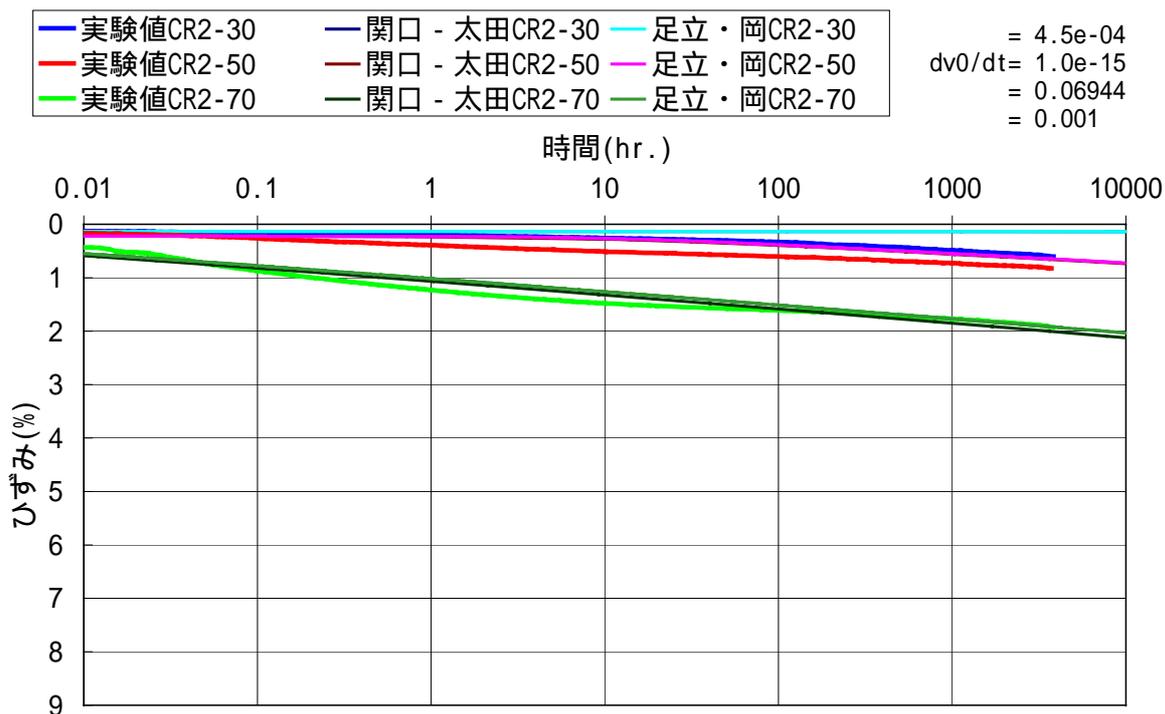


図 2-15 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A1、A0-A1

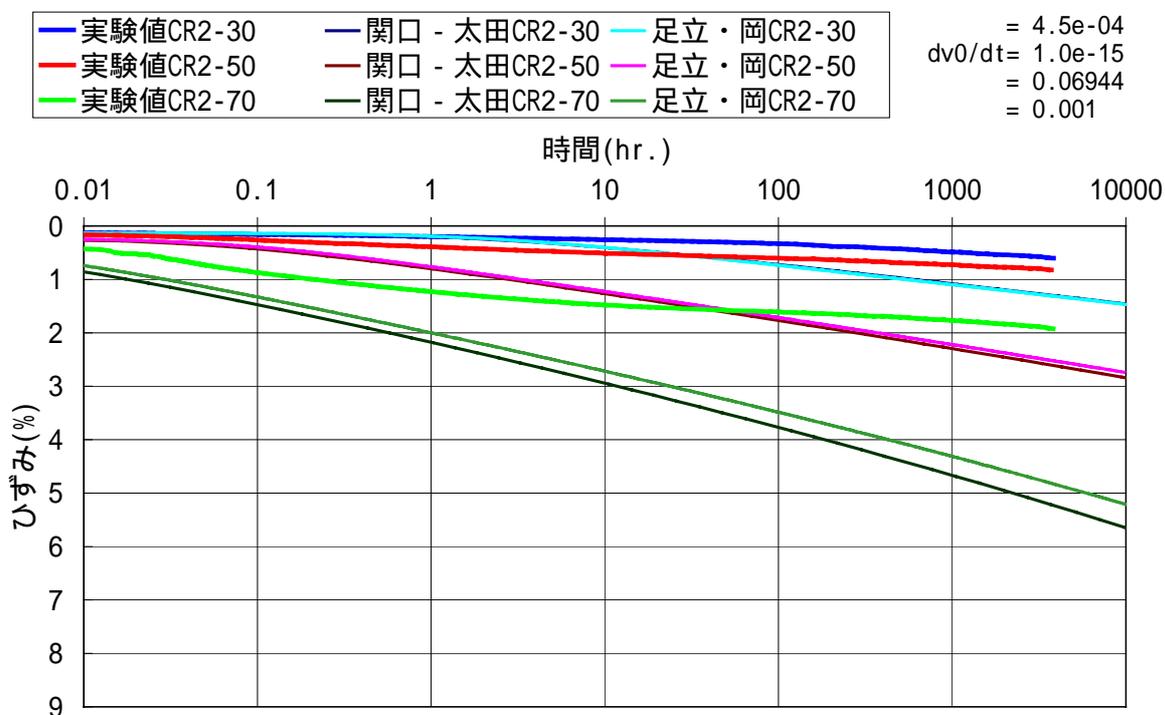


図 2-16 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B1、A0-B1

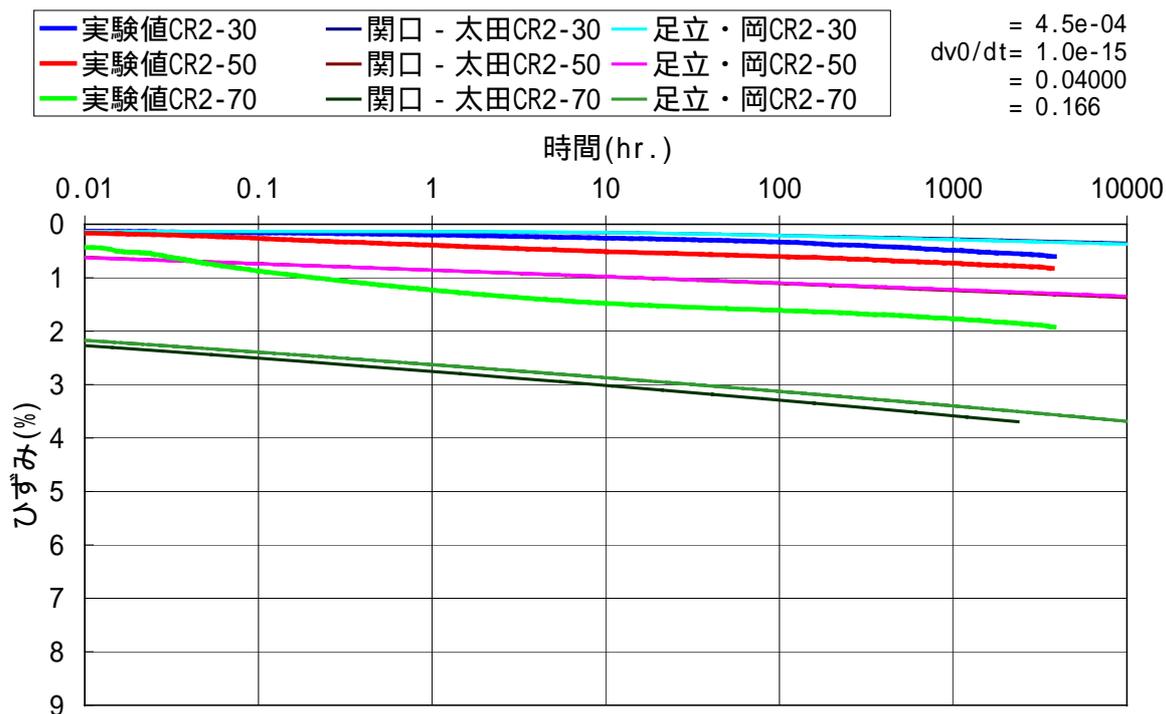


図 2-17 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A2、A0-A2

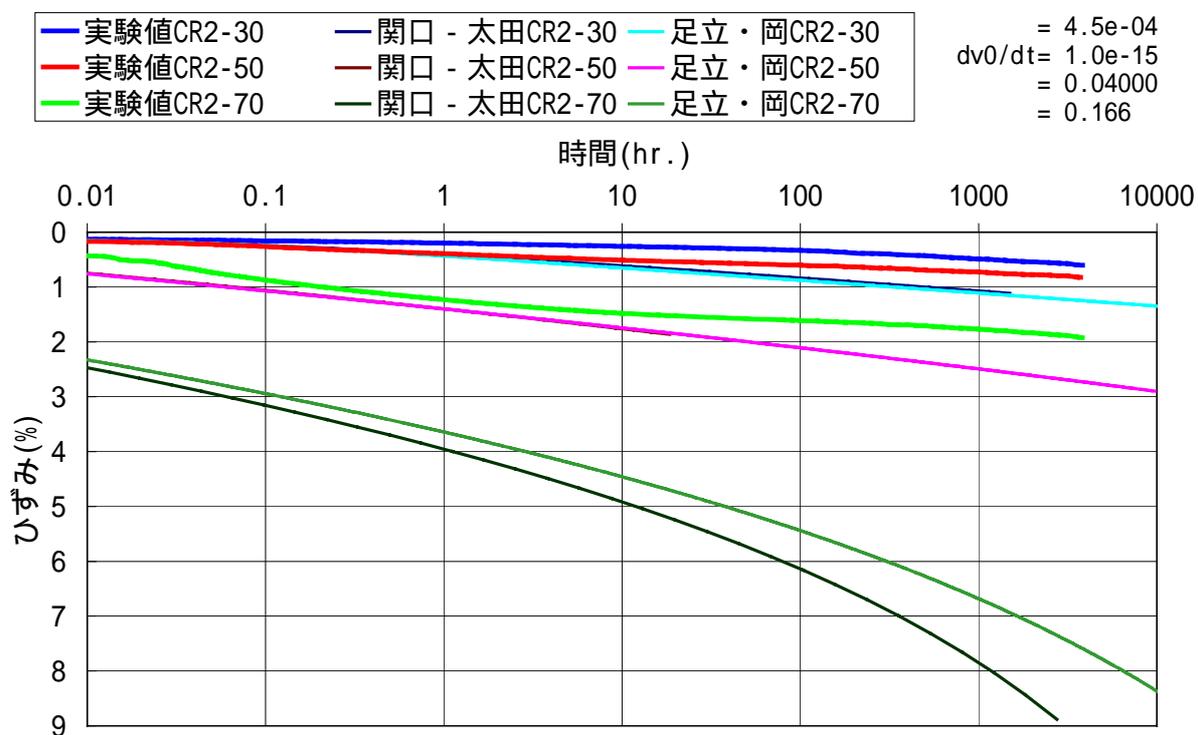


図 2-18 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B2、A0-B2

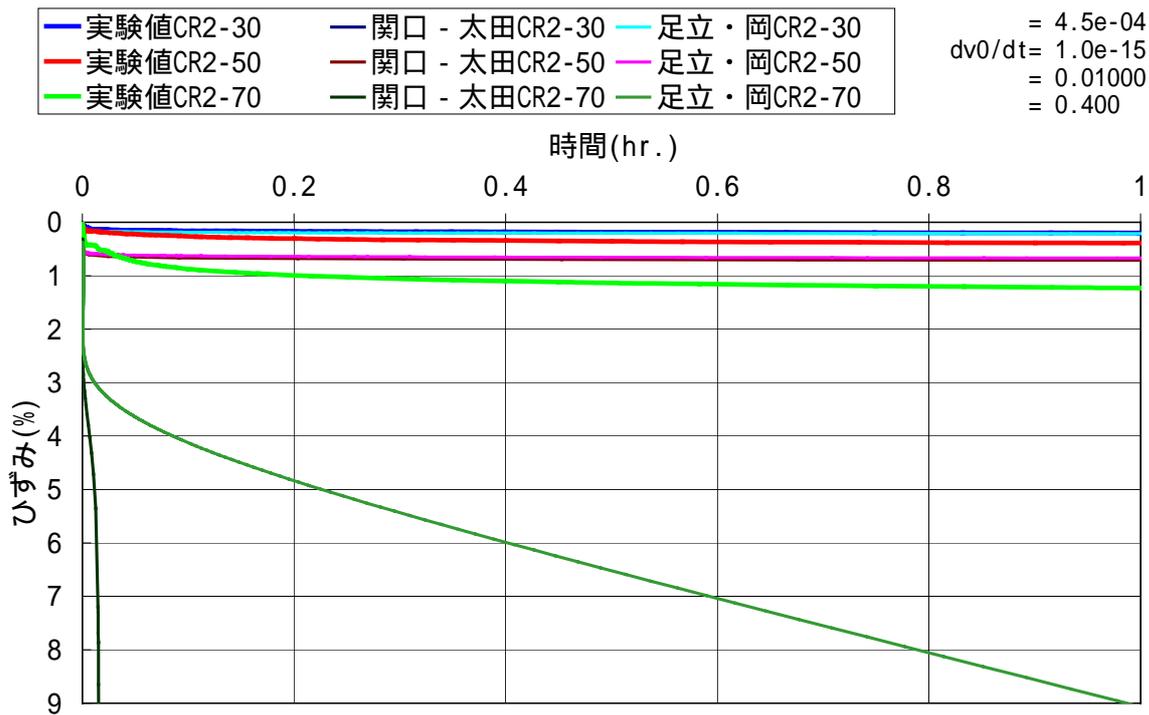


図 2-19 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A3、A0-A3

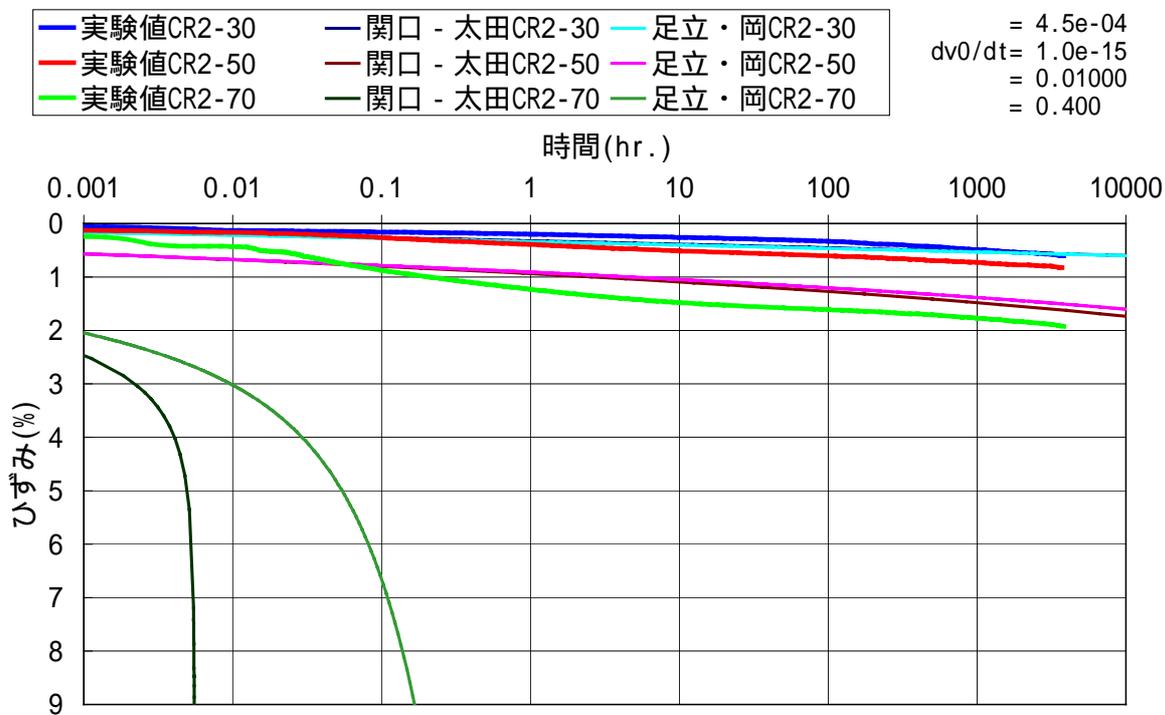


図 2-20 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B3、A0-B3

### 3. 最適パラメータを用いた緩衝材長期挙動の予測

#### 3.1 概要

オーバーパックと緩衝材の設置後から、緩衝材の膨潤、オーバーパックの自重沈下、オーバーパックの腐食膨張、岩盤のクリープ変形が発生し、それらの現象が相互に作用することにより、緩衝材の応力状態が経時的に変化する。この応力状態の変化が緩衝材に与える影響や、周辺岩盤やオーバーパックに及ぼす影響について調べることは安全評価上重要である。

本研究では、緩衝材の応力状態に影響を及ぼす作用の内、オーバーパック再冠水後のオーバーパックの自重沈下と腐食膨張に着目し、解析的検討を行う。これらの現象は、2000年レポートにおいて、それぞれ個別に取り上げて解析検討を行っている。しかしながら、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り、個別に解析するのではなく、相互の影響を考慮して解析するのが望ましい。そこで、本研究では、オーバーパックの自重沈下と腐食膨張を同時に考慮した解析を行い、これらの外的要因が緩衝材に及ぼす影響を調べる。

緩衝材の構成モデルには、関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルを用い、前章で選定したパラメータによる解析を行う。解析結果の比較検討により、モデル間の差異やパラメータの影響を調べる。また、変形に伴う透水性の変化も考慮し、その影響についても調べる。以上の検討を通して、構成モデルの適用性検討や、評価項目に対し大きな影響を及ぼす因子の抽出を行う。

なお、緩衝材周辺の岩盤には硬岩系岩盤を想定し、岩盤のクリープ変形は考慮しないことにする。

#### 3.2 解析プログラム

本節では、解析に使用するプログラムの説明を述べる。構成モデルについては、前章で述べているので、ここでは割愛する。

##### 3.2.1 解析プログラムの概要

本研究では当社開発の"MuDIAN"を用いて解析を行う。MuDIANは、University College of Swanseaで(英国)O.C.Zienkiewicz教授のもとで開発されたDIANA-Gをベースに、梁、剛体要素、新しい土の構成式等を加え、地盤、構造物の実用解析プログラムにバージョンアップ

プしたものであり、地盤中の土と水の動的連成解析等に用いられる。

飽和した多孔質体の運動方程式には、Biot により提案された圧密方程式 (1941<sup>9)</sup> 1956<sup>10)</sup>, 1962<sup>11)</sup>)を用いる。後に Zienkiewicz(1977<sup>12)</sup>, 1980a<sup>13)</sup>, 1982<sup>14)</sup>)によって、近似解法を含めた一連の近似解法の定式化が示された。MuDIAN は、この定式化に基づいて作成されている。

MuDIAN では、多孔質体の運動方程式を 2 つの方法で解くことができる。1 つは、土骨格の変位  $u$  と水の変位  $U$  を未知数とする  $u-U$  定式化による方法であり、もう 1 つは、土骨格の変位  $u$  と間隙水圧  $p$  を未知数とする  $u-p$  定式化による方法である。

$u-U$  定式化は  $u-p$  定式化に比べると、振動問題に対しては、より高い精度で解を得ることができる。一方、 $u-p$  定式化は、 $u-U$  定式化に比べて節点当たりの自由度が少ないこと、浸透流解析等と同じ未知数で展開できる点が有利である。本報告では、振動問題ではないことから  $u-p$  定式化を用いることにする。

### 3.2.2 基本方程式

$u-p$  定式化では、運動方程式として、土骨格と水との混合材料のつり合い式と水のつり合い式を用いる。

土骨格と水の混合体に対する平均的な動的つり合いに対して

$$\sigma_{ji,j} - \alpha p_{,i} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i - \rho_f \dot{w}_i = 0 \quad (3.1)$$

水に対しては、

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i - \rho_f \frac{\dot{w}_i}{n} + \frac{R_i}{n} = 0 \quad (3.2)$$

となる。

ここで、 $u_i$  は土骨格の変位であり、 $(\cdot)$  は時間による微分を意味する。 $\rho$  は間隙水圧、 $\rho$ ,  $\rho_f$  は混合体および水の質量密度、 $n$  は間隙比、 $b_i$  は物体力、 $\dot{w}$  は土骨格に対する水の相対加速度である。又、係数  $\alpha$  は  $\alpha = 1 - \frac{K_T}{K_S}$  で定義され、 $K_T$ ,  $K_S$  はそれぞれ土骨格および粒子の体積弾性係数である。通常の土質工学の応用例では  $K_S \gg K_T$  であるために  $\alpha = 1$  であるが、岩のように  $K_T$  の値と  $K_S$  の値が近い場合には  $\alpha = 0.5$  になることもある。

これらのつり合い式から、水の土骨格に対する相対的な動きによる慣性項、すなわち、(3.1)式の左辺第 5 項、(3.2)式の左辺第 4 項を無視すると、上式はそれぞれ以下のような

る。

$$\sigma_{j,i} - \alpha p_{,i} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i = 0 \quad (3.3)$$

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i + \frac{R_i}{n} = 0 \quad (3.4)$$

$R_i$ は多孔質体とその中を流れる水の相互作用項であり、 $\frac{R_i}{n} = \frac{\dot{w}_i}{k}$ と表わすことができる。  
 $\bar{k}$ は透水係数、 $\dot{w}$ は土骨格に対する水の相対速度である。従って、(3.4)式は次式のように書ける。

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i + \frac{\dot{w}_i}{k} = 0 \quad (3.5)$$

一方、水の構成式を $\dot{w}$ について書き直すと

$$\dot{w}_{i,i} = \dot{\epsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} \quad (3.6)$$

となる。

(3.5)式を $\dot{w}_i$ について整理し、(3.6)式に代入すると

$$-\bar{k} p_{,ii} + \bar{k} \rho_f b_{i,i} - \bar{k} \rho_f \ddot{u}_{i,i} + \dot{\epsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} = 0 \quad (3.7)$$

ここで、(3.7)式中、左辺第3項は水の多孔質体骨格に対する相対的振動による間隙水圧の影響の項であるが、問題が非排水状態に近く、外力の周期が系の固有振動数に比べて長い場合には、無視できる。

以上より、(3.7)式を整理すると

$$-\bar{k} p_{,ii} + \bar{k} \rho_f b_{i,i} + \dot{\epsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} = 0 \quad (3.8)$$

となる。

(3.1)式、(3.8)式のつり合い式に対して、構成式および変位の適合条件式を代入し、変位 $u$ 、間隙水圧 $p$ を未知数として整理すると $u$ と $p$ に関する方程式が求まる。

### 3.2.3 応力ひずみ関係

歪と応力の関係式を MuDIAN では増分形式で扱っており、次のように表わす。

$$\Delta\sigma_{ij} = D_{ijkl}^{ep} \Delta\varepsilon_{kl}$$

又は 行列表記で

$$\Delta\sigma = D^{ep} \Delta\varepsilon \tag{3.9}$$

$D^{ep}$  は材料特性により求められる弾性/弾塑性行列を ( $D^{ep}$  行列) と呼ぶ。弾性範囲内では  $D^{ep}$  が、次のように、弾性論に基づく D 行列となる。

平面応力問題に対して、

$$D = \frac{E}{(1-\nu)^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu/2 \end{bmatrix} \tag{3.10}$$

平面歪および軸対称問題

$$D = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 & \nu \\ \nu & 1-\nu & 0 & \nu \\ 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 \\ \nu & \nu & 0 & 1-\nu \end{bmatrix} \tag{3.11}$$

弾塑性の D 行列は、流れ則に従うと一般に

$$D^{ep} = D^e - \frac{\frac{\partial f^T}{\partial \sigma} D^e D^e \frac{\partial g}{\partial \sigma}}{H^p + H^s} \tag{3.12}$$

で求められる。但し、D は弾性行列、f は降伏曲面、g はポテンシャル曲面を表す関数である。

但し、

$$H^s = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} D_{ijrs}^e \frac{\partial g}{\partial \sigma_{rs}} \tag{3.13}$$

$H^p$  は、塑性硬化則で決まる量である。完全塑性時に 0、弾性時に無限大になる。

又、多くの土のモデルでは塑性歪の関数になっている。

### 3.3 解析条件

#### 3.3.1 解析モデルと境界条件

2000年レポートより、処分坑道横置き方式に比べ、処分孔縦置き方式の方がオーバーパットの接地圧が大きく自重による沈下量が大きいため、縦置き方式を解析対象とする。

オーバーパットの膨張量は2000年レポートより、腐食速度を0.04mm/yとし、厚さ190mmのオーバーパットが4,750年で全量膨張すると仮定した。腐食生成物により体積は3倍膨張し、膨張速度は半径方向と長さ方向で同じであるとする。これらの仮定に基づき膨張速度を求めると $3.89 \times 10^{-2}$ mm/yとなり、最終的な膨張量は184.8mmとなる。

ちなみに、2000年レポートにおける腐食膨張解析は、腐食膨張を熱膨張で表現したため、膨張の形状はオーバーパットの元の寸法に対して相似形となっている。したがって、本解析とは若干半径方向および高さ方向の膨張量が異なる。2000年レポートでは、半径方向膨張量約150mm、高さ方向膨張量約320mmである。

解析モデルおよび境界条件を図3-1に示す。本モデルにおいて、2000年レポートでは考慮していなかった緩衝材より上部の埋め戻し材部分（厚さ1m）もモデル化した。対称性から、y軸を中心とした軸対称モデルとする。モデルの側面および、上面、下面は排水境界とする。オーバーパットの膨張は、オーバーパット底面部と側面部に強制変位を与えることによりモデル化する。自重解析では、上部境界の上下方向を固定した場合、オーバーパットがぶら下がることになり実態にそぐわない。そこで、自重沈下解析では、図3-1(a)に示すように、上部境界の上下方向を非拘束にする。オーバーパットの膨張では、上部境界の上下方向を固定する必要があるため、オーバーパットの腐食膨張と自重沈下同時解析では、図3-1(b)に示す境界条件を用いる。

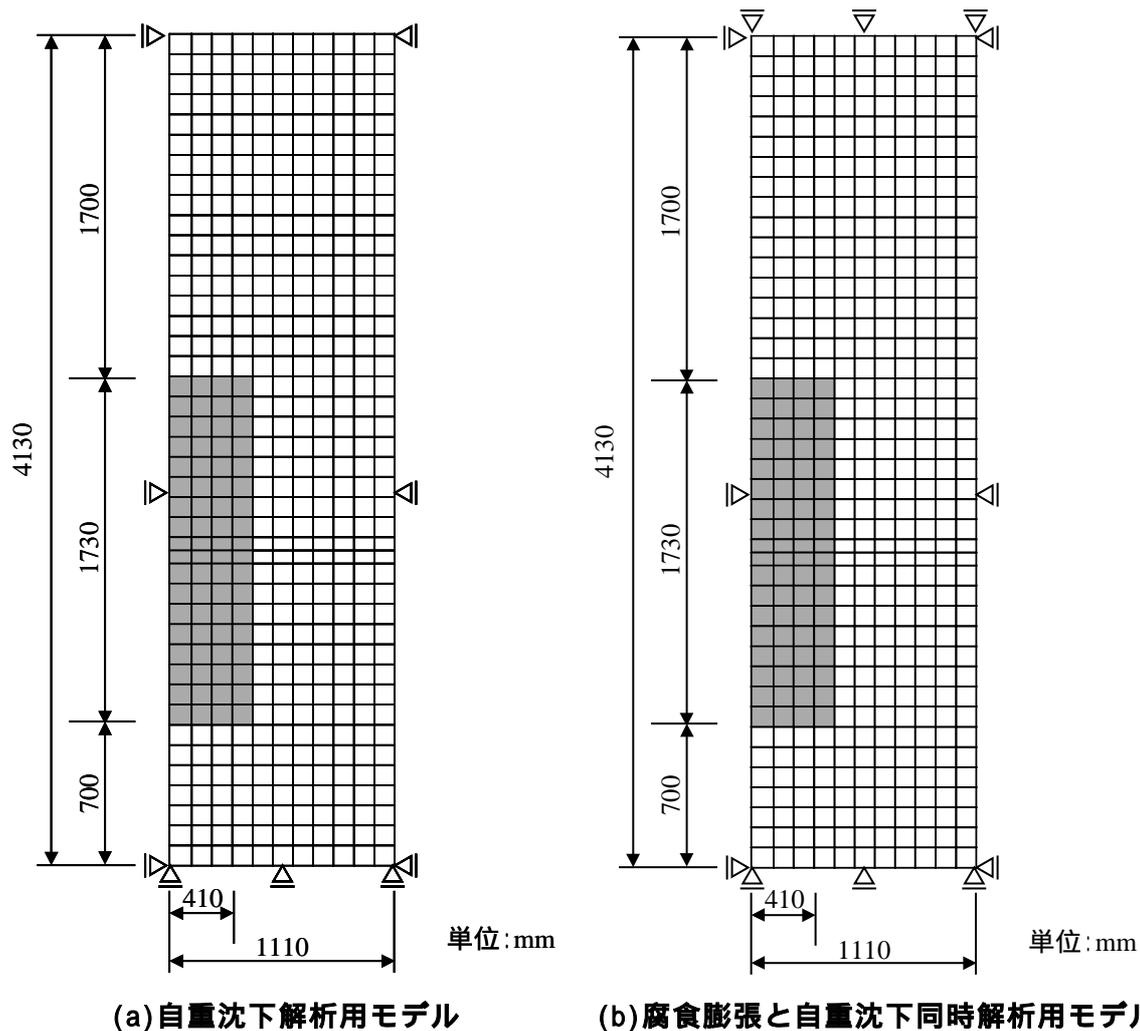


図 3-1 解析モデル図

### 3.3.2 物性値

緩衝材の構成モデルには、関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルを用いる。緩衝材の物性値に関しては、2章で検討した6ケースのパラメータを用いる。物性値の内、各ケースで変動させるものは、ポアソン比、膨潤指数、および、粘性に関するパラメータである二次圧縮指数、一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ である。また、緩衝材の透水係数については一定値とする場合と、2000年レポートで提案された乾燥密度との関係式を用いて変動させる場合について検討する。

#### (1) 各解析ケースにおいて共通する物性値

各解析ケースで変動させない物性値については、2000年レポートに示されている値を用

いる。各解析ケースにおいて共通する物性値を表 3-1 に示す。初期膨張圧は 2000 年レポート同様 0.5MPa としている。透水係数については、(3)で述べる。

表 3-1 各解析ケースで共通の物性値

対象		項目	記号	単位	定数
オーバーパック		弾性係数	E	MPa	$2.1 \times 10^5$
		密度		$\text{Mgm}^{-3}$	6.63
緩衝材	土粒子骨格	乾燥密度	$d$	$\text{Mgm}^{-3}$	1.60
		圧縮指数(自然対数)		-	0.117
		限界状態パラメータ	M	-	0.63
		初期間隙比	$e_0$	-	0.70
		先行圧密時の静止土圧係数	$K_0$	-	1.0
		初期静止土圧係数	$K_0$	-	1.0
		初期有効応力(膨潤応力)	$'_{m0}$	MPa	0.5
	間隙水	密度	$w$	$\text{Mgm}^{-3}$	1.0
		初期全水頭	h	m	0.0

## (2) 各解析ケースにおいて変動させる物性値

各解析ケースにおいて変動させる物性値は、ポアソン比、膨潤指数、および、粘性に関するパラメータである二次圧縮指数、一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  である。これらの内、ポアソン比、膨潤指数、二次圧縮指数は2章と同じである。一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  については、2章と同様にクリープ試験結果に対するフィティングから求めた値と、二次圧縮指数と一次圧密終了時間  $t_c$  から求めた値を用いる。クリープ試験結果に対するフィティングから求めた初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  については、2章と同じ値である  $\dot{v}_0 = 1.0 \times 10^{-15} (1/h)$  を用いる。二次圧縮指数と一次圧密終了時間  $t_c$  から求めた初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  については、図 3-1 の解析モデルと一次圧密試験の供試体とでは排水距離が異なるため、一次元圧密試験に対して設定した値を変換する必要がある。

一次元圧密試験に対して設定した初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  の変換は、一次元圧密試験における一次圧密終了時間を変換することにより行う。一次圧密終了時間の変換には、圧密に対する時間を無次元化した時間係数を用いる。時間係数  $\tau_c$  は次式で表される。

$$T_v = \frac{c_v t}{H^2} \quad c_v = \frac{k}{\rho_w g m_v} \quad (3.14)$$

ここに、 $c_v$ は圧密係数、 $t$ は圧密時間、 $H$ は排水距離、 $\rho_w$ は水の密度、 $g$ は重力加速度、 $m_v$ は体積圧縮係数、 $k$ は透水係数である。

圧密係数  $c_v$  が一定であると仮定して一次元圧密方程式を解くと、時間係数  $T_v$  は圧密の程度を表す指標である圧密度と1対1の関係になる(例えば<sup>15)</sup>など)。一次元圧密終了時の圧密度は、対象によらず同一であるので、一次元圧密終了時間を  $t_c$  とし、一次元圧密試験の添え字を1、解析モデルの添え字を  $p$  とすると、時間係数に関して次の関係が得られる。

$$\frac{c_v t_{c1}}{H_1^2} = \frac{c_v t_{cp}}{H_p^2} \quad (3.15)$$

一次元圧密試験における排水距離  $H_1$  は、供試体の長さが2cmで上下面での排水となるので1cmである。排水距離が短いほど圧密の進行が早く、想定期間内の二次圧密量が大きくなることから、自重による沈下量を求める場合には、最短の排水距離を設定することが保守的な設定となる。図3-2から解析モデルの最短排水距離は70cmであるので、排水距離  $H_p$  を70cmに設定する。排水距離の値を(3.15)に代入すると、次式に示すように、解析モデルの一次元圧密終了時間  $t_{cp}$  が、一次元圧密試験における一次元圧密終了時間  $t_{c1}$  の4900倍となることがわかる。

$$\frac{c_v t_{c1}}{1^2} = \frac{c_v t_{cp}}{70^2} \quad \frac{t_{cp}}{t_{c1}} = 4900 \quad (3.16)$$

一方、圧密時間は初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  と次式に示す関係がある。

$$t_c = \frac{\alpha}{\dot{v}_0} \quad (3.17)$$

従って、解析モデルにおける一次元圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  は、次式に示すように、 $\dot{v}_{0p} = 2.45 \times 10^{-9} (1/h)$  となる。

$$\begin{aligned} \frac{t_{cp}}{t_{c1}} &= \frac{\dot{v}_{01}}{\dot{v}_{0p}} = 4900 \\ \dot{v}_{0p} &= 4900 \times \dot{v}_{01} = 4900 \times 1.0 \times 10^{-15} = 2.45 \times 10^{-9} (1/h) \end{aligned} \quad (3.18)$$

変動させるパラメータと各ケースの番号についてまとめ、表3-2に示す。ケース番号は、2章と同じとする。

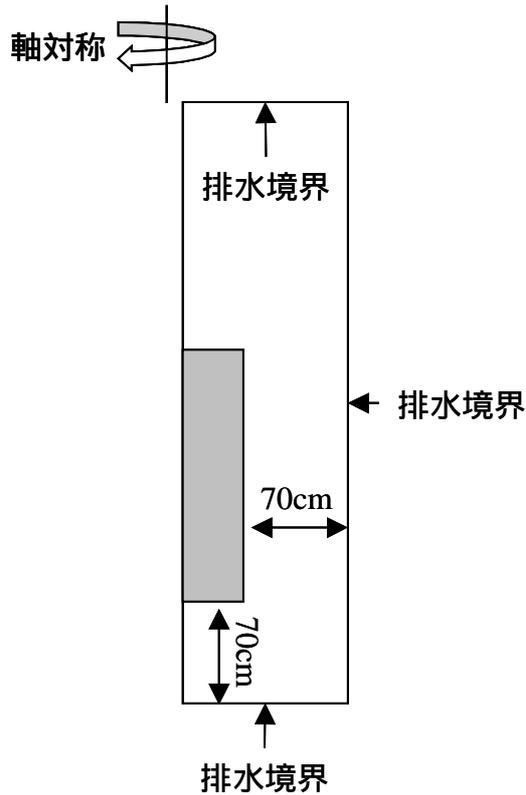


図 3-2 解析モデルの排水距離

表 3-2 変動させるパラメータと解析ケース番号

弾性	粘性	$=4.5 \times 10^{-4}$	$=1.2 \times 10^{-3}$
		$\dot{v}_0 = 1.0 \times 10^{-15} (1/h)$	$\dot{v}_0 = 2.45 \times 10^{-9} (1/h)$
=0.07 =0.001		A1	B1
=0.04 =0.166		A2	B2
=0.01 =0.400		A3	B3

(3) 透水係数

透水係数を一定とする場合は、2000年レポートに示されている値である  $K = 4.5 \times 10^{-13} \text{ m/s}$  を用いる。

透水係数を変化させる場合は、2000年レポートにおいて示されている、緩衝材の乾燥密度と透水係数の関係式を用いる。緩衝材の乾燥密度と透水係数の関係式は、次式のとおりである。

$$K = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_e - 2.1232\rho_e^2)$$

$$\rho_e = \rho_d \frac{100 - R_s}{100 - R_s \frac{\rho_d}{\rho_{sk}}} \tag{3.19}$$

$$k = \frac{\rho g}{\mu} K$$

ここに、 $K$  は固有透過度 ( $m^2$ )、 $k$  は透水係数 ( $m/s$ )、 $\rho_e$  は有効粘土密度 ( $Mg/m^3$ )、 $\rho$  は水の密度 ( $1Mg/m^3$ )、 $g$  は重力加速度 ( $9.8m/s^2$ )、 $\mu$  は水の粘性係数 ( $10^{-3}Pa \cdot s$ ,  $T=20$  の場合)、 $\rho_d$  はケイ砂混合体乾燥密度 ( $=1.6Mg/m^3$ )、 $R_s$  はケイ砂混合率 ( $=30\%$ )、 $\rho_{sk}$  はケイ砂の土粒子密度 ( $2.64Mg/m^3$ ) である。

MuDIAN は、土粒子密度を物性値として持ち、要素毎に変形に伴って変化する間隙比を変数として持つ。そこで、ケイ砂混合体の乾燥密度を、ケイ砂混合体の土粒子密度  $\rho_s$  と間隙比  $e$  から次式により求め、(3.19)より緩衝材の変形に伴って変化する透水係数を求める。

$$\rho_d = \frac{1}{1+e} \rho_s \tag{3.20}$$

ケイ砂混合体の土粒子密度  $\rho_s$  は、2000年レポートより初期間隙比が 0.68 で、乾燥密度が  $1.60Mg/m^3$  なので、(3.20)より  $2.69Mg/m^3$  となる。

尚、各解析ステップにおける透水係数は、直前の解析ステップにおける間隙比から求める陽解法的手法によって計算する。透水係数に関する設定を表 3-3 に示す。

表 3-3 透水係数の設定

	透水係数
透水係数を一定とする場合	$k = 4.5 \times 10^{-13} m/s$
透水係数を変化させる場合	$K = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_e - 2.1232\rho_e^2)$ $\rho_e = \rho_d \frac{70}{100 - 30 \times \frac{\rho_d}{2.64}}$ $k = 9.8 \times 10^6 \times K m/s$

### 3.3.3 時間に関する差分展開

時間に関する差分展開にはニューマーク法を用いる。ニューマーク法の係数には、数値減衰を取り入れ、解の余分な振動を押さえるため、 $\alpha = 0.6$ 、 $\beta = 0.32$  とする。

### 3.4 オーバーパック沈下解析

#### 3.4.1 解析条件

オーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析を行う前に、オーバーパックの自重のみによる沈下解析を行う。

解析条件は 3.3 節で述べた通りである。境界条件は図 3-1(a)に示した様に、モデル上部において z 軸方向の変位を拘束していない。

2000 年レポートの自重沈下解析との相違点は次の 5 点である。

物性値の内、変動させるパラメータ。具体的には、ポアソン比、膨潤指数、二次圧縮指数、一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$ 。

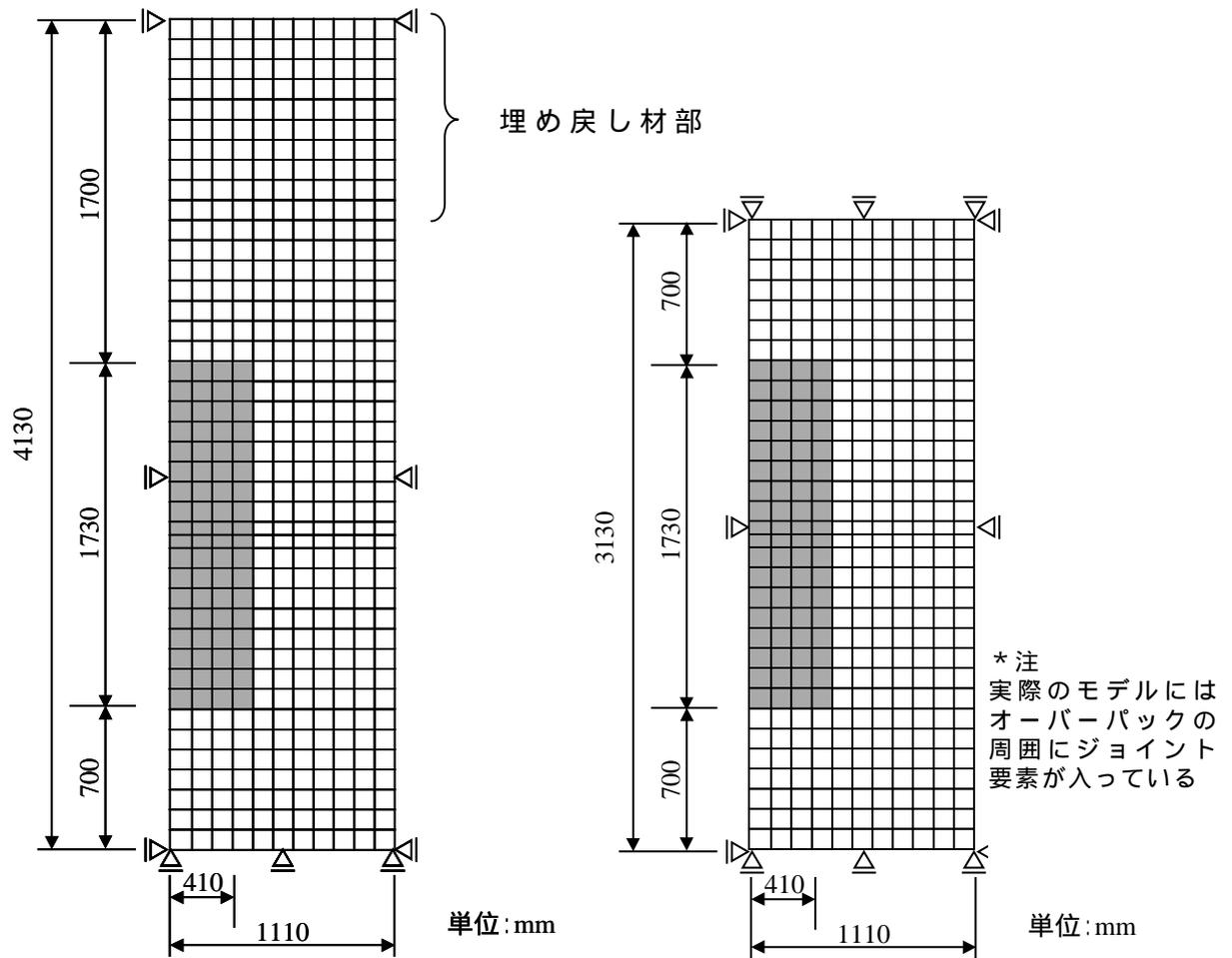
透水係数、ただし、透水係数を一定とする場合は、同じ値を用いる。

解析モデル上部において z 軸方向の変位を拘束していない。

解析モデル上部における埋め戻し材の部分を考慮している。

2000 年レポートでは、緩衝材の自重を考慮していないが、本研究では、緩衝材の自重も考慮している。

図 3-3 に比較のため本研究で用いる解析モデルを再掲し、同時に 2000 年レポートで用いた解析モデルを示す。また、各解析ケースで変動させるパラメータおよび 2000 年レポートで用いたパラメータの一覧を表 3-4 に示す。構成モデルには、関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルを用いる。なお、足立 - 岡モデルの粘性パラメータは、2.3.2 節の式(2.11)で示すように、二次圧密係数、初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  より設定している。また、それぞれのケースについて、透水係数を表 3-3 に従い変化させた場合と、一定とする場合について解析を行う。解析結果を示す図の凡例中では、関口 - 太田モデルを S0、足立 - 岡モデルを A0 で表し、透水係数を変化させる場合を kv、一定の場合を kc という略号を用いる。略号と対応するモデルを表 3-5 に示す。



(a)本研究における自重沈下

(b) 2000年レポートにおける

解析用モデル

自重沈下解析用モデル

図 3-3沈下解析用の解析モデル

表 3-4 各解析ケースにおいて変動させるパラメータ

Case 名	膨潤指数	ポアソン比	関口 - 太田モデル		足立 - 岡モデル	
			二次圧縮係数	初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ (1/h)	$m'$	$C(1/h)$
A1	0.07	0.001	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	62.5	$1.94 \times 10^{-15}$
A2	0.04	0.166	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	100.9	$1.94 \times 10^{-15}$
A3	0.01	0.400	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	140.1	$1.94 \times 10^{-15}$
B1	0.07	0.001	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	23.4	$4.75 \times 10^{-9}$
B2	0.04	0.166	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	37.8	$4.75 \times 10^{-9}$
B3	0.01	0.400	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	52.5	$4.75 \times 10^{-9}$
2000年レポート	0.07	0.400	$5.0 \times 10^{-4}$	$2.00 \times 10^{-8}$		

表 3-5 構成モデルと透水係数に関する略号

構成モデル	透水係数	略号
関口 - 太田モデル	変化	S0-A1 ~ A3-kv, S0-B1 ~ B3-kv
	一定	S0-A1 ~ A3-kc, S0-B1 ~ B3-kc
足立 - 岡モデル	変化	A0-A1 ~ A3-kv, A0-B1 ~ B3-kv
	一定	A0-A1 ~ A3-kc, A0-B1 ~ B3-kc

### 3.4.2 解析結果

各ケースの自重による沈下の経時変化を図 3-4 と図 3-5 に示す。また、一万年後における沈下量を表 3-6 に示す。表 3-6 には、2000 年レポートの結果も合わせて示す。

一万年後の沈下量は最大で 26.3mm である。この沈下量は、腐食膨張によるオーバーパック底面の変位量である 184.8mm と比較して十分小さな値であり、自重による沈下量は、変位という観点からは人工バリアシステムに優位な影響を及ぼすものではないといえる。

2000 年レポートとの比較では、各ケースの沈下量とも、2000 年レポートの沈下量である 5.1mm より大きな値となっている。粘性の影響が大きい B1 ~ B3 は、パラメータが異なることが主な要因であるが、2000 年レポートよりも粘性の影響が小さい A1 ~ A3 でも 7.39mm ~ 9.83mm と 2000 年レポートの沈下量よりも大きい。これは、2000 年レポートでは考慮していない埋め戻し部及び、緩衝材の自重と、上部の境界条件の差によるものであると考えられる。保守的な評価という観点から、自重沈下評価時には、埋め戻し部の考慮、緩衝材の自重の考慮、上部境界条件の上下方向非拘束を解析条件とすべきである。

パラメータ間の比較を行う。図 3-4 及び、図 3-5 から、沈下量の傾向は、構成モデルや透水係数の設定によらず粘性に関するパラメータを変化させた A1 ~ A3 と B1 ~ B3 の 2 組に明確に分離でき、B1 ~ B3 の沈下量が大きい。表 3-4 に示すように、B1 ~ B3 では、A1 ~ A3 と比較して二次圧縮指数  $n_2$  と一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  が大きい。二次圧縮指数  $n_2$  が大きいことは、一次元圧密終了後の変位-時間(対数)関係における勾配が大きい事を表しており、一次元圧密終了時の初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  が大きいことは、二次圧密の発現が早い事を意味する。つまり B1 ~ B3 は、粘性の影響が大きいケースであるといえることができる。一方、弾性に関する物性を変化させた A1 ~ A3 間の差や B1 ~ B3 間の差は、粘性に関する物性を変化させた場合と比較して小さい。以上の結果から、自重沈下に対しては、粘性パラメータである二次圧縮指数  $n_2$  と初期体積ひずみ速度  $\dot{v}_0$  の影響が大きいと言える。

構成モデル間の自重沈下の比較を図 3-6 に示す。透水係数を変化させた場合で比較すると、最終的な沈下量は B2 で 1.1mm、B3 で 2.1mm 関口 - 太田モデルの方が大きい、全沈下

量と比較してその差は小さく、両者の差はほとんどないと言える。

粘性の影響が少ない A1～A3 では、足立 - 岡モデルの沈下過程は、関口 - 太田モデルと比べて緩やかである。関口 - 太田モデルでは、粘性の影響が小さいパラメータでは弾塑性的な傾向が強くなる。一方、足立 - 岡モデルは、静的状態である弾塑性状態に徐々に近づくモデルである。この特性により、両者の沈下過程に差が生じたのだと考えられる。ただし、前述のように最終的な沈下量はほとんど差がなく、沈下過程には差があるものの、オーバーパックの自重沈下における構成モデル間の差異はほとんどない。

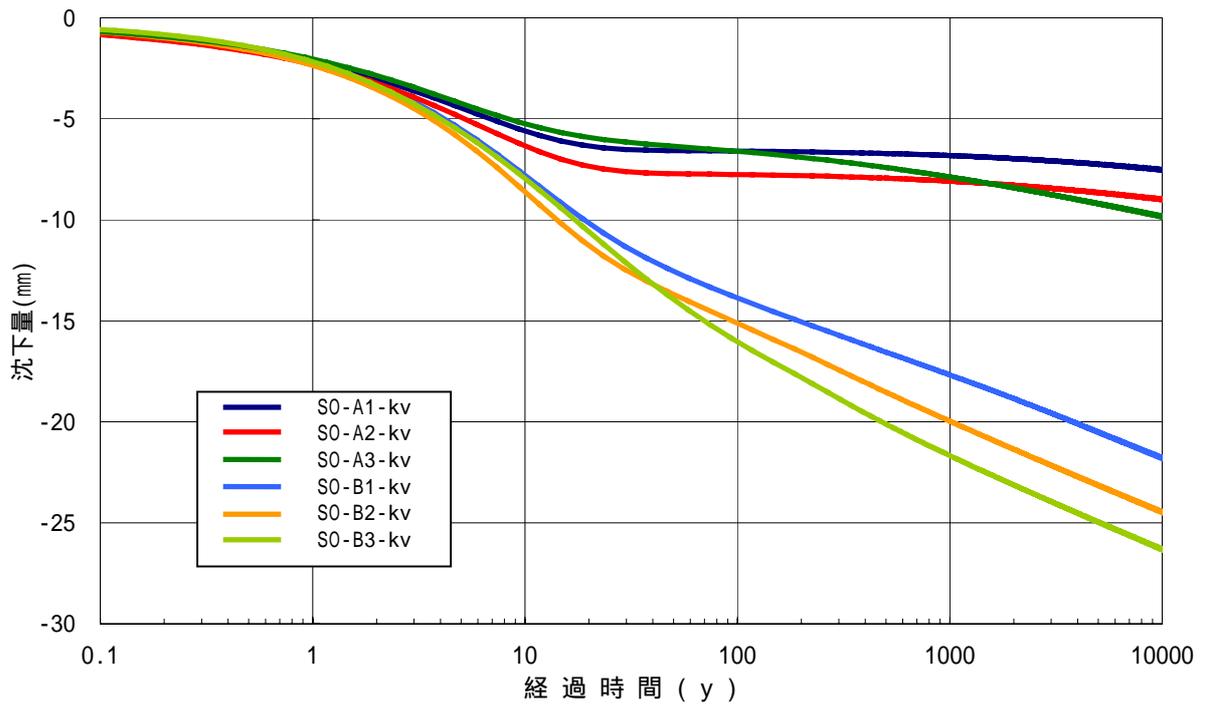
透水係数を変化させた場合と一定とした場合の比較を図 3-7 に示す。構成モデルやパラメータによらず両者の差はほとんどなく、透水係数の変化はオーバーパックの自重沈下にほとんど影響を及ぼさないと言える。

オーバーパック直下要素の応力パスを図 3-8 と図 3-9 に示す。図 3-8 は、関口 - 太田モデルで透水係数を変化させた場合であり、図 3-9 は、足立 - 岡モデルで透水係数を変化させた場合である。図中の p1～p4 は、要素内のガウス点を示す。両モデルとも透水係数を一定とした場合との差がほとんどなかったため、透水係数が一定の場合は省略した。

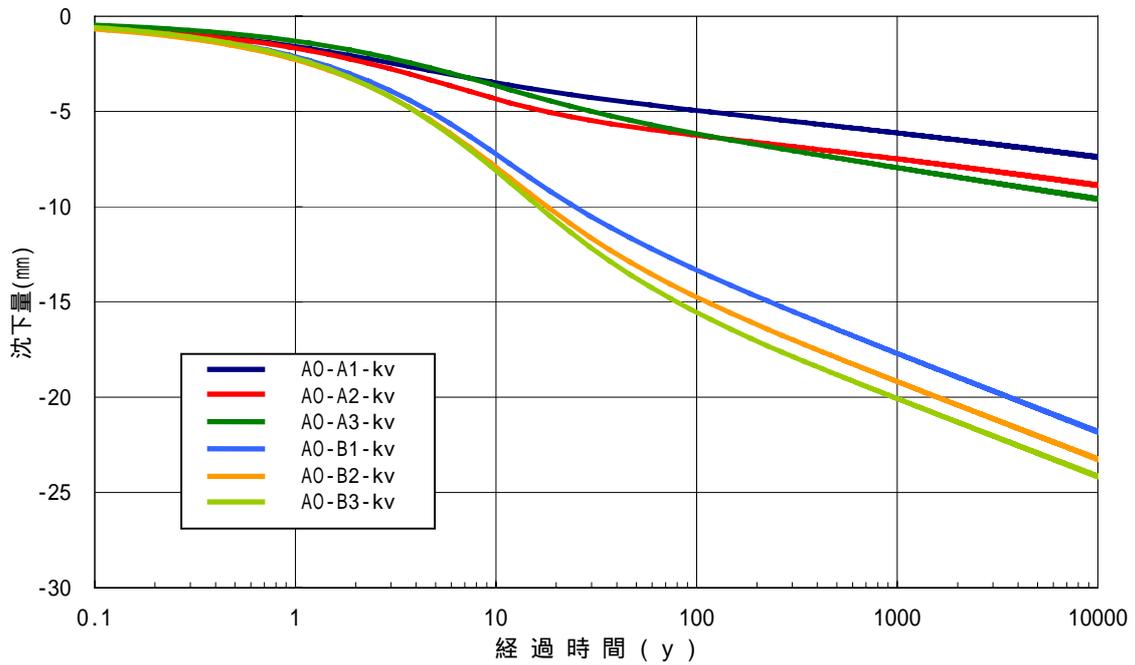
応力比に関しては、最大でも 0.2 以下であり、応力的には問題がないことがわかる。

初期における応力パスは、粘性の影響と近似的に非排水とみなせることから、平均有効応力  $p$  がほぼ一定のまま、軸差応力  $q$  が上昇する。その後、時間の経過に伴い圧密が進行し、 $p$  が大きくなり、応力の再配分により  $q$  が減少している。また、平均有効応力  $p$  の値は、最大で 200kPa 程度上昇しており、オーバーパックの自重沈下が緩衝材の応力に及ぼす影響はその程度であるといえることができる。

図 3-10～図 3-13 に最終ステップにおける平均有効応力のコンター図を示す。オーバーパックの沈下によって、オーバーパック直下の平均有効応力が上昇しており、変形量の大きい B1～B3 における値が大きいことがわかる。尚、沈下量のスケールは 10 倍して図化しており、応力は引張りを正にしている。

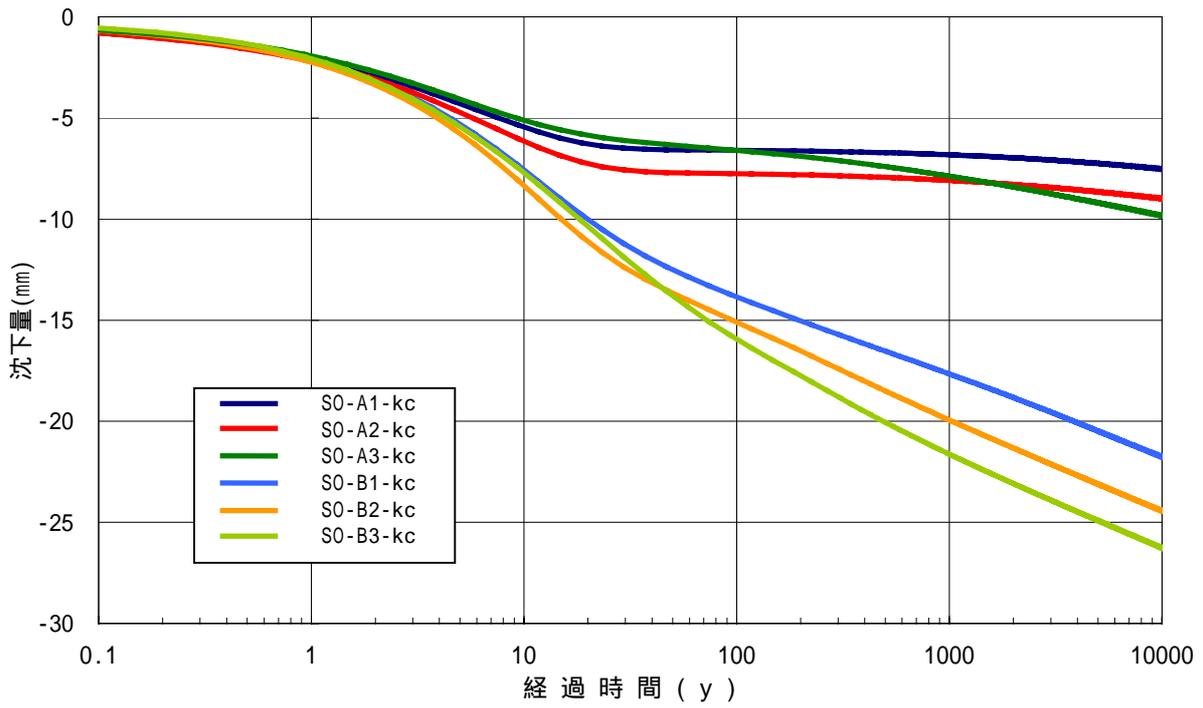


(a) 関口 - 太田モデル

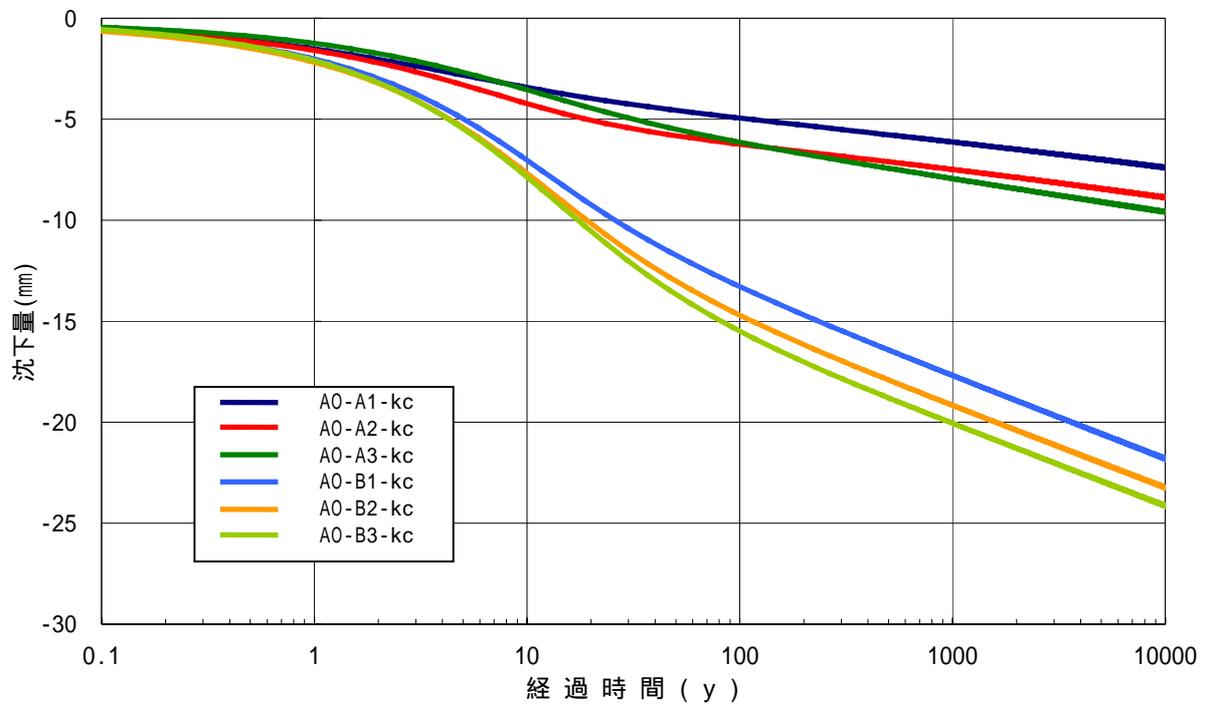


(b) 足立 - 岡モデル

図 3-4 自重による沈下量の経時変化(透水係数を変化させる場合)



(a) 関口 - 太田モデル

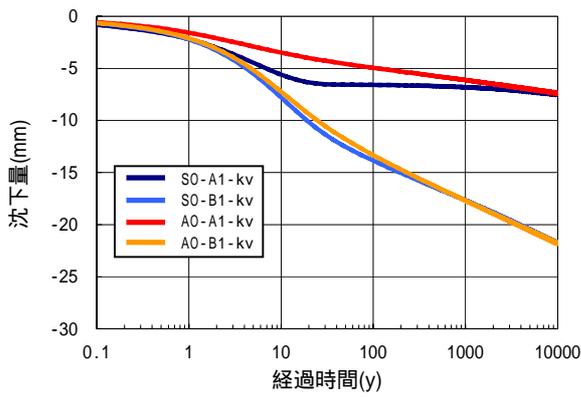


(b) 足立 - 岡モデル

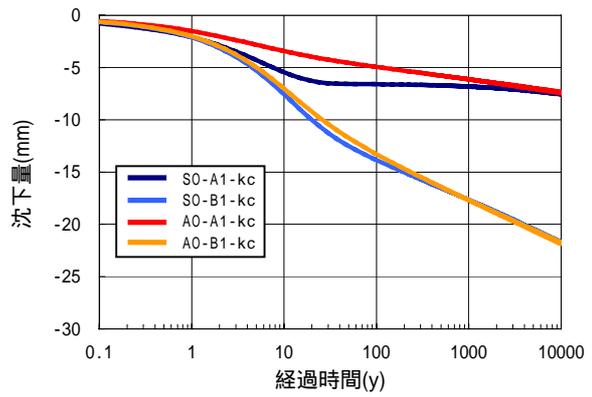
図 3-5 自重による沈下量の経時変化(透水係数一定の場合)

表 3-6 各ケースにおける一万年後の沈下量

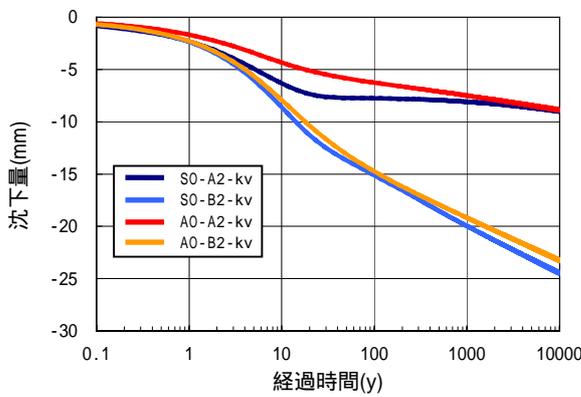
構成モデル	透水係数	ケース番号	沈下量(mm)
関口 - 太田モデル(SO)	変動(kv)	A1	7.52
		A2	8.99
		A3	9.83
		B1	21.79
		B2	24.47
		B3	26.31
	一定(kc)	A1	7.52
		A2	8.99
		A3	9.83
		B1	21.76
		B2	24.43
		B3	26.27
足立 - 岡モデル(AO)	変動(kv)	A1	7.39
		A2	8.87
		A3	9.59
		B1	21.81
		B2	23.25
		B3	24.16
	一定(kc)	A1	7.39
		A2	8.87
		A3	9.59
		B1	21.80
		B2	23.23
		B3	24.14
2000年レポート 関口 - 太田モデル	一定		5.10



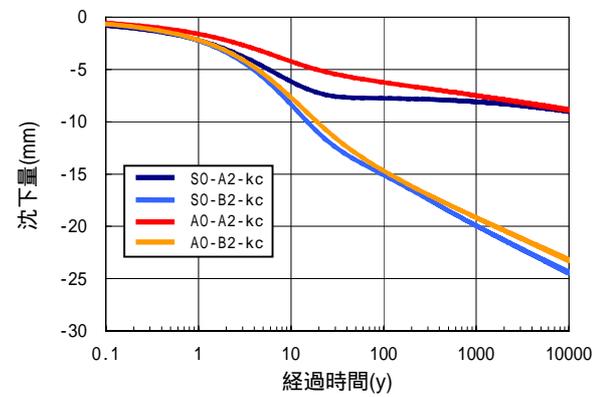
(a) caseA1 と caseB1 (透水係数変化)



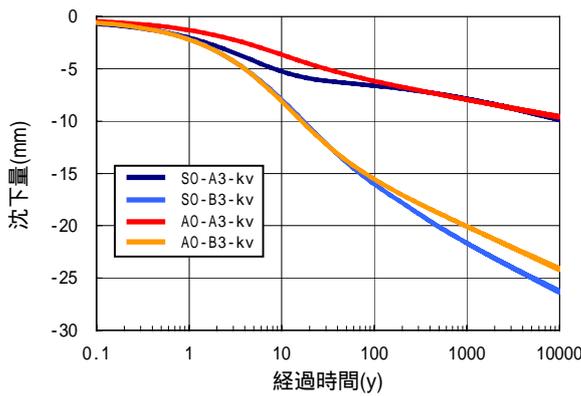
(b) caseA1 と caseB1 (透水係数一定)



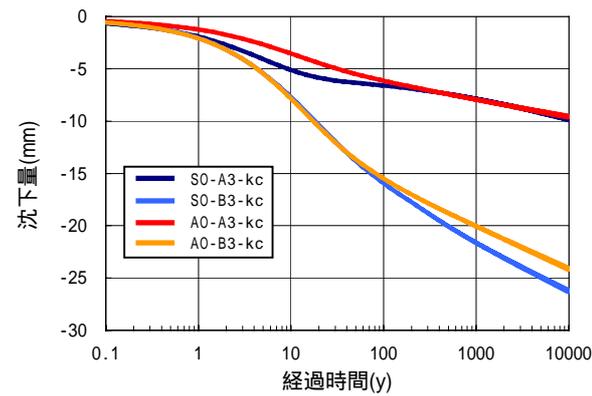
(c) caseA2 と caseB2 (透水係数変化)



(d) caseA2 と caseB2 (透水係数一定)

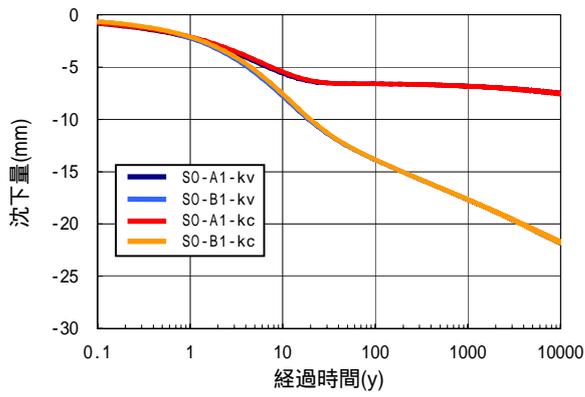


(e) caseA3 と caseB3 (透水係数変化)

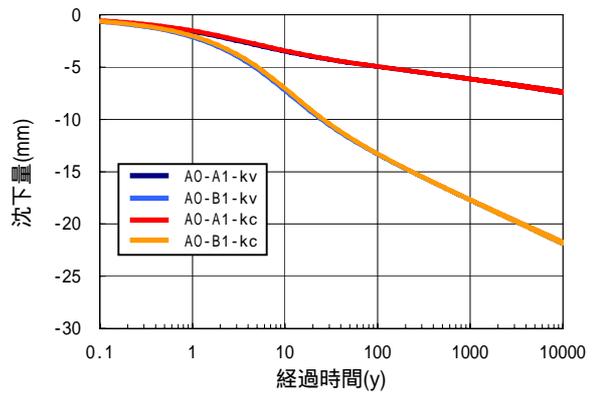


(f) case5 と case6 (透水係数一定)

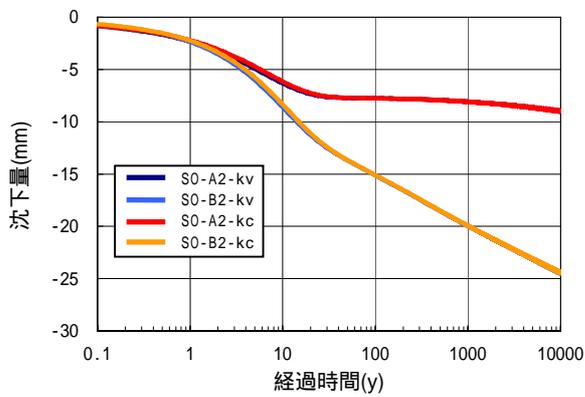
図 3-6 構成モデル間の自重沈下における差異



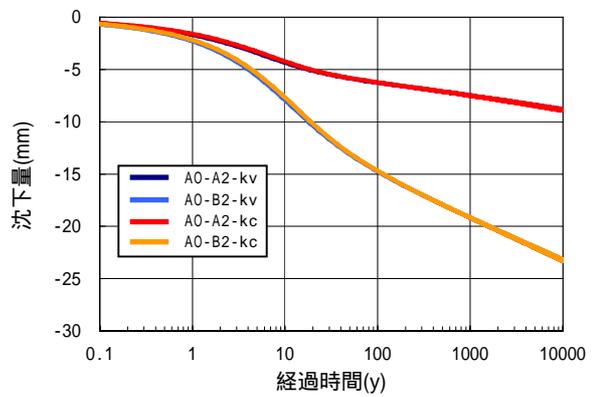
(a) caseA1 と caseB1(関口 - 太田モデル)



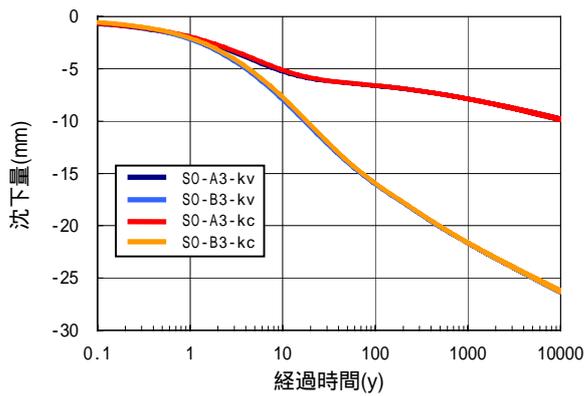
(b) caseA1 と caseB1(足立 - 岡モデル)



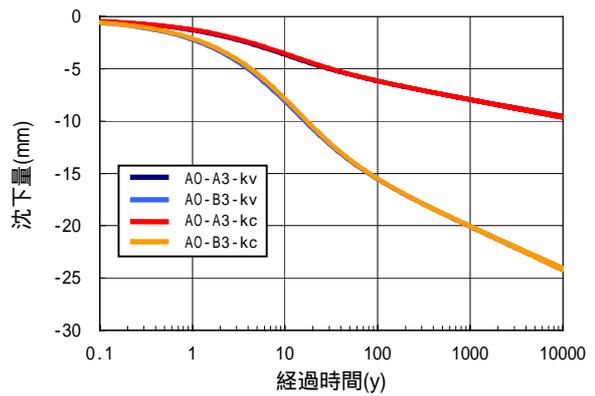
(c) caseA2 と caseB2 (関口 - 太田モデル)



(d) caseA2 と caseB2(足立 - 岡モデル)

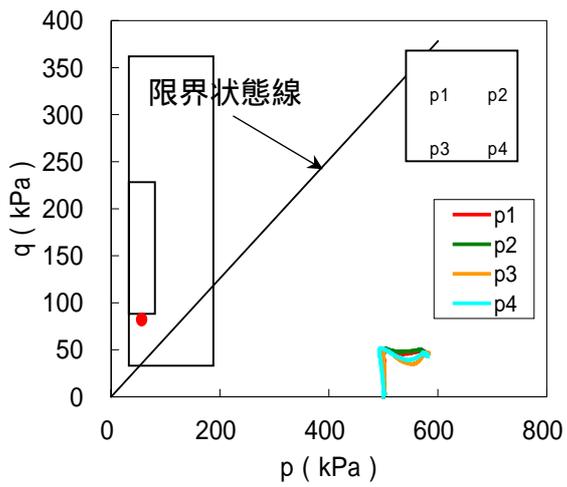


(e) caseA3 と caseB3(関口 - 太田モデル)

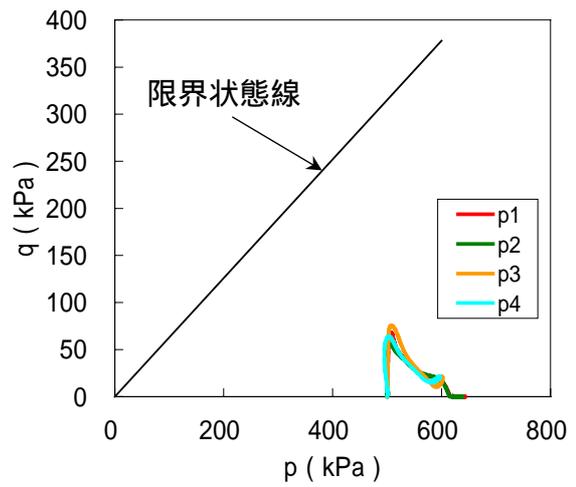


(f) caseA3 と caseB3(足立 - 岡モデル)

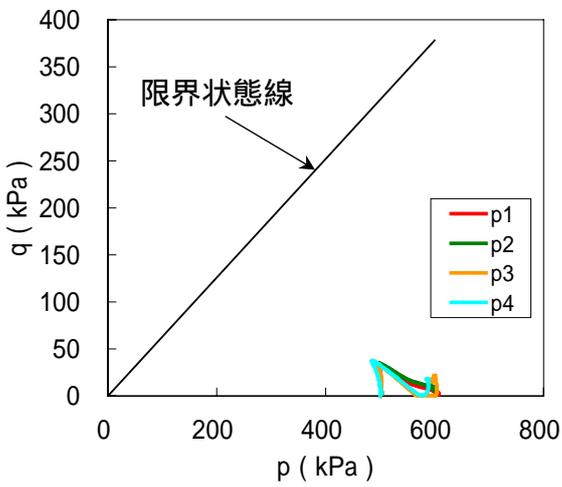
図 3-7 透水係数が変化する場合と一定の場合における自重沈下の差異



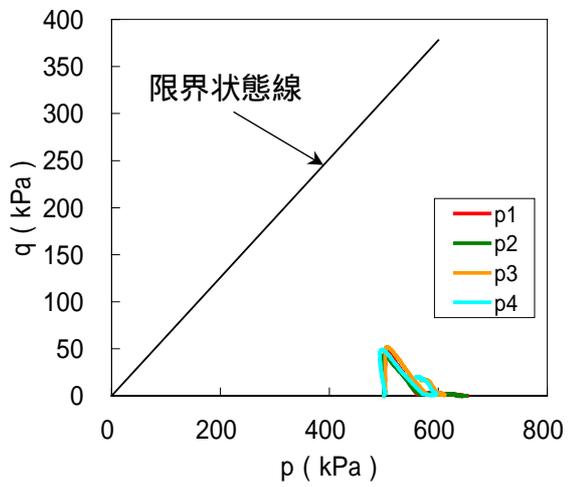
(a) CaseA1



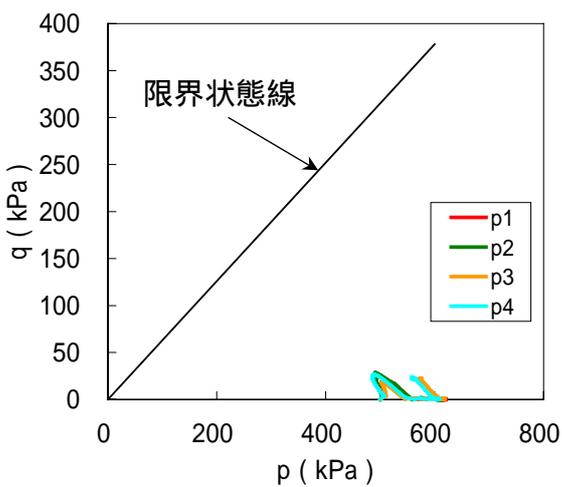
(b) CaseB1



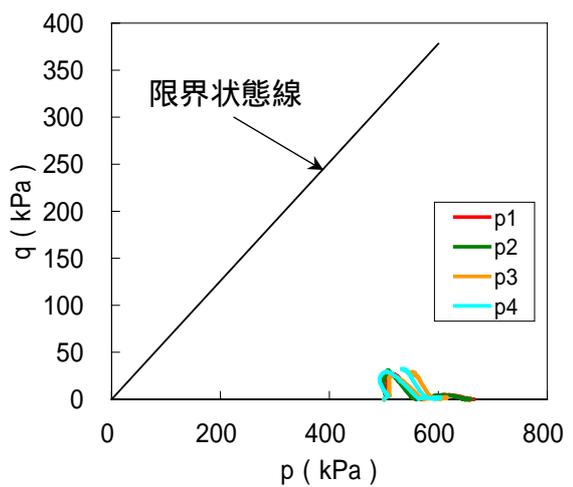
(c) CaseA2



(d) CaseB2

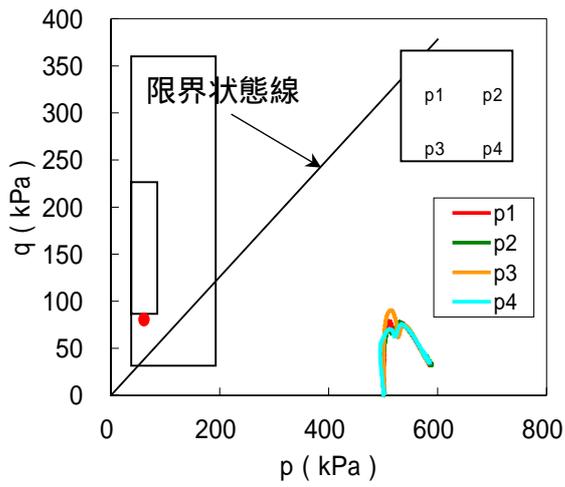


(e) CaseA3

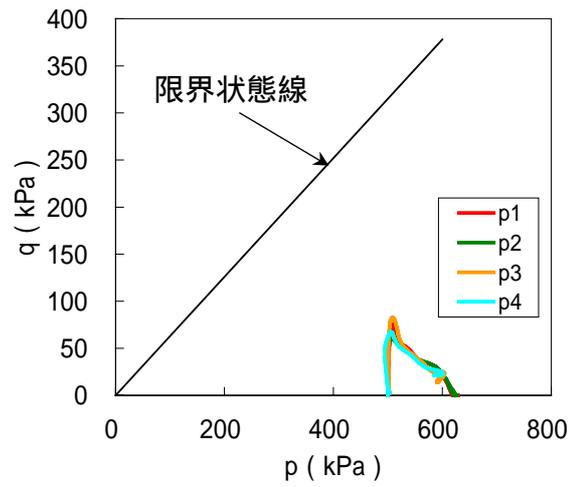


(f) CaseB3

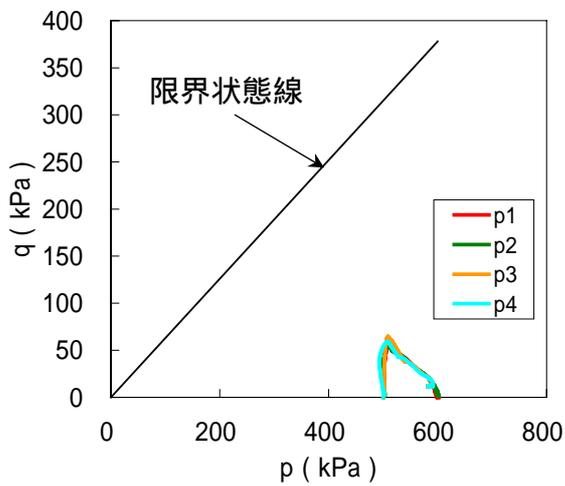
図 3-8 オーバーバック直下の応力パス(関口 - 太田モデル, 透水係数変化)



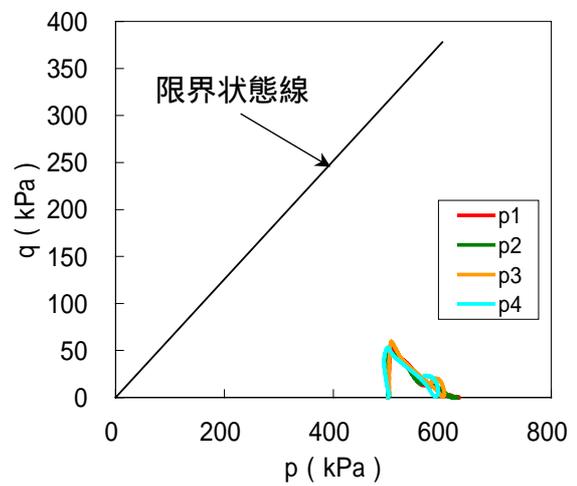
(a) CaseA1



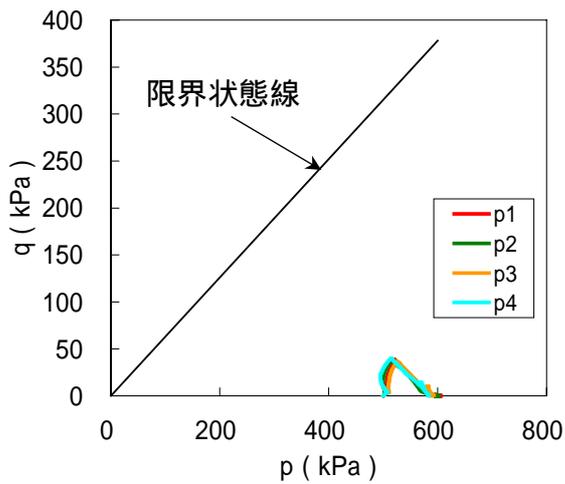
(b) CaseB1



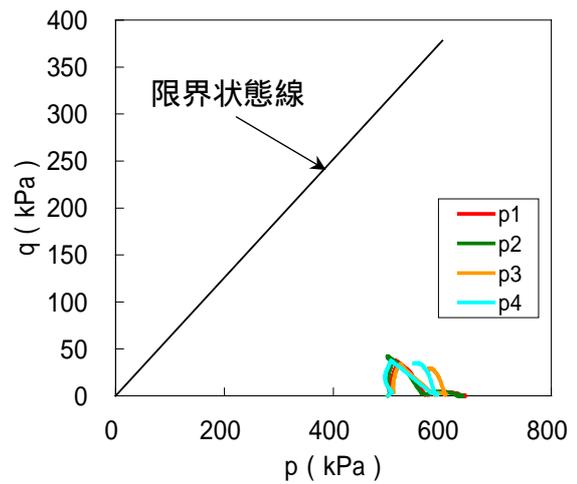
(c) CaseA2



(d) CaseB2



(e) CaseA3



(f) CaseB3

図 3-9 オーバーバック直下の応力パス(足立 - 岡モデル, 透水係数変化)

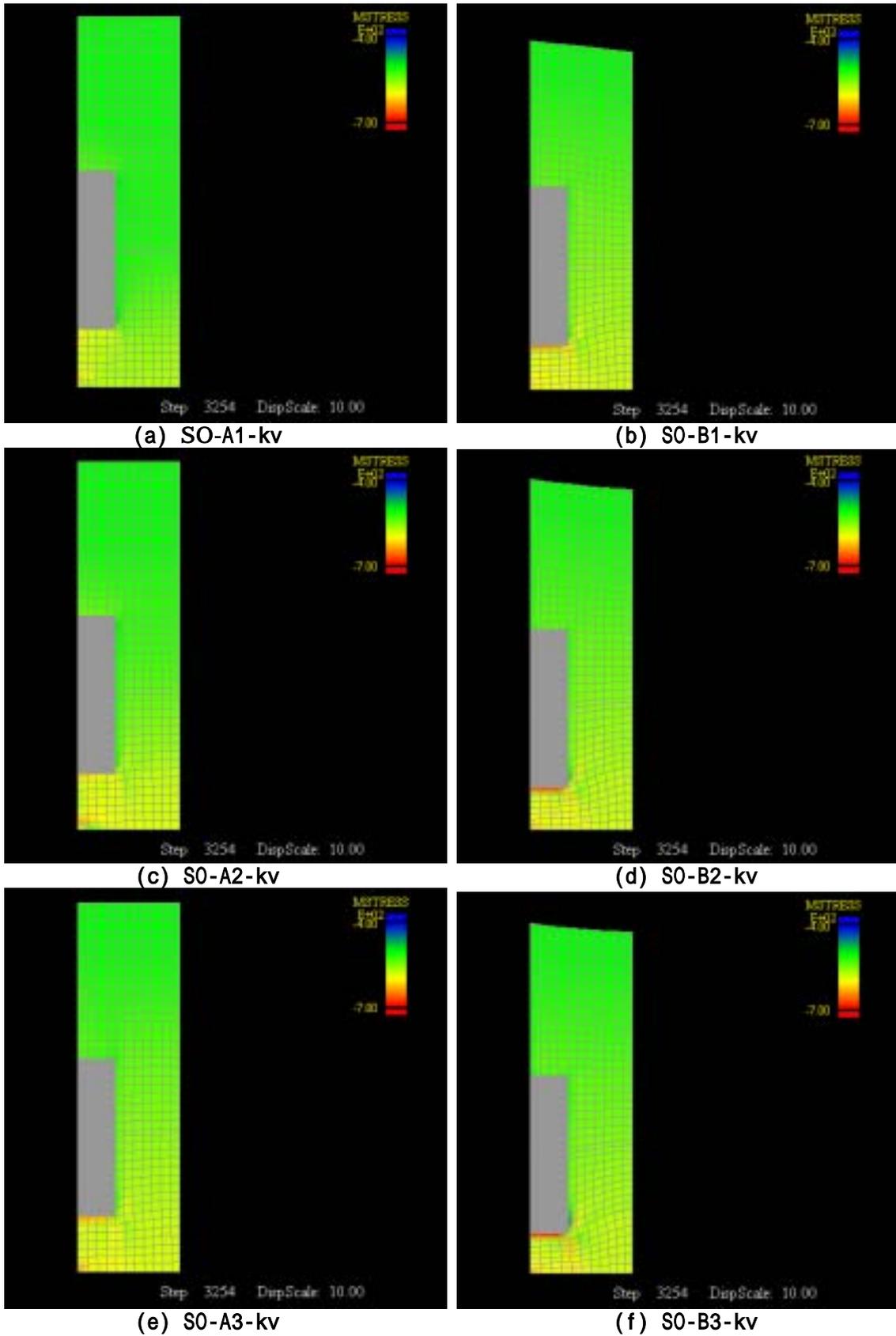


図 3-10 平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

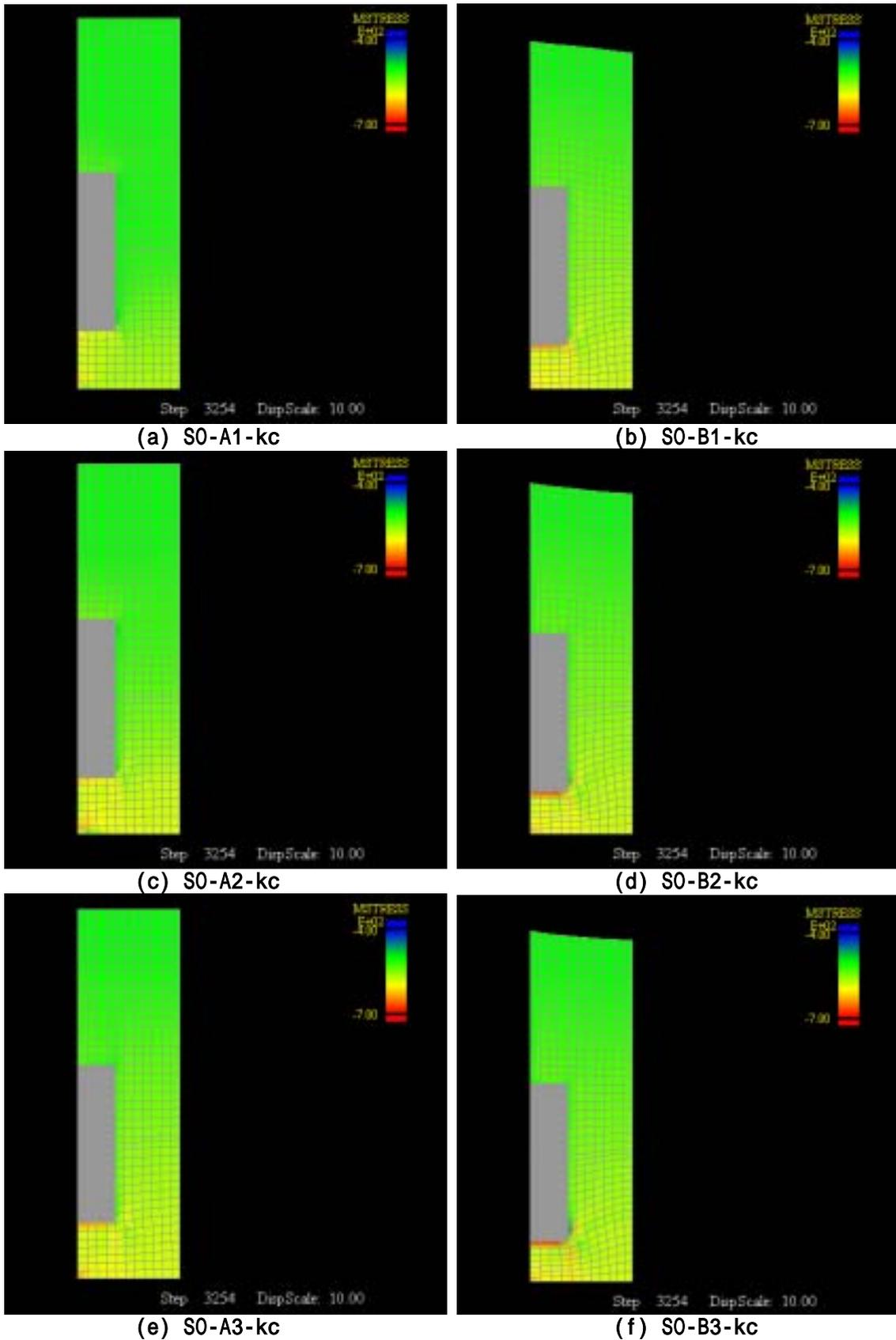


図 3-11 平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

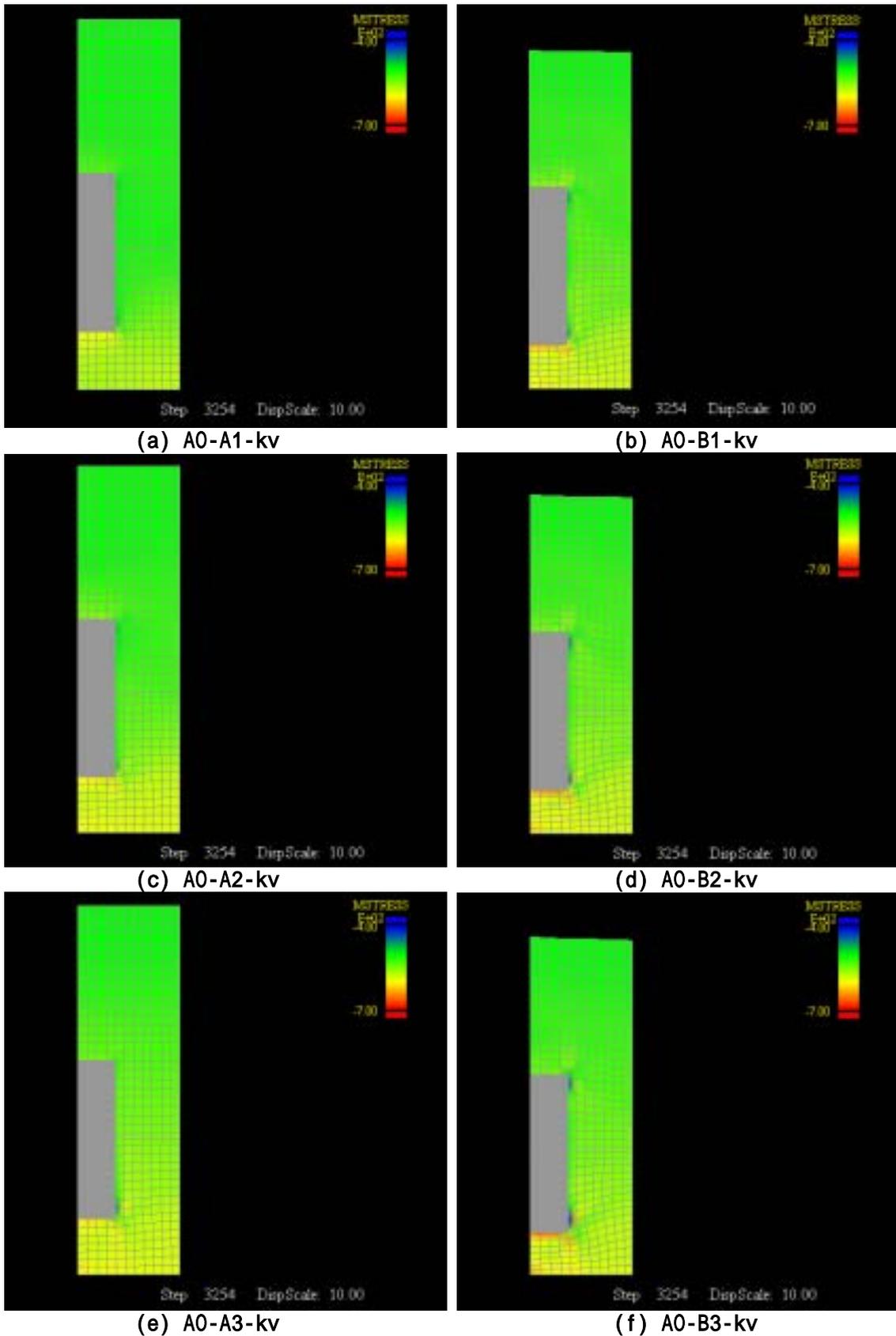


図 3-12 平均有効応力コンター図(足立 - 岡モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

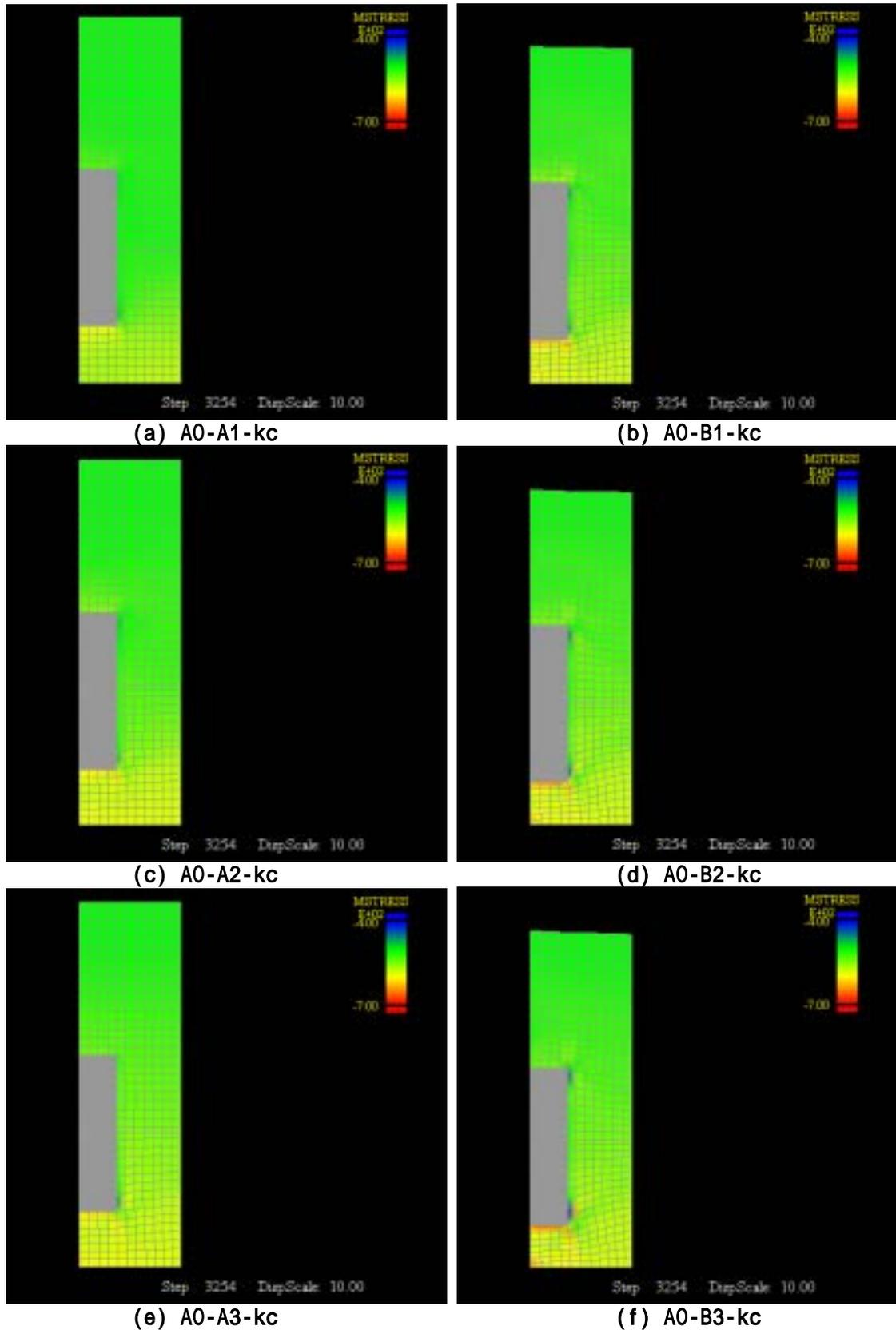


図 3-13 平均有効応力のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

### 3.5 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析

オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析を行い、これらが人工バリアシステムに及ぼす影響について、次の観点から検討を行う。

緩衝材の破壊により、オーバーパックの大規模な沈下が発生しないか

適用する構成モデル間で顕著な差異が表れるか

オーバーパックの腐食膨張と自重沈下が緩衝材に及ぼす影響に対して、感度の高いパラメータは何か

透水係数に関する変動の有無が結果にどのような影響を及ぼすか

#### 3.5.1 解析方法

オーバーパックの腐食膨張は変位による制御を行うため、強制変位を与えることにより表す。従って、オーバーパック底面における変位を強制変位で固定することになるため、直接的にはオーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析は不可能である。そこで、本解析においては図 3-14 に示す方法によって、オーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析を行う。

本方法においては、始めに、オーバーパックの膨張のみを考慮した解析を行う。膨張は、4,750 年で終了し、その後 10,000 年まで形状が保たれると仮定する。強制変位を与える節点では、解析の結果として反力が計算される。この反力を取り出せば、オーバーパックの膨張と同様な変位を与える節点力を求めることができる。そこで、オーバーパックの膨張のみを考慮した解析から、オーバーパックの強制変位を与えているオーバーパックと緩衝材の境界上の節点における反力を、時間ステップ毎にファイルに保存する。次に、オーバーパックの膨張解析から得られた反力を、オーバーパックと緩衝材の境界上の節点に節点力として与え、オーバーパックの自重を考慮した解析を行う。これら一連の手続きにより、オーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析を行うことができる。

構成モデルには関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルを用いる。物性値には、3.3 節で述べた A1 ~ A3, B1 ~ B3 の値を用いる。透水係数については、変形に伴い変化させる場合と一定とする場合を設ける。以上合計で 24 ケースについて検討する。表 3-7 に変動させる物性値と対応するケース番号を再掲する。また、表 3-8 に結果の凡例に示す構成モデルと透水係数に関する略号を再掲する。

解析モデルと境界条件を図 3-15 に再掲する。オーバーパックの膨張による影響を評価

するので、自重沈下計算とは異なり、モデル上面の上下方向変位を拘束している。

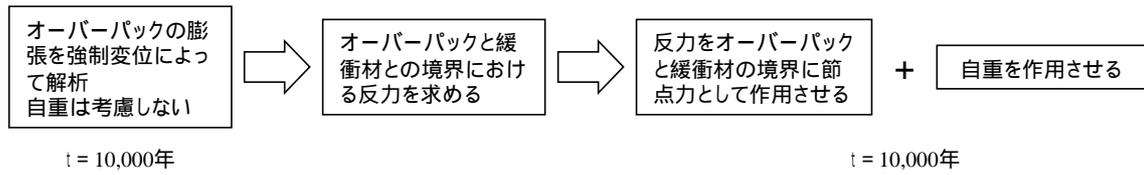


図 3-14 オーバーバックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析手法

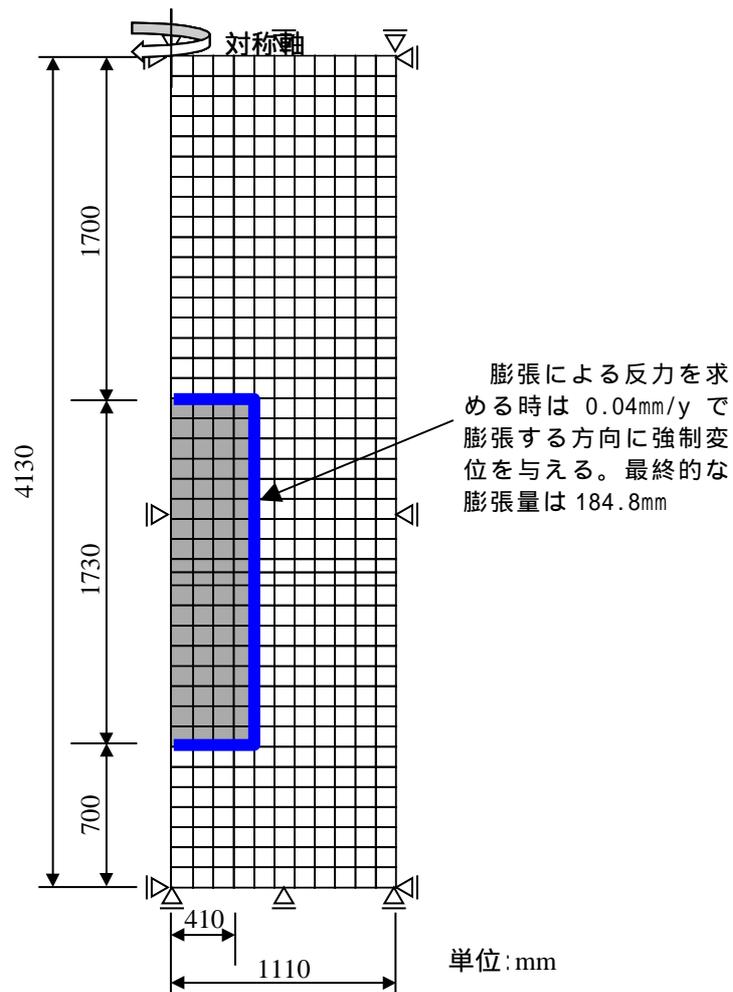


図 3-15 オーバーバックの腐食膨張と自重沈下同時解析に用いる解析モデルと境界条件

表 3-7 各解析ケースにおいて変動させるパラメータ

Case 名	膨潤指数	ポアソン比	関口 - 太田モデル		足立 - 岡モデル	
			二次圧縮係数	初期体積ひずみ速度 $\dot{v}_0$ (1/h)	$m'$	$C$ (1/h)
A1	0.07	0.001	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	62.46	$1.94 \times 10^{-15}$
A2	0.04	0.166	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	23.42	$1.94 \times 10^{-15}$
A3	0.01	0.400	$4.5 \times 10^{-4}$	$1.00 \times 10^{-15}$	100.92	$1.94 \times 10^{-15}$
B1	0.07	0.001	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	37.84	$4.75 \times 10^{-9}$
B2	0.04	0.166	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	140.10	$4.75 \times 10^{-9}$
B3	0.01	0.400	$1.2 \times 10^{-3}$	$2.45 \times 10^{-9}$	52.54	$4.75 \times 10^{-9}$

表 3-8 構成モデルと透水係数に関する略号

構成モデル	透水係数	略号
関口 - 太田モデル	変化	S0-A1 ~ A3-kv, S0-B1 ~ B3-kv
	一定	S0-A1 ~ A3-kc, S0-B1 ~ B3-kc
足立 - 岡モデル	変化	A0-A1 ~ A3-kv, A0-B1 ~ B3-kv
	一定	A0-A1 ~ A3-kc, A0-B1 ~ B3-kc

### 3.5.2 解析結果

#### (1) オーバーパック底面の変位

オーバーパック底面における変位の経時変化を図 3-16 と図 3-17 に示す。また、最終的な沈下量を表 3-9 に示す。

図からいずれのケースにおいても、オーバーパックの大規模な沈下は発生しておらず、オーバーパックの膨張終了後、沈下量はほぼ一定である。オーバーパックの膨張終了後の沈下量がほぼ一定であるのは、次の2つの理由によると考えられる。緩衝材が全体的な破壊に至っていない、膨張終了後、形状を維持するようにオーバーパックに作用する力と比較して、オーバーパックの自重による影響が小さい。とも後述する緩衝材の応力状態に関する節で詳しく述べる。

最終沈下量は、表 3-9 に示すように、18.69cm ~ 19.21cm である。一方、膨張のみの場合 18.48cm なので、自重による沈下量は 0.21cm ~ 0.73cm である。3.4 節で示した自重沈下量は、上部境界を拘束していないので、0.75cm ~ 2.63cm と若干大きい、自重により付加される沈下量はこれと同程度であり、この値からも大規模な沈下が生じていないことがわかる。

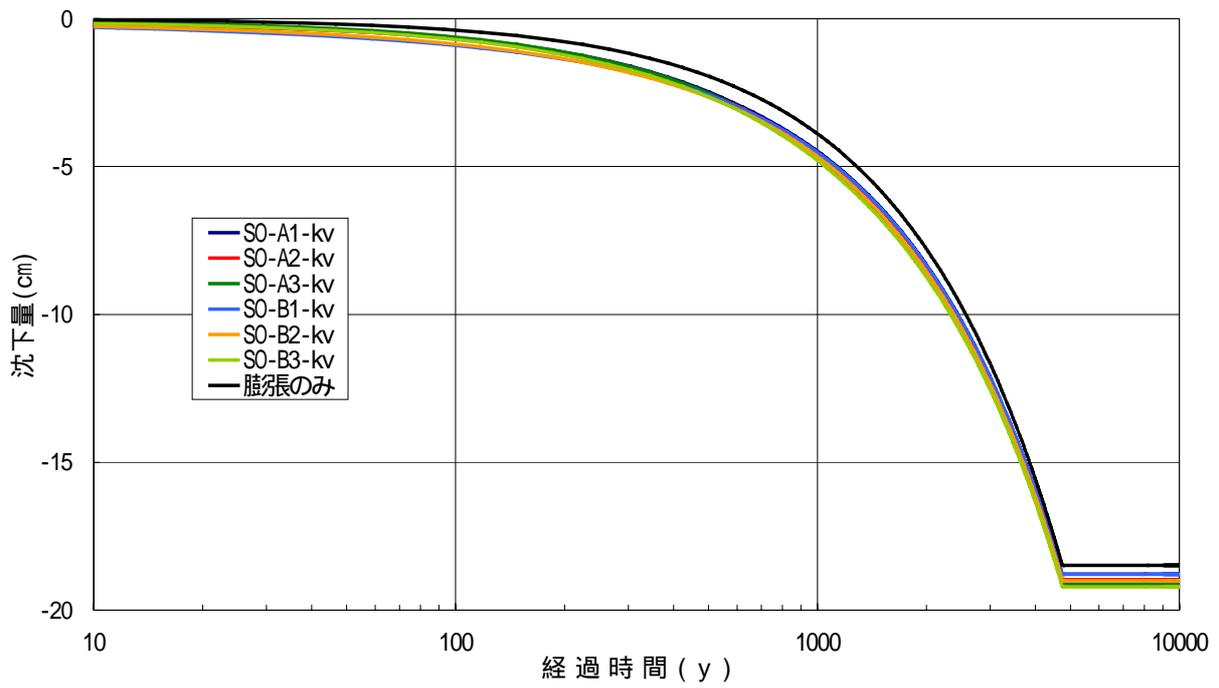
パラメータの変動による差異は、沈下量全体からみた場合、図 3-16 と図 3-17 に示すようにごくわずかである。表 3-9 に示した最終沈下量によると、関口 - 太田モデルで透水

係数が変動する場合、A1 と B3 との差が最も大きく 0.43cm である。沈下量の差は、膨潤指数 とポアソン比 を変化させた A1～A3 または、B1～B3 間で大きく、膨潤指数 が小さいほど最終沈下量が大きくなる。圧縮指数 は全ケースで共通なので、膨潤指数 が小さいということは、ダイレイタンスーが大きいことを意味する。オーバーパックの腐食膨張に伴い発生するせん断力によって、ダイレイタンスーによる塑性体積ひずみが発生する。このため、ダイレイタンスーが大きくなる膨潤指数 が小さいケースで、沈下量が大きくなると考えられる。

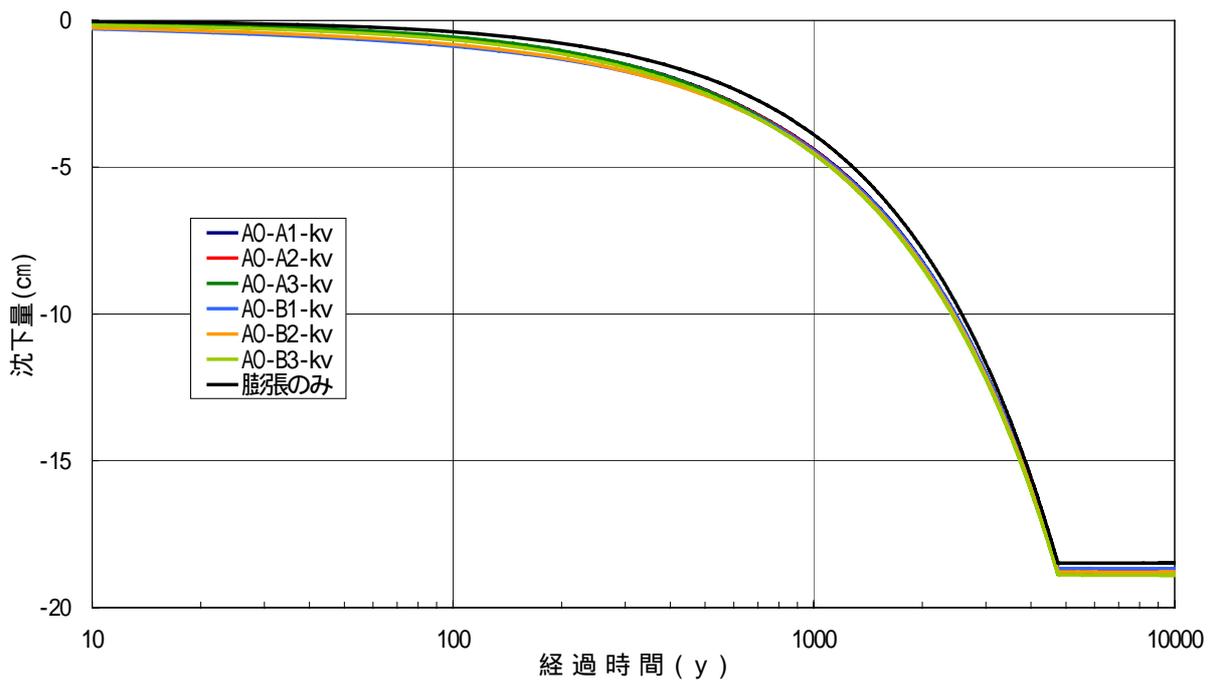
一方、粘性パラメータが異なる A と B との間では、最終沈下量の差異はほとんどない。本研究では、オーバーパックの膨張を強制変位で与えている。オーバーパックの膨張が終了する 4,750 年以降、オーバーパックの変位は拘束されることになり、それに対する反力は形状を維持する力となる。この反力を用いて、膨張と自重の同時解析を行うが、形状を維持しようとする力の影響が大きく、時間とともに二次圧密が進行するような状態にならない。このため、最終沈下量でみた場合、粘性パラメータの変化による差異はほとんど生じないものと考えられる。粘性パラメータの変化による差異は、後述するように応力緩和という形で、緩衝材の応力状態の差に大きく表れる。

構成モデル間の差異は、関口 - 太田モデルの最終沈下量が若干大きい傾向があるが、全体の沈下量と比較するとごくわずかな差である。また、沈下の経時変化に関しても図 3-18 に示すようにほとんど差がない。

透水係数変化の有無による差異に関しても、最終沈下量と図 3-19 に示す沈下の経時変化にはほとんど差が見られない。

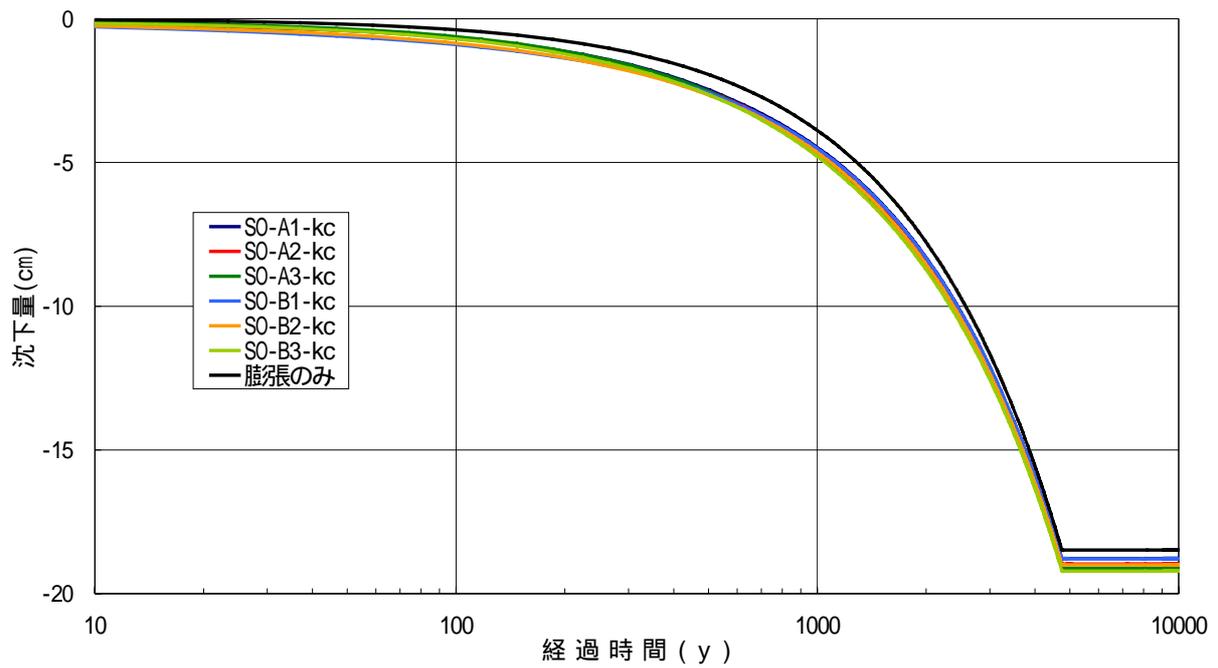


(a) 関口 - 太田モデル

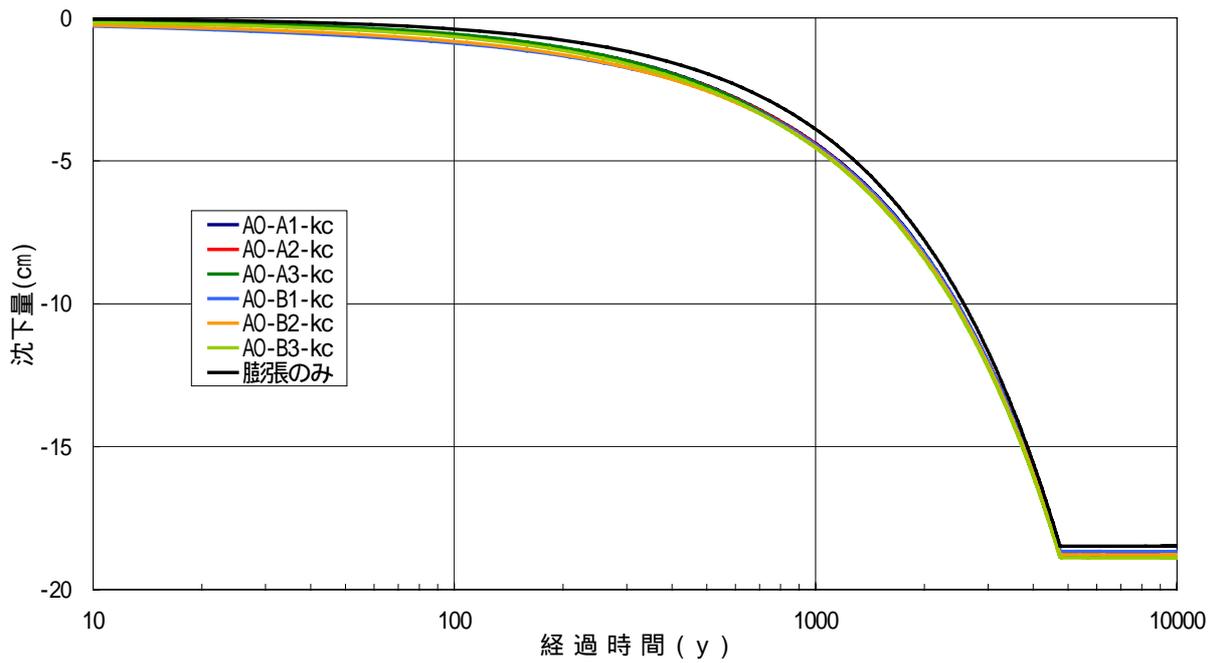


(b) 足立 - 岡モデル

図 3-16 オーバーバックの膨張と自重を考慮した場合の沈下量(透水係数変化)



(a) 関口 - 太田モデル

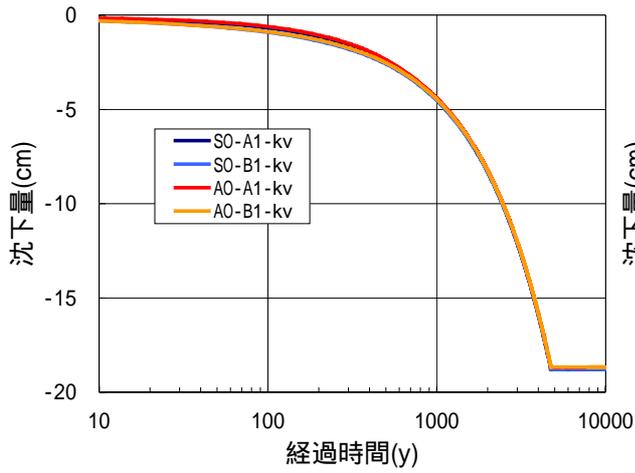


(b) 足立 - 岡モデル

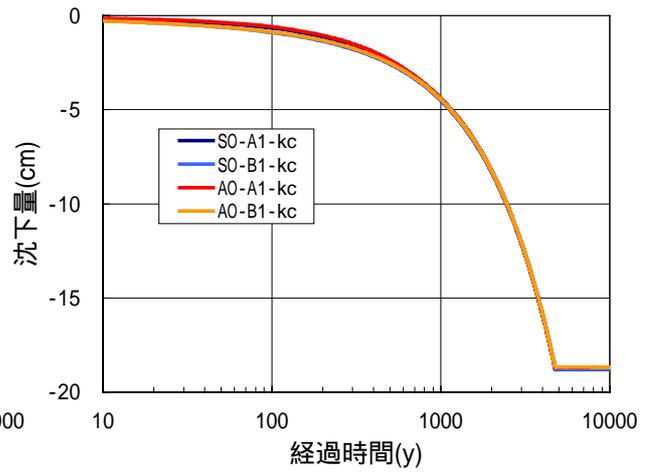
図 3-17 オーバーバックの膨張と自重を考慮した場合の沈下量(透水係数一定)

表 3-9 各ケースの一万年後の沈下量

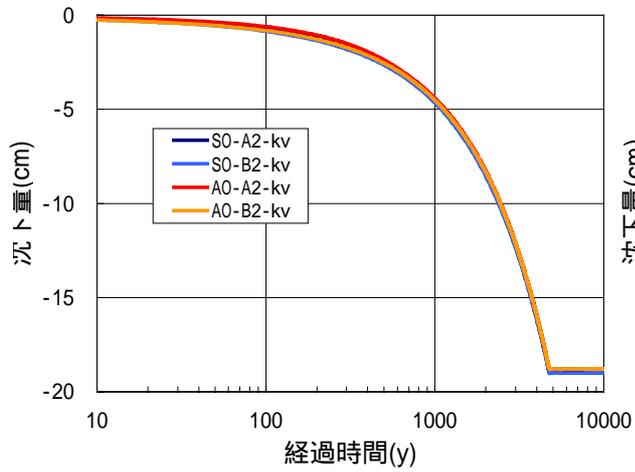
構成モデル	透水係数	ケース番号	沈下量(cm)
関口 - 太田モデル	変動	A1	18.78
		A2	18.97
		A3	19.11
		B1	18.79
		B2	19.00
		B3	19.21
	一定	A1	18.78
		A2	18.97
		A3	19.12
		B1	18.79
		B2	19.00
		B3	19.21
足立 - 岡モデル	変動	A1	18.69
		A2	18.78
		A3	18.86
		B1	18.67
		B2	18.79
		B3	18.89
	一定	A1	18.69
		A2	18.79
		A3	18.86
		B1	18.67
		B2	18.79
		B3	18.89
膨脹のみ			18.48



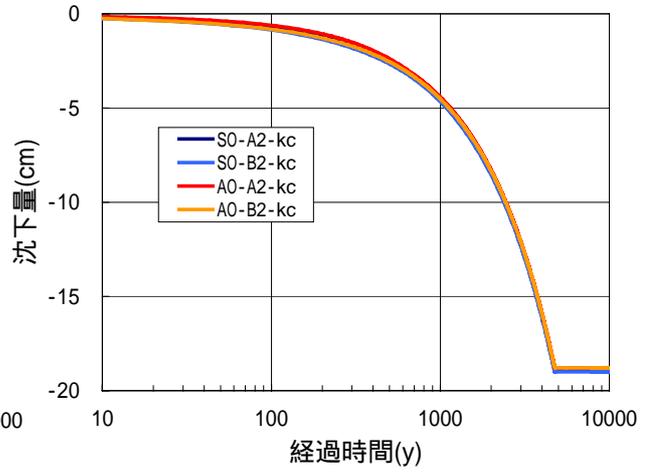
(a) A1 と B1 (透水係数変化)



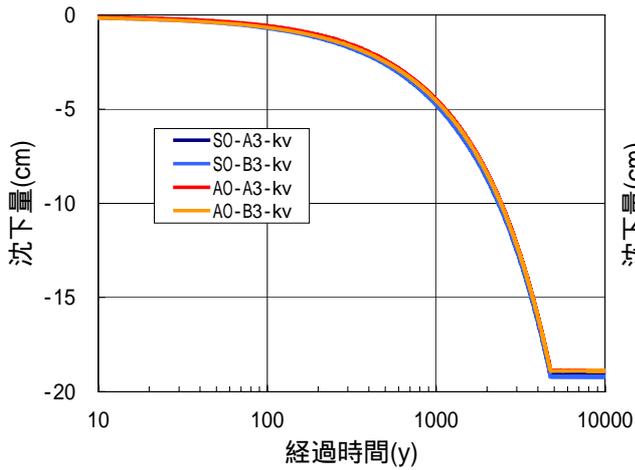
(b) A1 と B1 (透水係数一定)



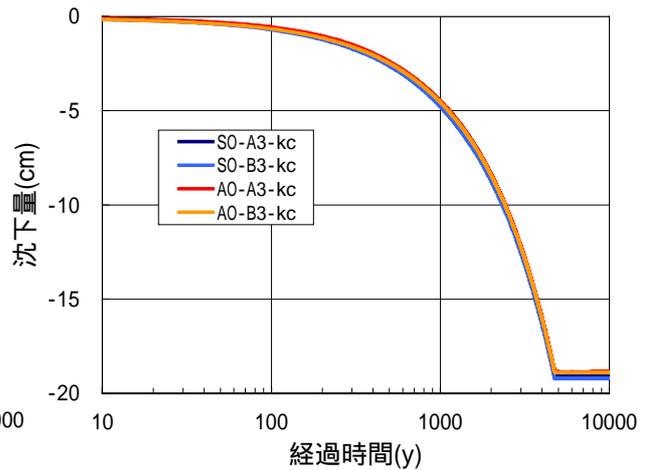
(c) A2 と B2 (透水係数変化)



(d) A2 と B2 (透水係数一定)

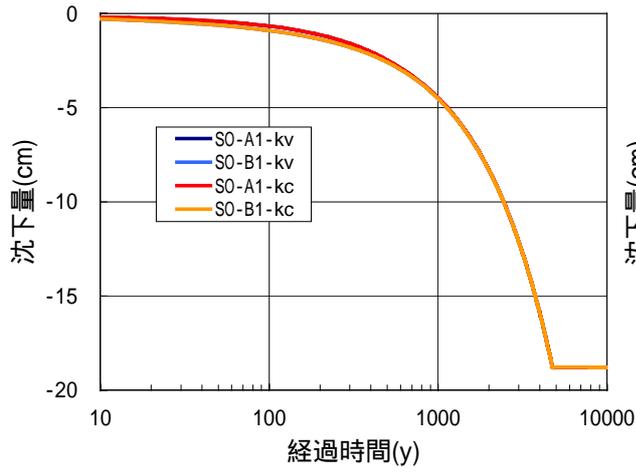


(e) A3 と B3 (透水係数変化)

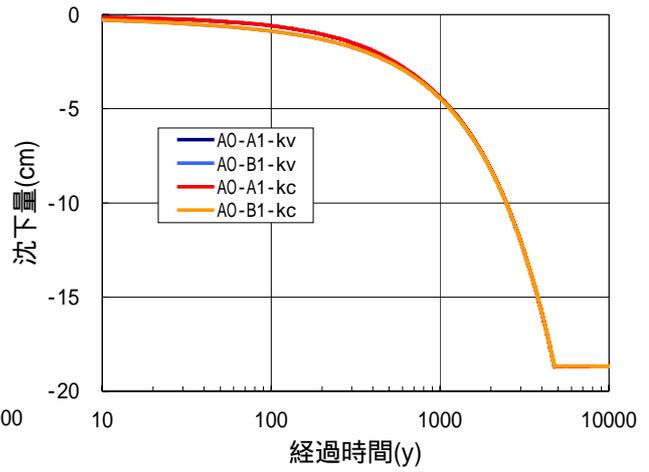


(f) A3 と B3 (透水係数一定)

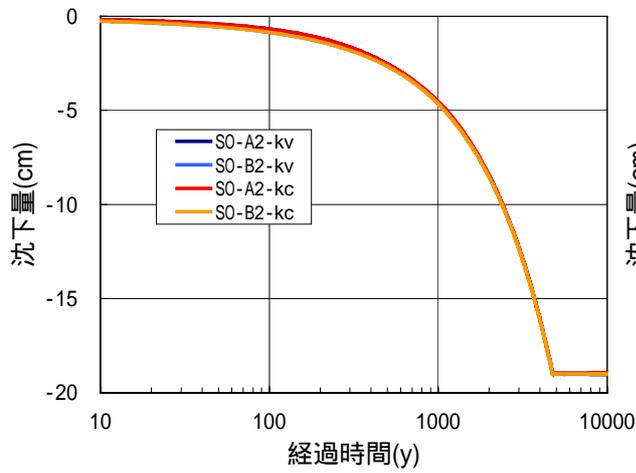
図 3-18 オーバーパックの沈下量に対する構成モデル間の比較



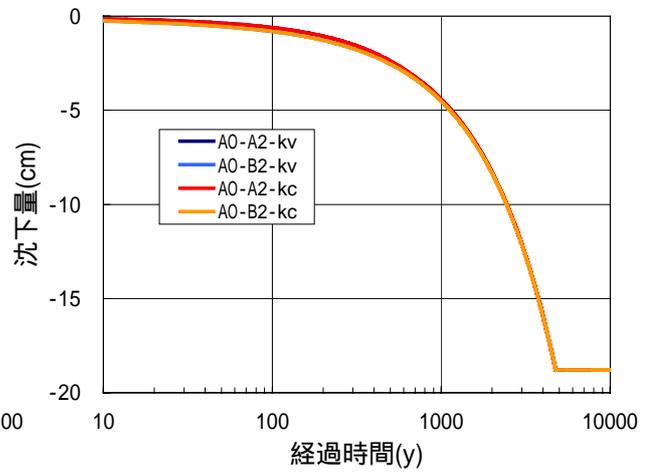
(a) A1 と B1 (関口 - 太田モデル)



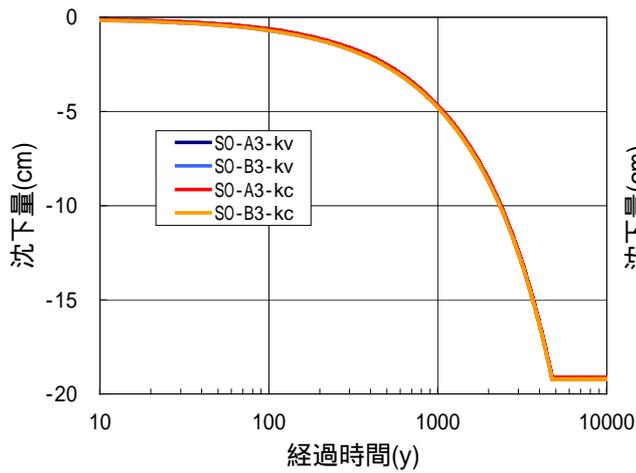
(b) A1 と B1 (足立 - 岡モデル)



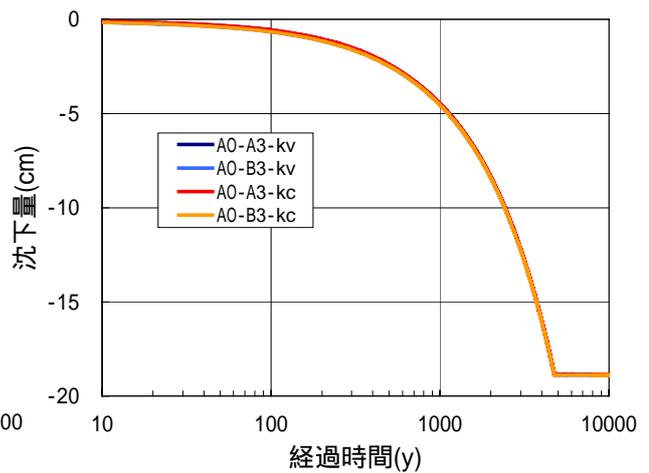
(c) A2 と B2 (関口 - 太田モデル)



(d) A2 と B2 (足立 - 岡モデル)



(e) A3 と B3 (関口 - 太田モデル)



(f) A3 と B3 (足立 - 岡モデル)

図 3-19 オーバーバックの沈下量に対する透水係数の変化有無における比較

## (2) 緩衝材の応力状態

図 3-20～図 3-23 に、オーバーパックの腐食膨張完了時における応力比を限界応力比  $M$  で割った値のコンター図を示す。これは、0 から 1 の値で、1 ならば限界応力状態にあることを示す指標である。

図より、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ことがわかる。ただし、オーバーパック周辺部が限界状態に達しているものの、全体的な破壊には至っていない。

パラメータ間の比較を行う。いずれの構成モデルにおいても、粘性パラメータが異なる A と B では大きな差は見られないが、膨潤指数 に関しては、その値が大きいほど広い範囲にわたり  $q/M_p$  が大きくなっている。このことから、限界状態を示す指標である  $q/M_p$  は、粘性パラメータよりも膨潤指数 に対する感度が大きいといえる。

膨潤指数 が大きいほど、応力度が大きくなるのは、3.4 節における自重沈下で述べたのとは逆に、膨潤指数 が大きいほど、ダイレイタンスーによる変形が起こりにくく、オーバーパックの腐食膨張を主体とする変形を発生させた場合、大きな応力が発生するためである。

以上の結果から、応力度に関する健全性を調べる場合には、膨潤指数 の大きなパラメータを使用すべきであると言える。

構成モデル間に関しては、両者に顕著な差異は見られない。また、透水係数の変化の有無に関しても、両者に差異は見られない。

図 3-24 から図 3-35 にオーバーパック周辺要素の応力パスを示す。透水係数変化の有無については、 $q/M_p$  のコンター図における差がほとんど見られなかったことから、透水係数を変化させた場合についてのみを示す。図中の番号は、要素内のガウス点の番号を示す。オーバーパックに近いガウス点では引張りとせん断により、限界状態線の上側で膨張かつ軟化し、ほとんど応力を負担していない。一方、オーバーパックから離れたガウス点では、圧縮により硬化し、大きな応力を負担している。

構成モデル間を比較すると足立 - 岡モデルでは、膨張終了後の応力緩和が大きく表れているが、その他の傾向については大きな差異はない。応力緩和が大きく表れている点については、足立 - 岡モデルでは関口 - 太田モデルと比較して、粘性の影響が大きく表れていることを示している。これは、時間を陽に含む関口 - 太田モデルにおいて粘性の影響が小さく見積もられていることが原因であると考えられる。

膨潤 指数について比較を行う。圧縮を受けるガウス点において、膨潤指数 の大きな A1, B1 での応力が大きい。これは、 $q/M_p$  のコンター図に関して述べたように、膨潤指数 が大きいほど変形しにくいいためである。

粘性パラメータの比較では、粘性の影響が小さな A で応力が大きい。これは、粘性による変形が小さいことにより、同程度の変形を発生するのに大きな負荷が必要となるためである。

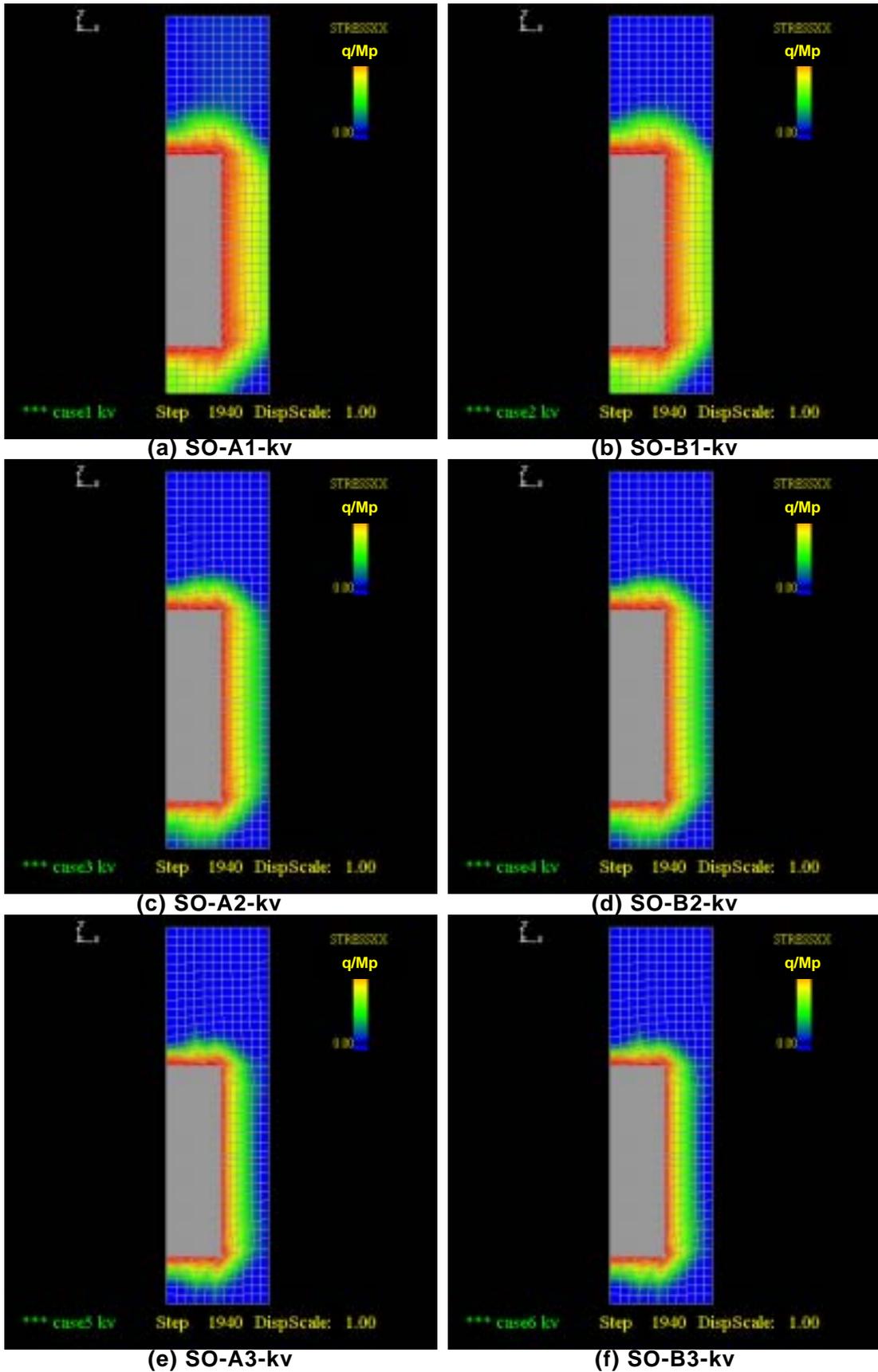


図 3-20 オーバーバック膨張終了時における  $q/Mp$  のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化)

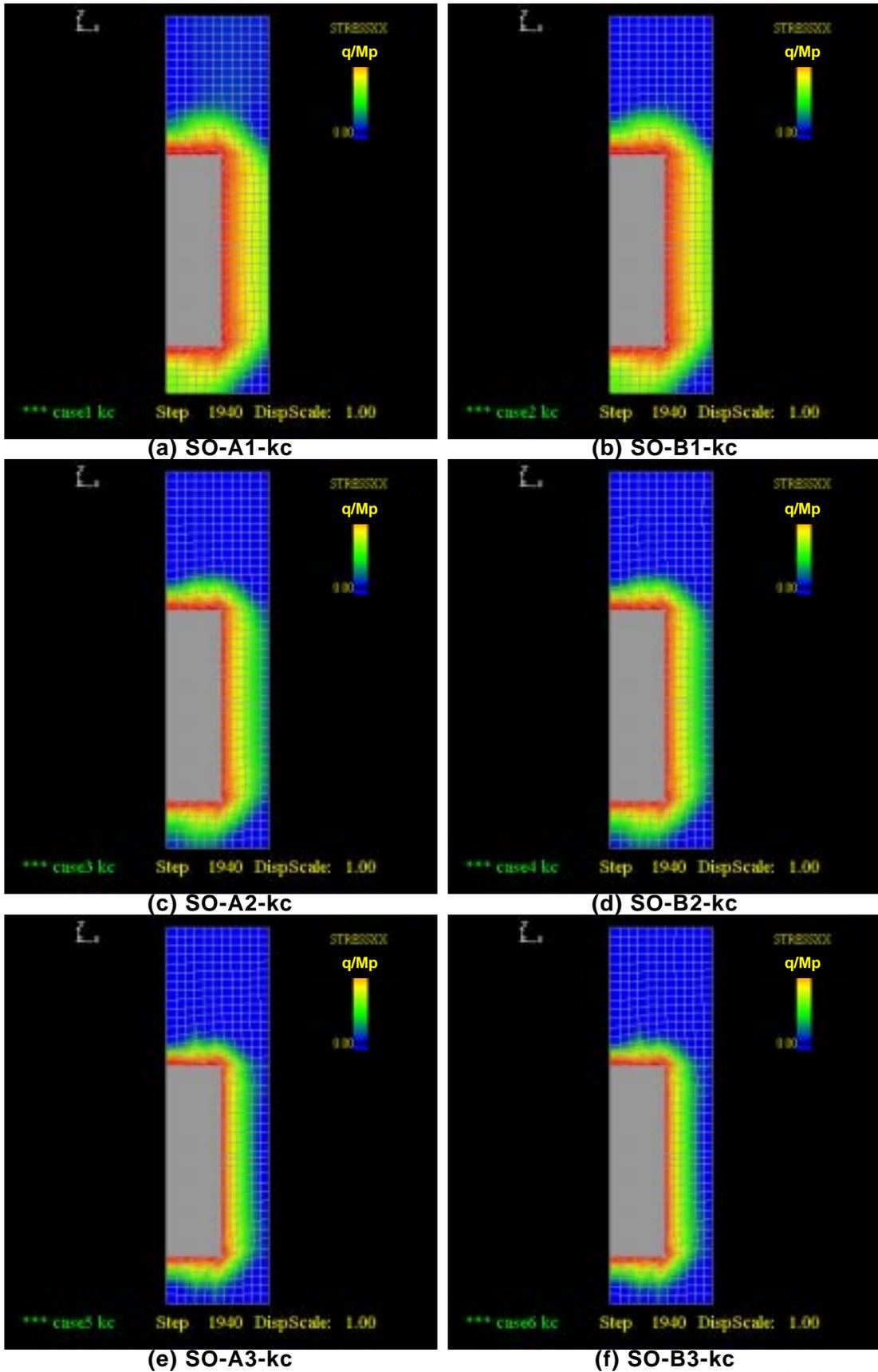


図 3-21 オーバーバック膨張終了時における  $q/Mp$  のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定)

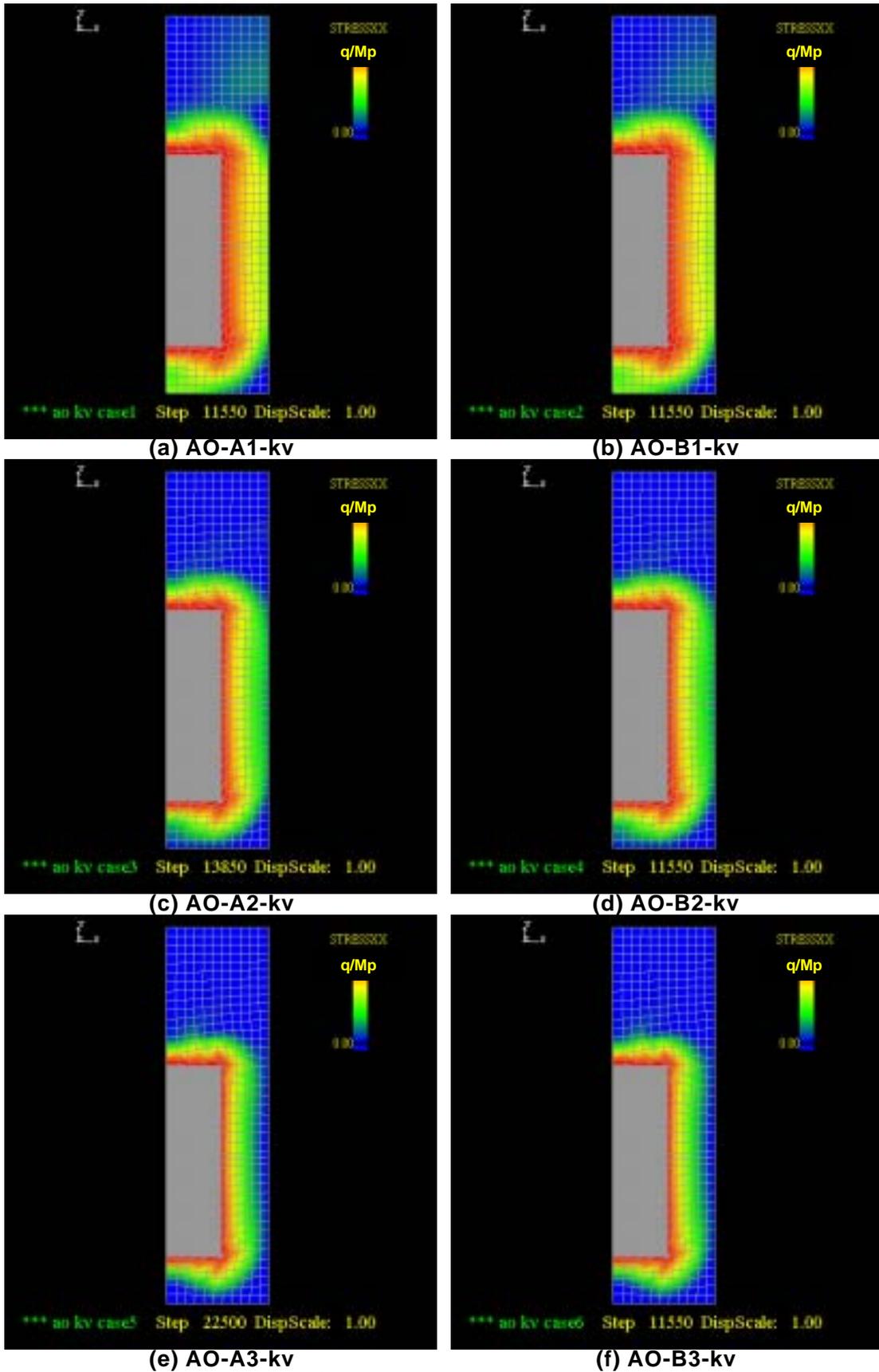


図 3-22 オーバーバック膨張終了時における  $q/Mp$  のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数変化)

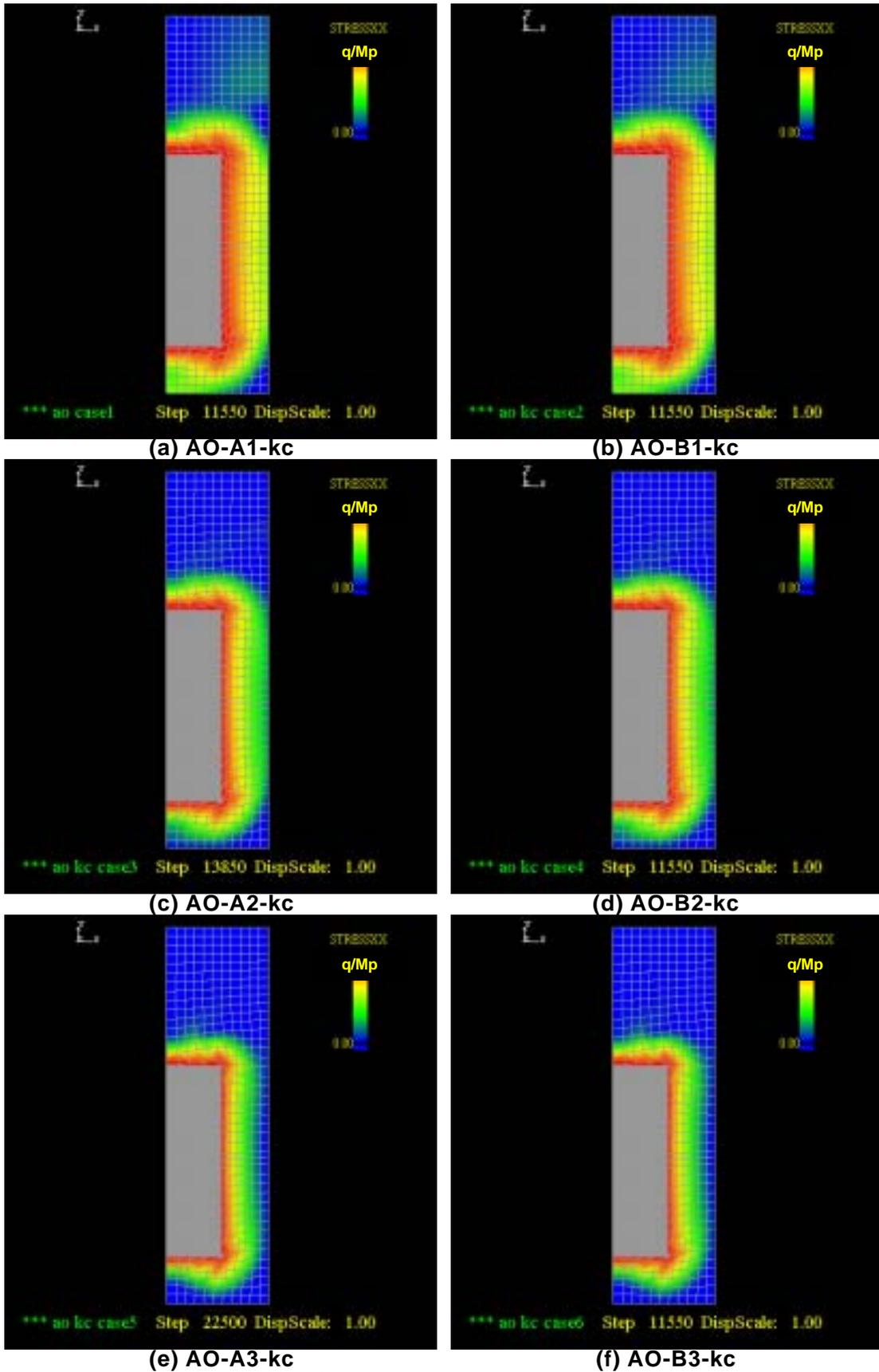


図 3-23 オーバーバック膨張終了時における $q/Mp$ のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定)

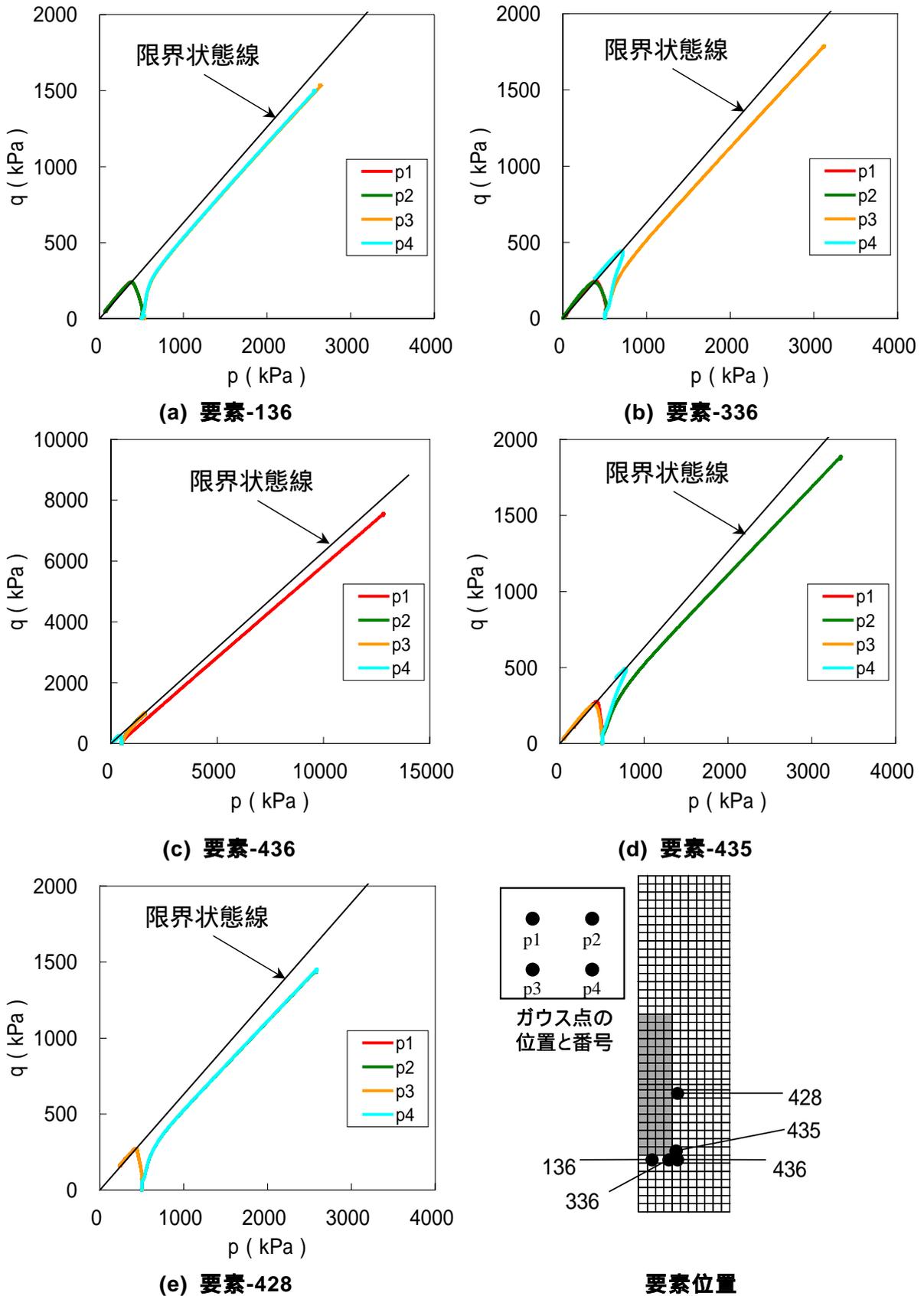


図 3-24 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A1-kv)

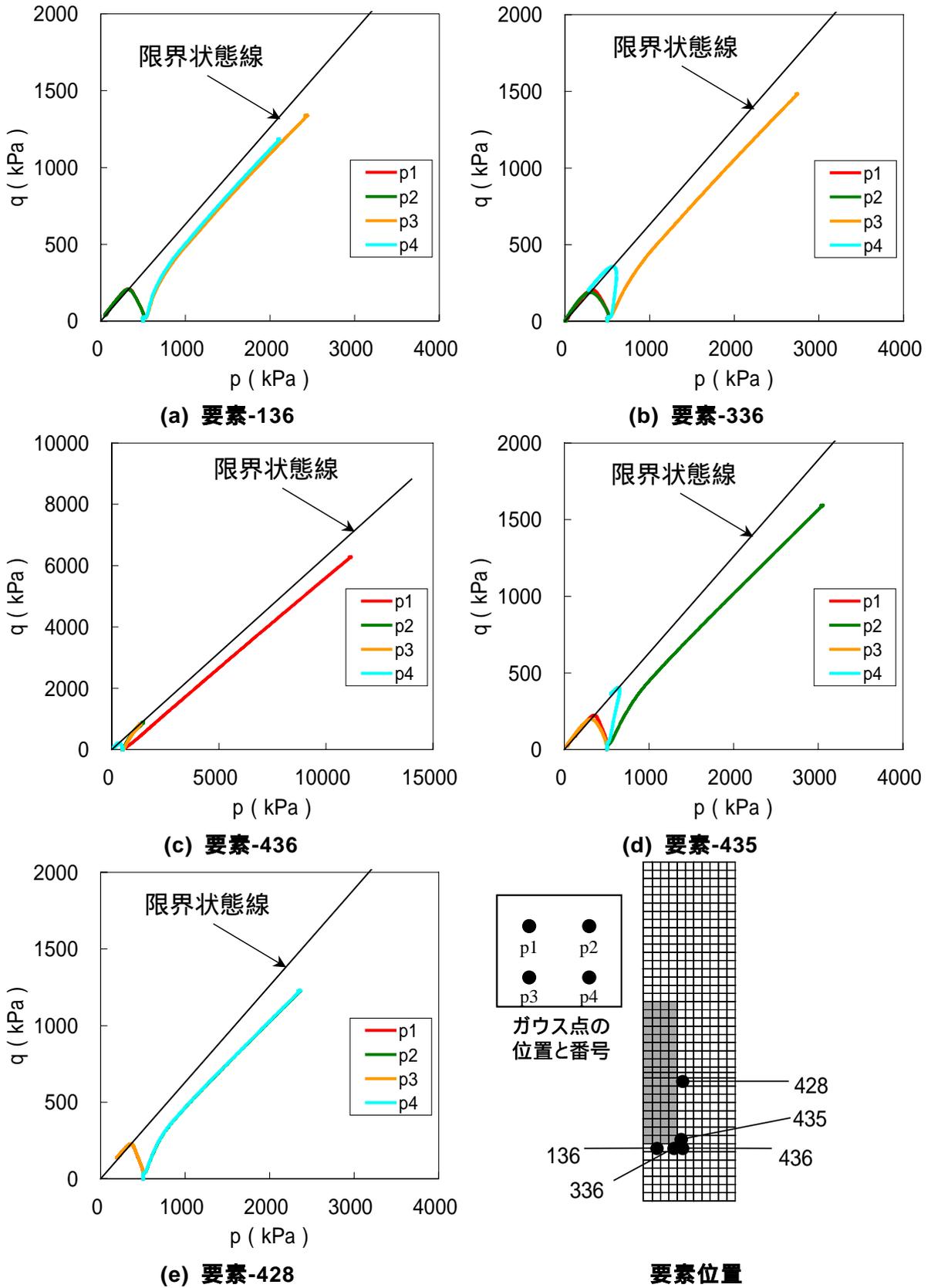


図 3-25 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A2-kv)

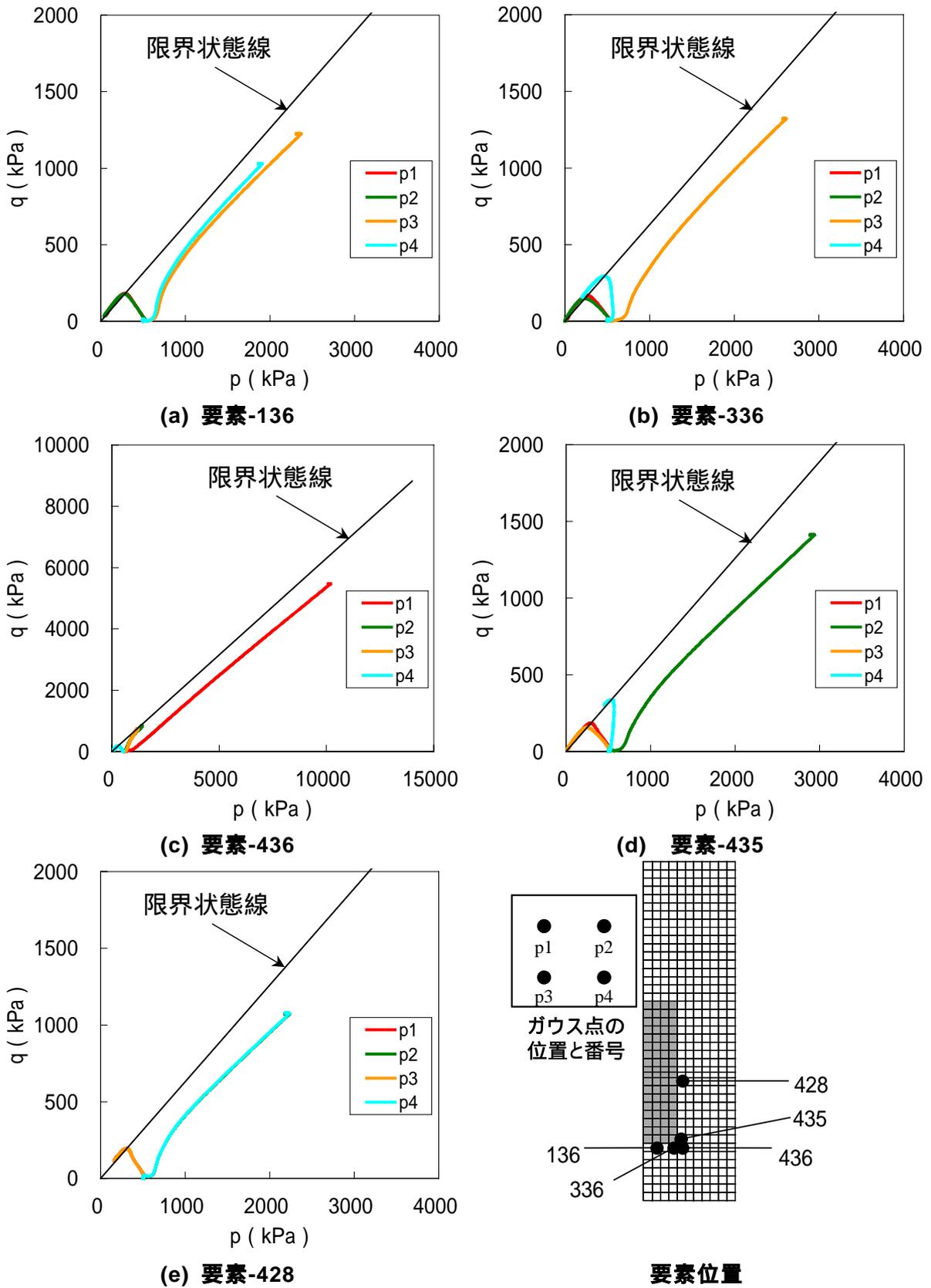


図 3-26 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-A3-kv)

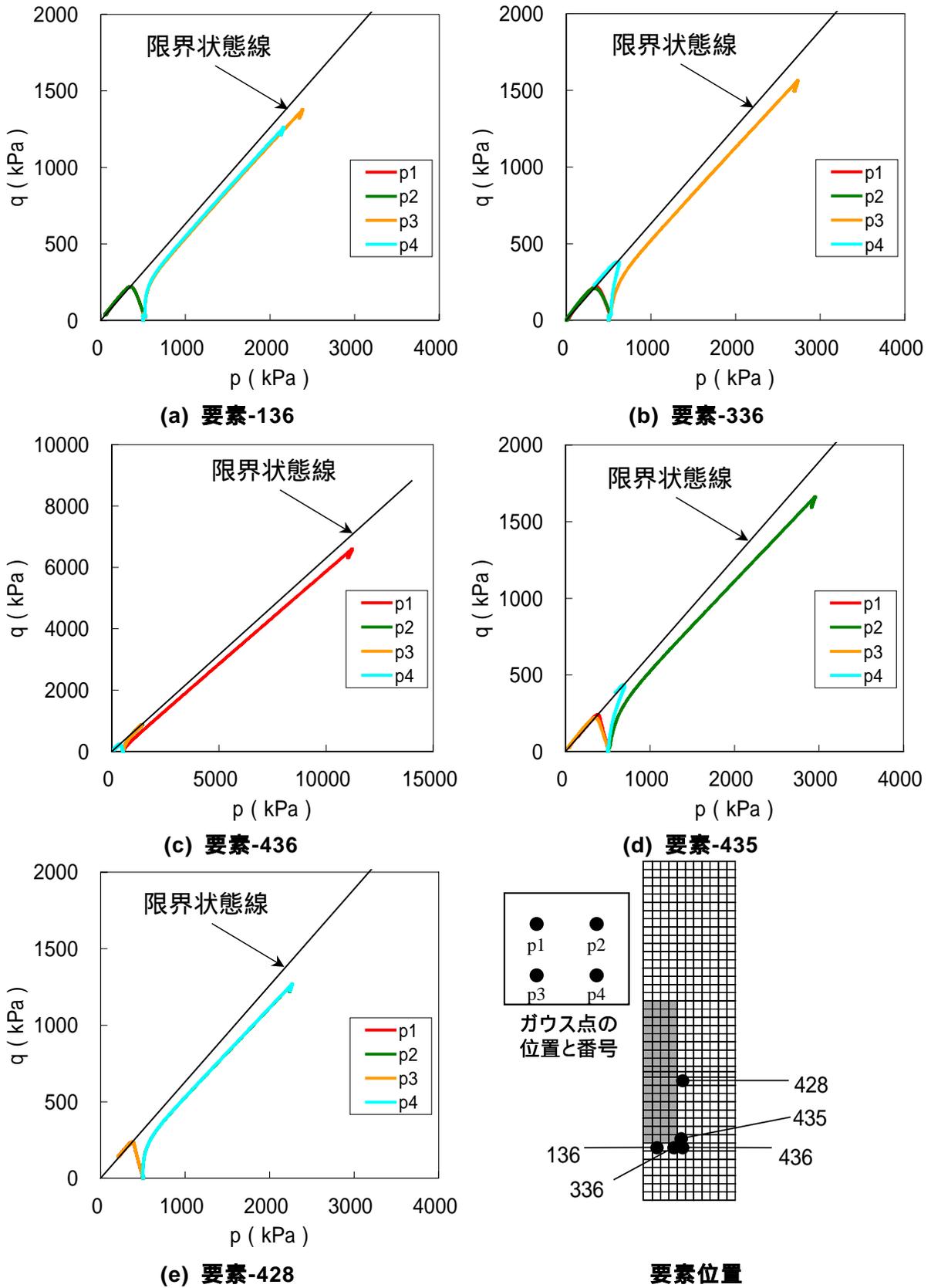


図 3-27 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-B1-kv)

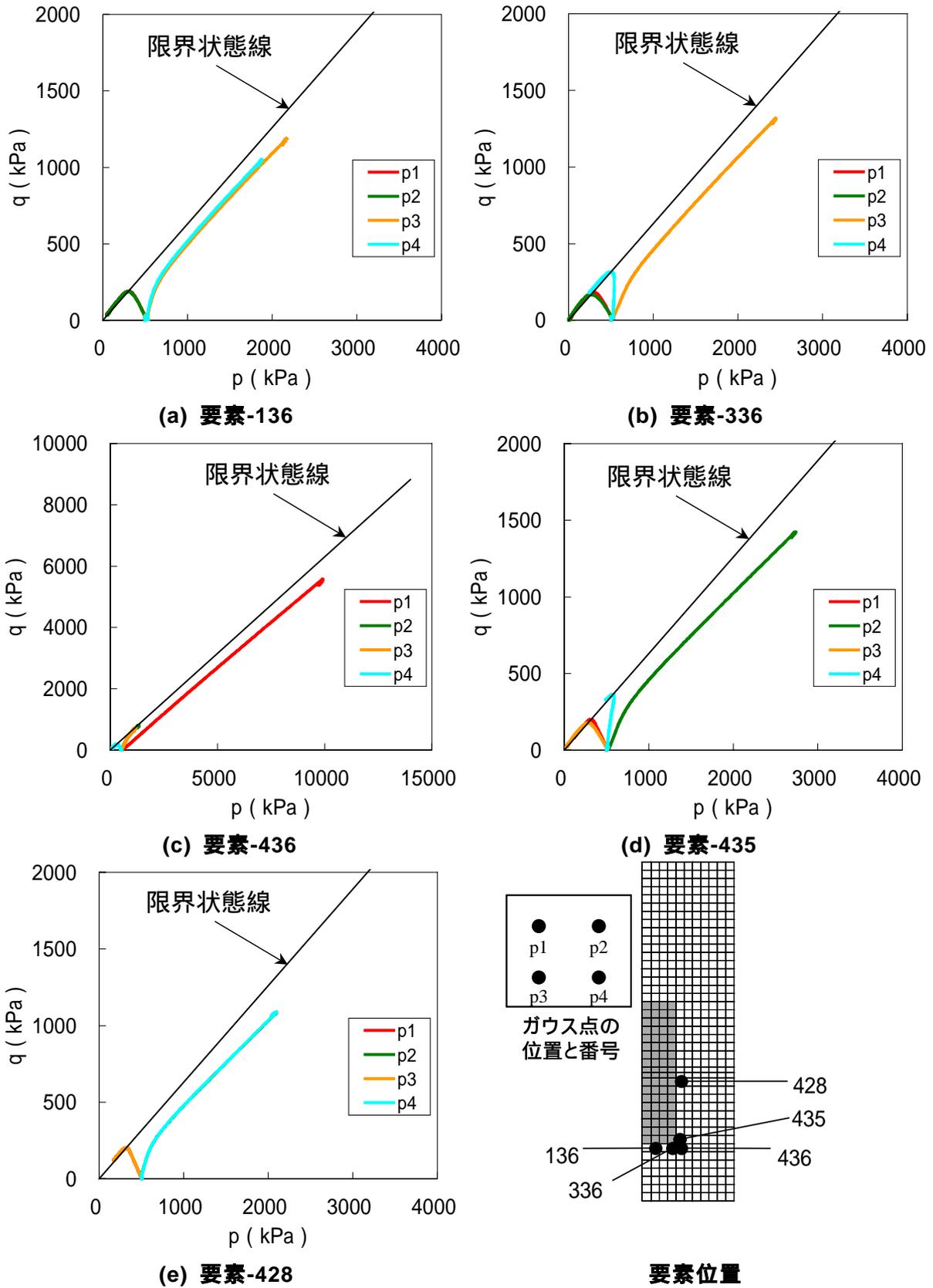


図 3-28 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 SO-B2-kv)

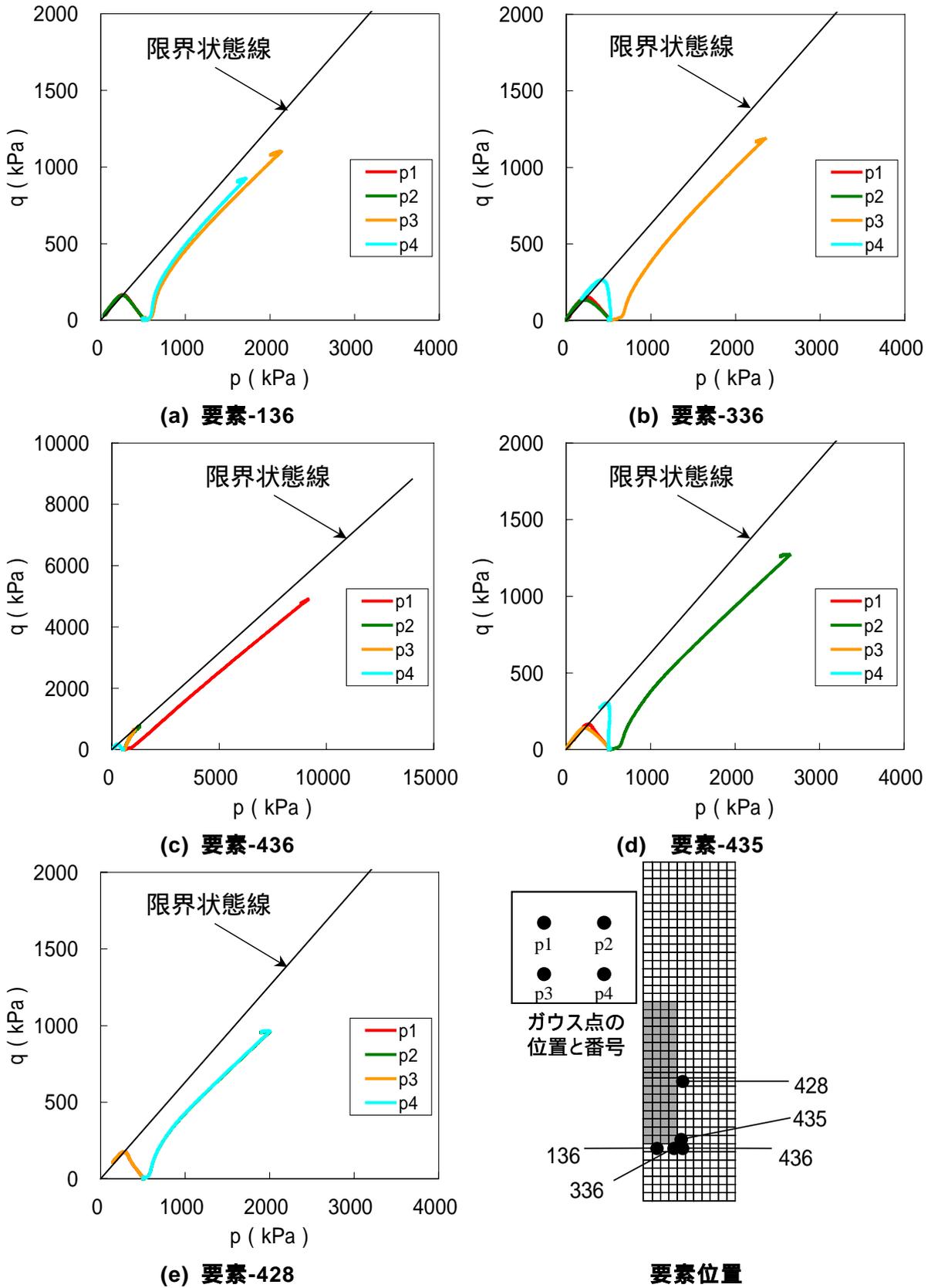
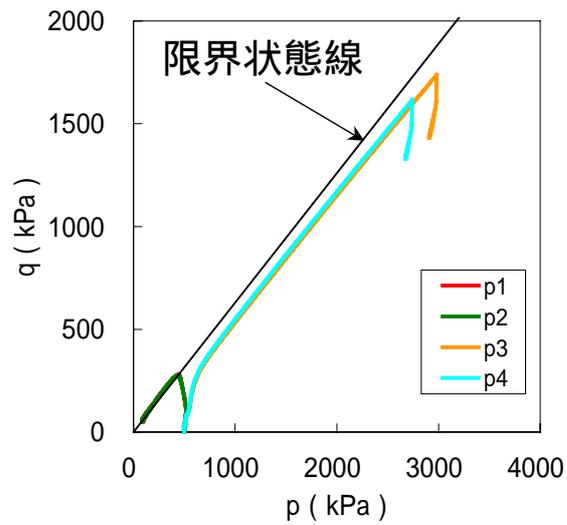
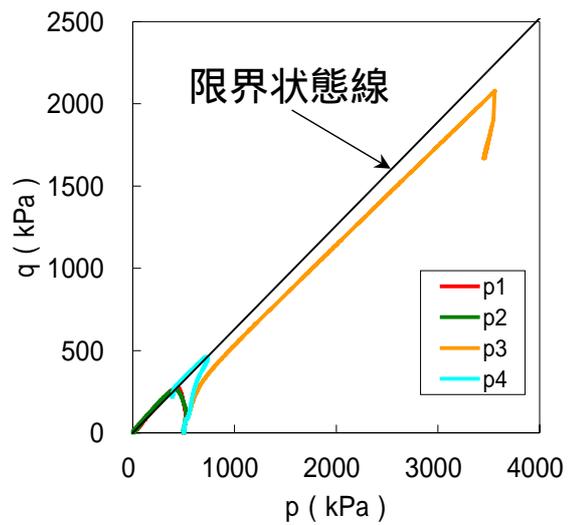


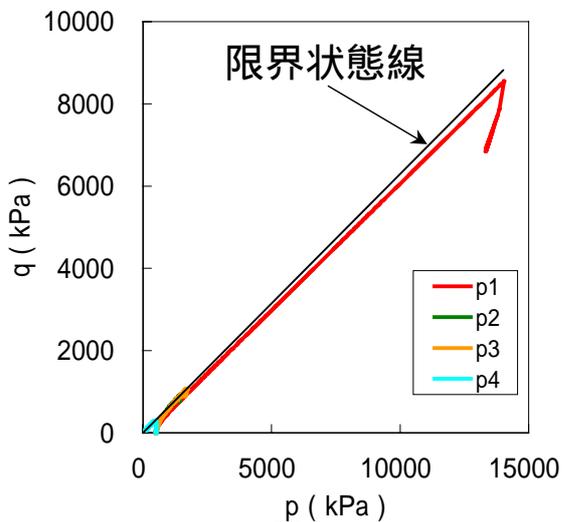
図 3-29 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-B3-kv)



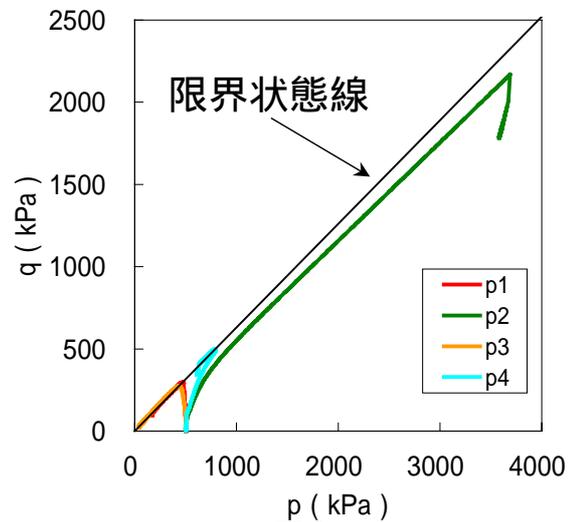
(a) 要素-136



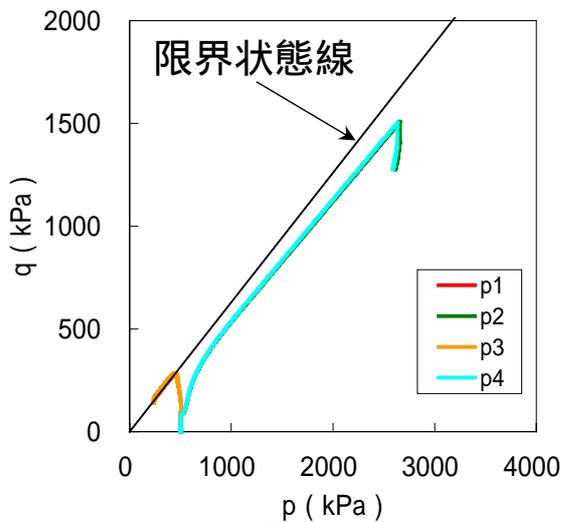
(b) 要素-336



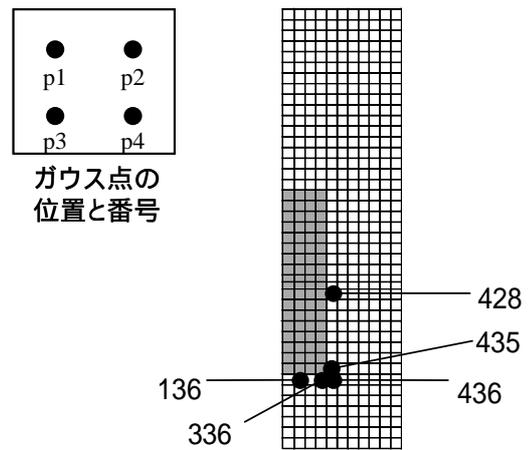
(c) 要素-436



(d) 要素-435



(e) 要素-428



要素位置

図 3-30 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A1-kv)

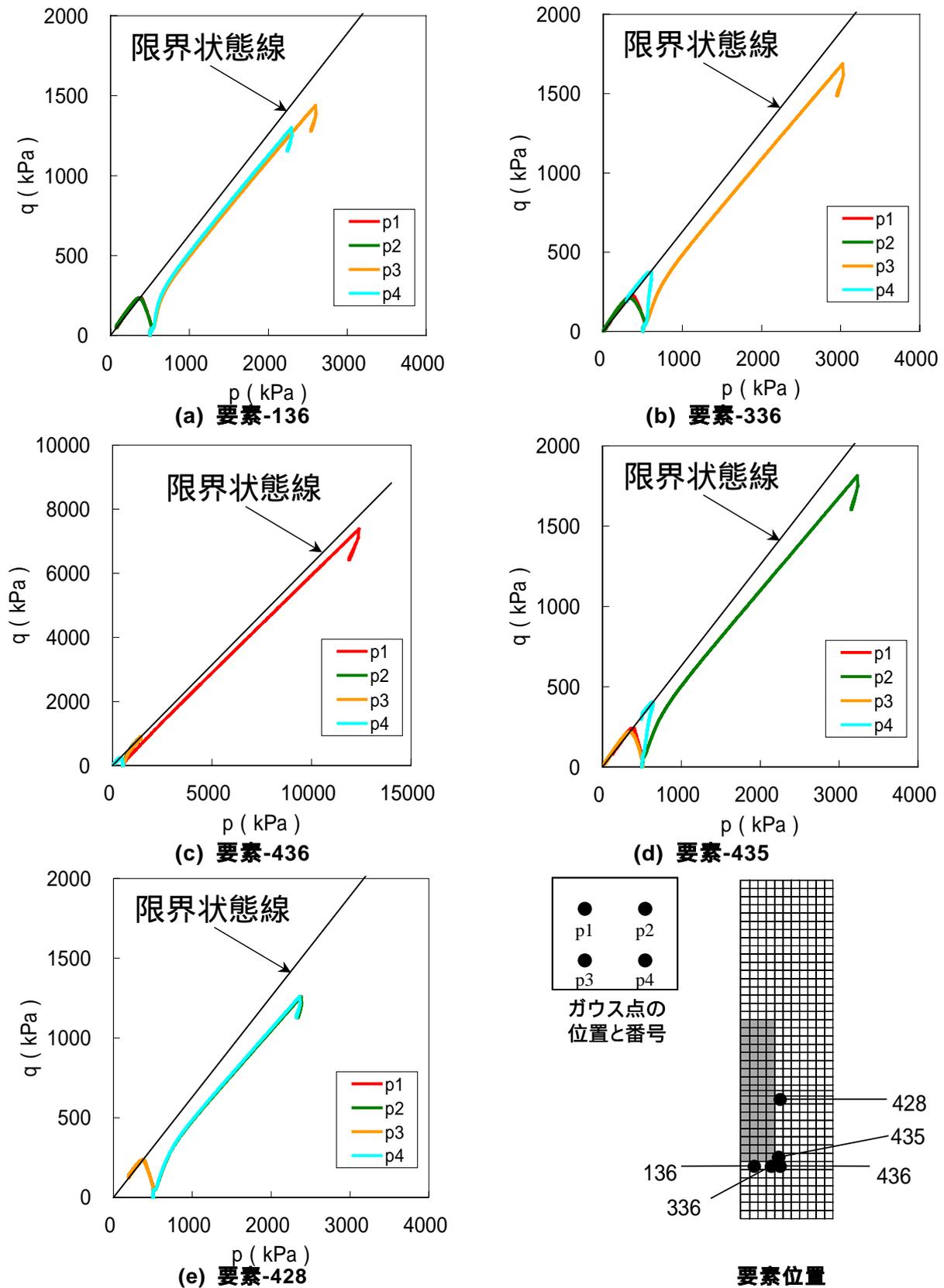


図 3-31 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A2-kv)

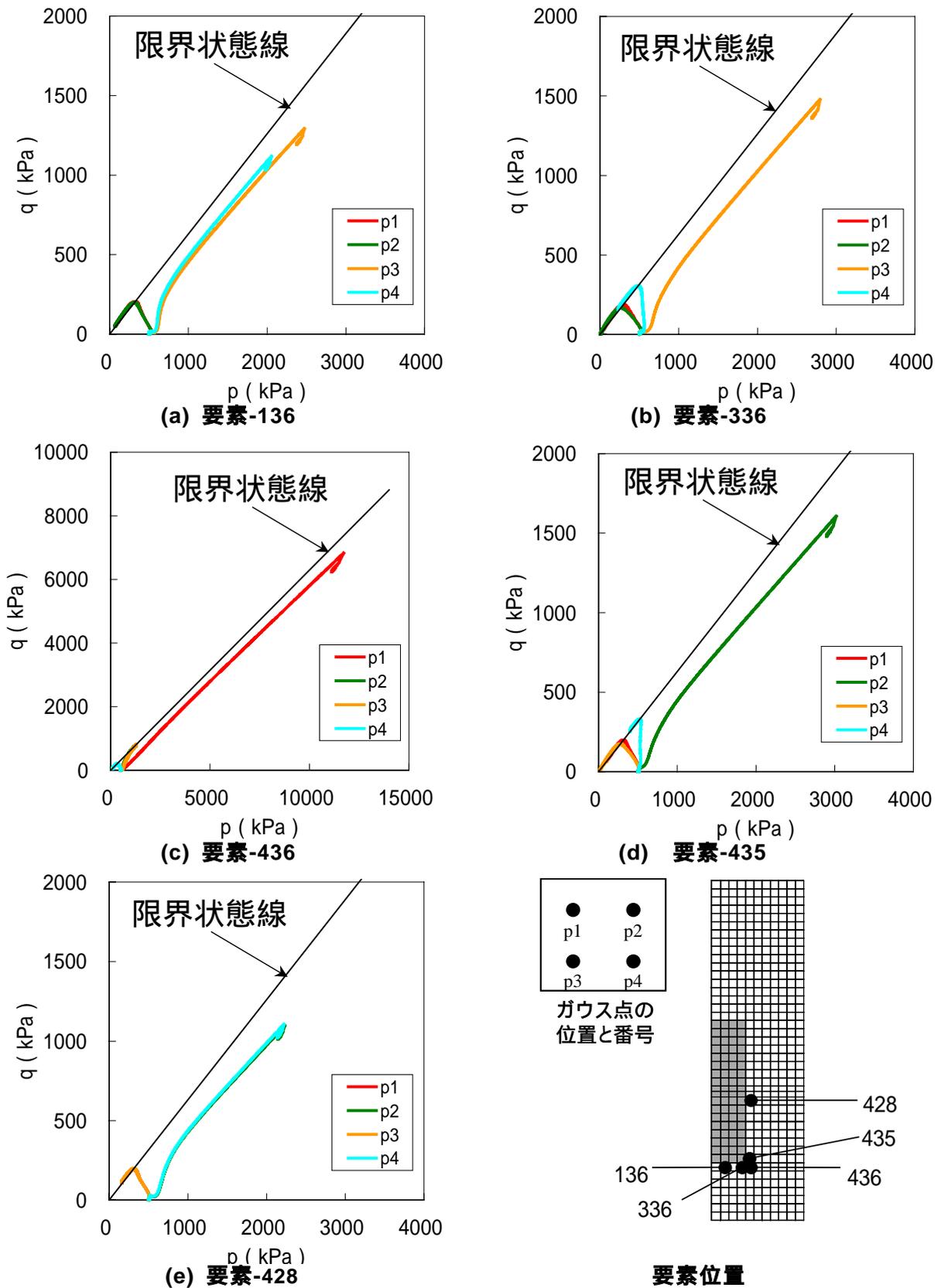


図 3-32 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-A3-kv)

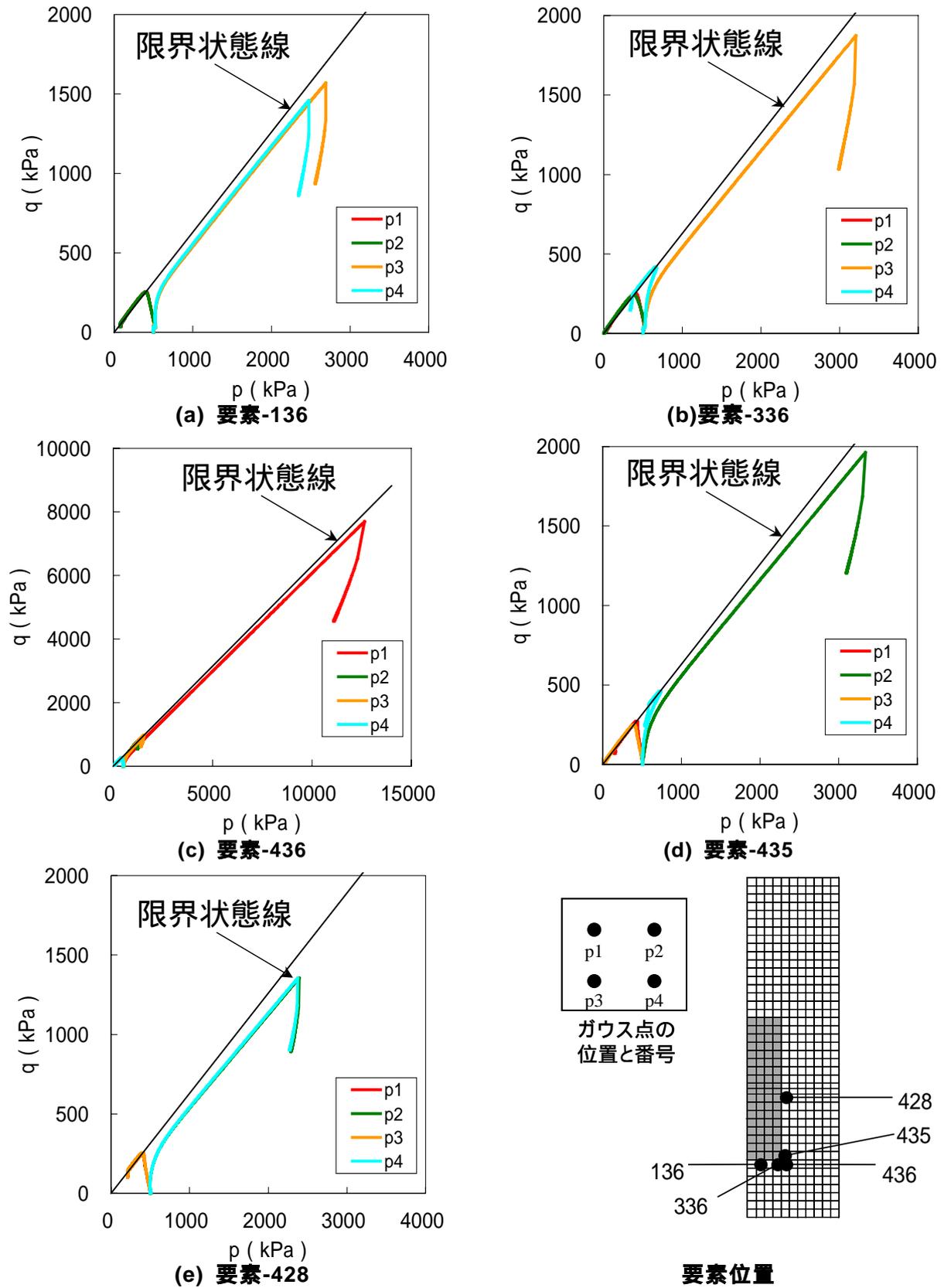


図 3-33 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-B1-kv)

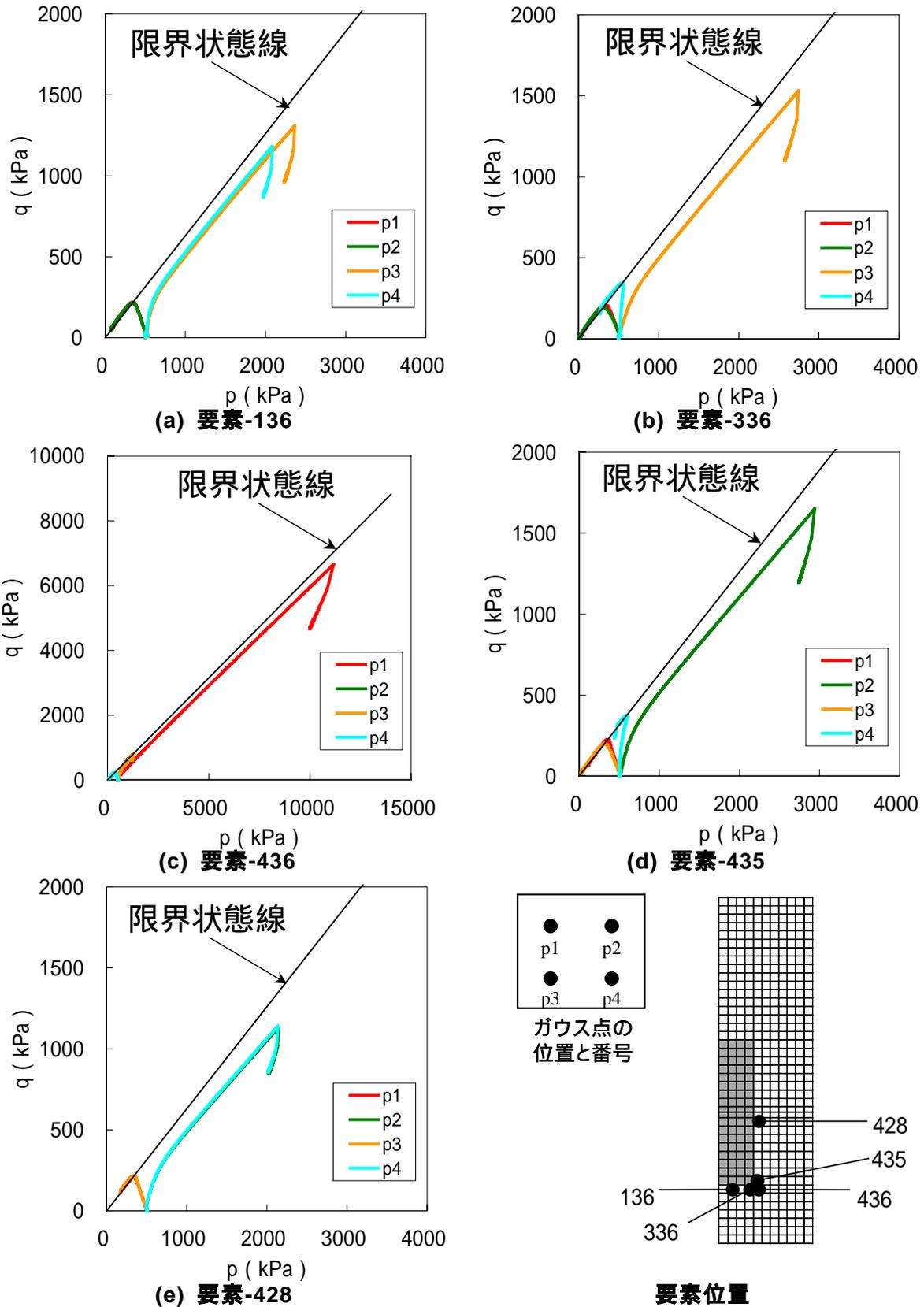


図 3-34 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 AO-B2-kv)

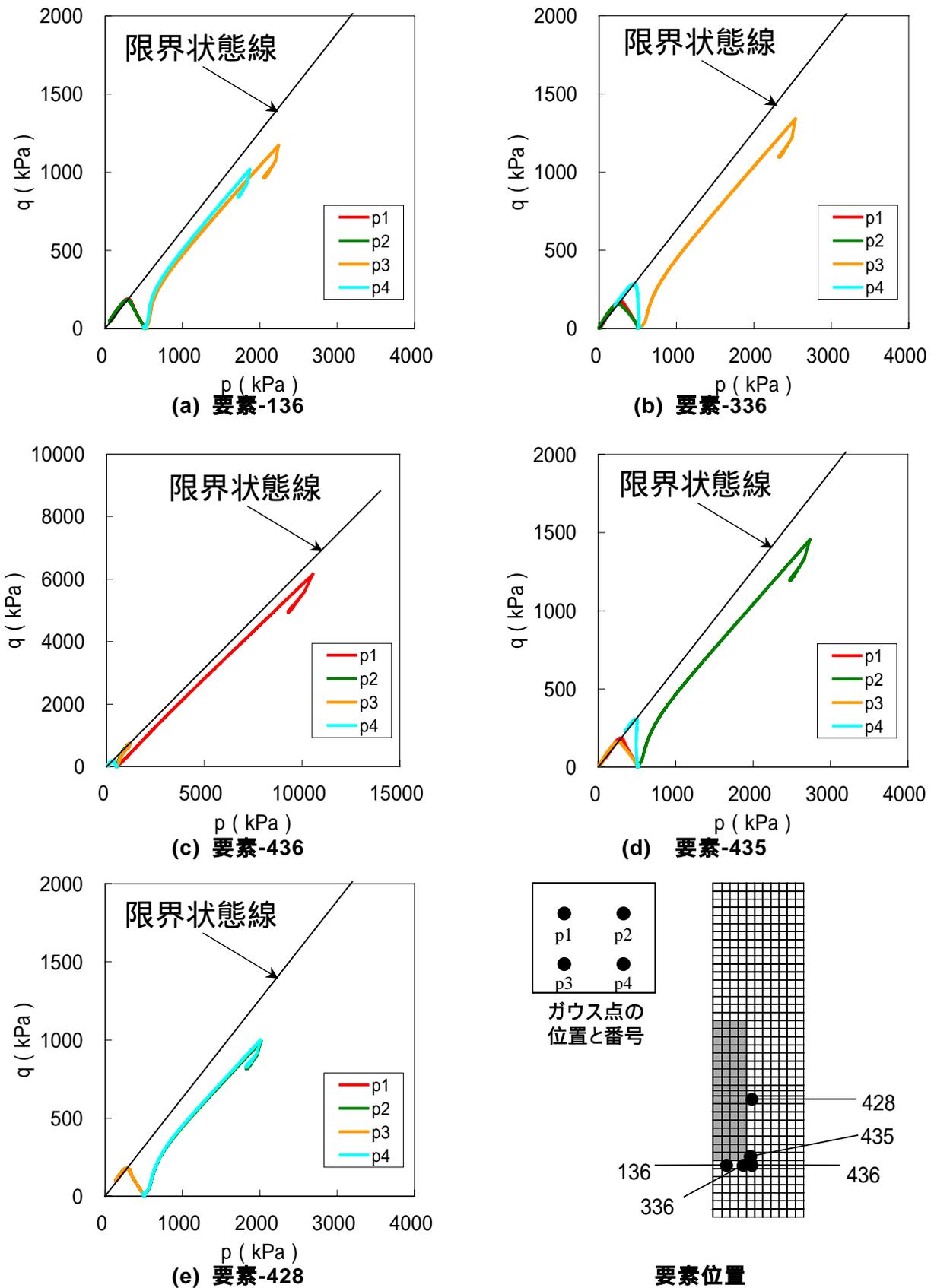


図 3-35 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-B3-kv)

### (3) 周辺岩盤及びオーバーパックに及ぼす影響

周辺岩盤に隣接する要素における半径方向の有効応力( $\sigma_r$ )の経時変化を図 3-36 に示す。図化したのは、図中に示す要素 1036 番のガウス点 2 の応力であり、この点で半径方向の有効応力が最大となる。応力の最大値は 1.8MPa 程度であり、この応力に相当する圧力が周辺岩盤に作用する。

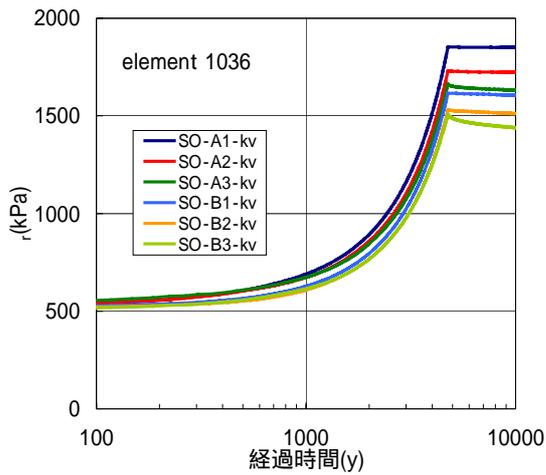
パラメータによって最大応力を比較すると、粘性に関してはクリープ試験のフィティングから設定したパラメータ A で、また、膨潤指数に関してはその値が大きいケースで、大きな応力を示している。これは、(2)でも述べたように、粘性の影響が小さいほどまた、膨潤指数が大きいほど変形しにくくなるためである。

構成モデル間の比較を図 3-37 に示す。足立 - 岡モデルでは膨張終了時に応力のピークを持ち、その後応力が緩和しているのが見られる。ピークを持つことにより  $\sigma_r$  の最大値は、足立 - 岡モデルで大きくなっており、粘性パラメータを圧密試験により設定したパラメータ B でより顕著に見られる。足立 - 岡モデルで応力のピークと応力緩和が見られるのは粘性の影響であると考えられる。関口 - 太田モデルでこのような応答が見られないのは、構成則に陽に時間を含んでいるため、粘性の影響が小さく見積もられていることが原因であると考えられる。

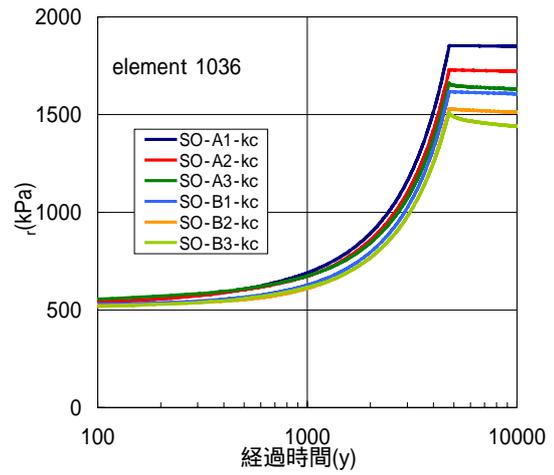
透水係数の変化の有無による比較を図 3-38 に示す。図に示すように両者の間にほとんど差は見られない。

オーバーパック周辺要素の半径方向の有効応力( $\sigma_r$ )の経時変化を図 3-39 に示す。図化したのは、図中に示す要素 428 のガウス点 2 である。オーバーパックよりのガウス点であるガウス点 1,3 では、(2)で示したように軟化かつ膨張するためほとんど応力を負担しない。ガウス点 2,4 における応力相当の圧力が、オーバーパックに作用すると考えられる。

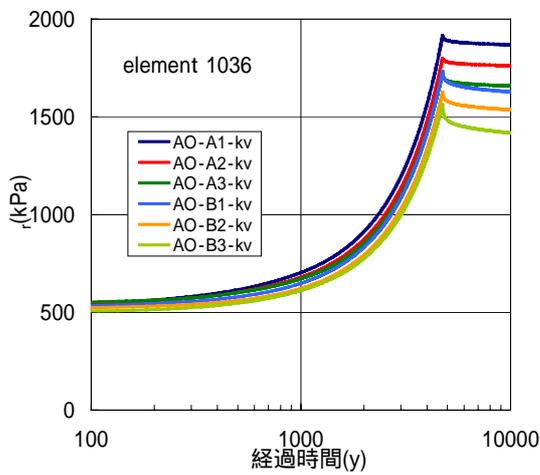
応力は、最大で 3.5MPa 程度である。周辺岩盤に及ぼす影響と同じく、粘性の影響が少ないパラメータほど、また、膨潤指数が大きいパラメータほど、大きな応力を示している。構成モデル間の比較に関しては、図 3-40 に示すように、周辺岩盤の場合と同様、足立 - 岡モデルで膨張終了時のピークが見られ、関口 - 太田モデルよりも最大応力が大きくなっている。透水係数の変化の有無に関しては、図 3-41 に示すように両者に差異が見られない。



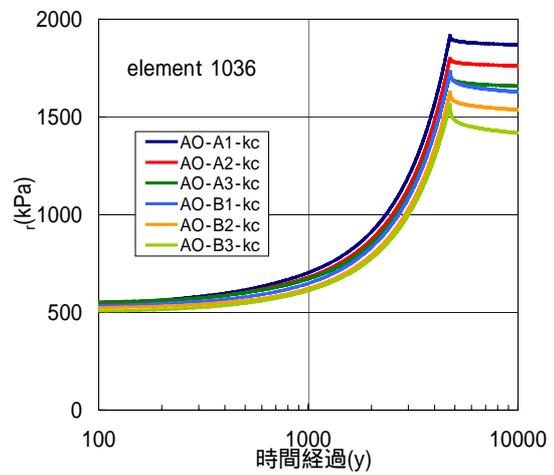
(a) 関口 - 太田モデル透水係数変化



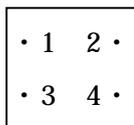
(b) 関口 - 太田モデル透水係数一定



(c) 足立 - 岡モデル透水係数変化



(d) 足立 - 岡モデル透水係数一定



ガウス点の位置と番号

ガウス点 2 の応力を図示

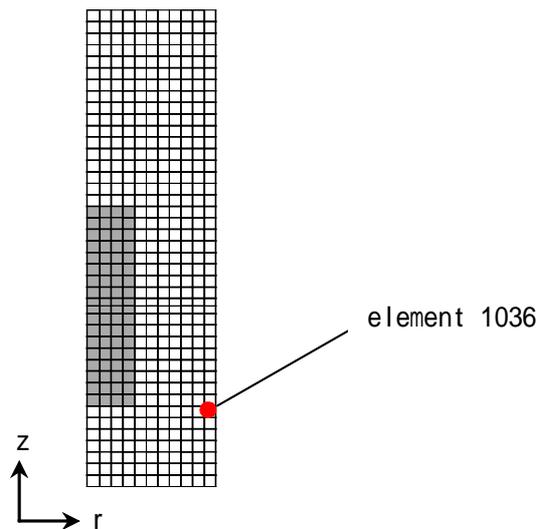
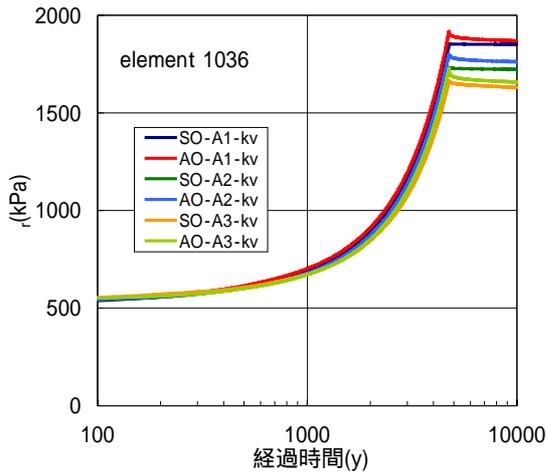
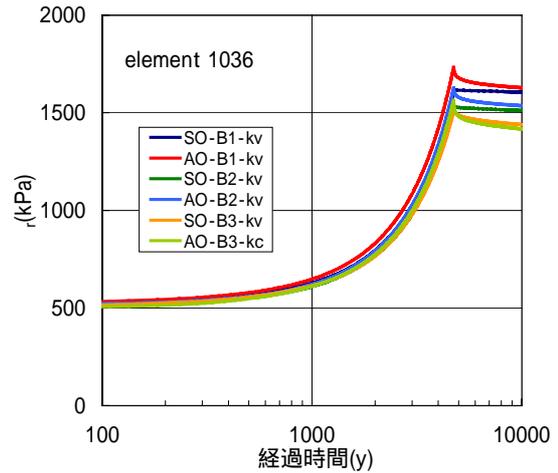


図 3-36 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力 ( $r$ ) の経時変化

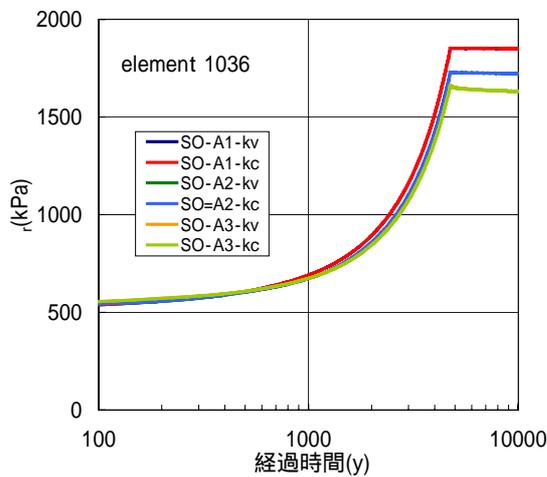


(a) 透水係数変化 A1,A2,A3

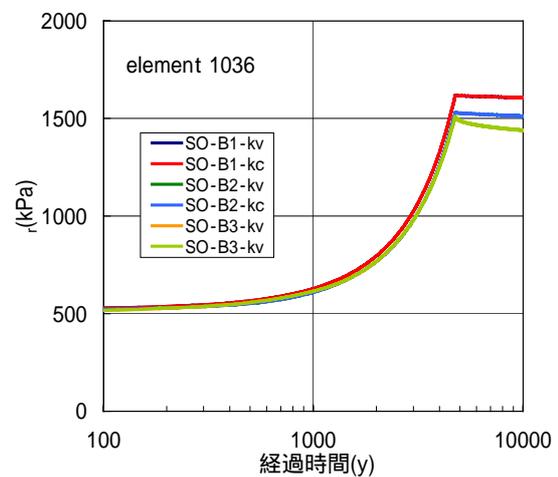


(b) 透水係数変化 B1,B2,B3

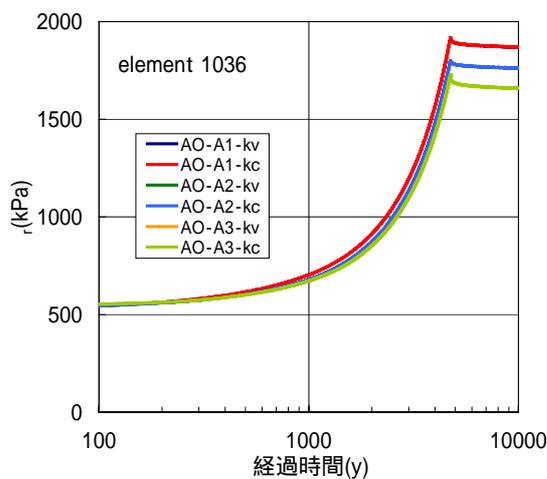
図 3-37 周辺岩盤に隣接する要素の  $r_r$  に関する構成モデル間の比較



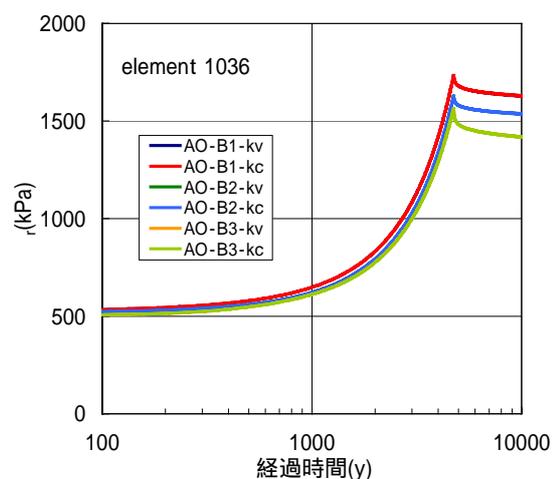
(a) 関口 - 太田モデル A1,A2,A3



(b) 関口 - 太田モデル B1,B2,B3

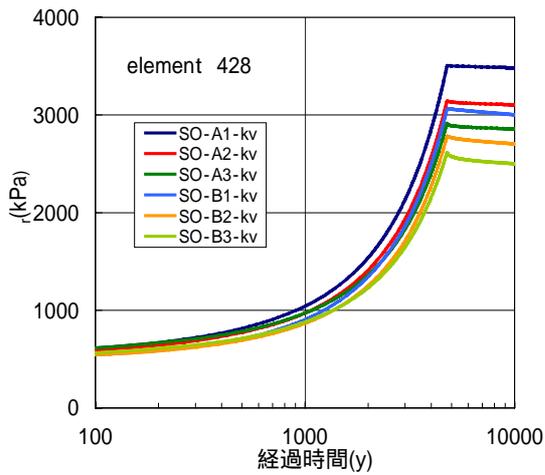


(a) 足立 - 岡モデル A1,A2,A3

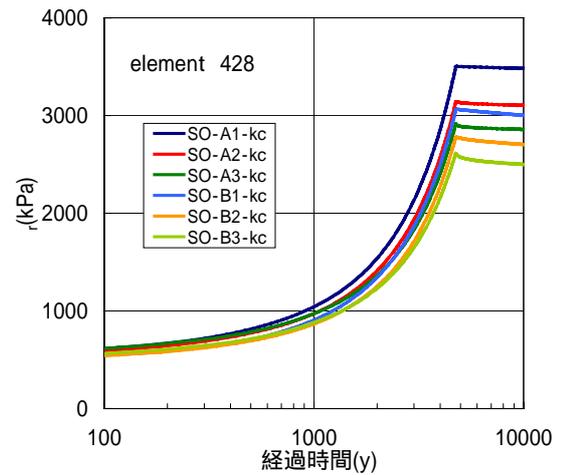


(b) 足立 - 岡モデル B1,B2,B3

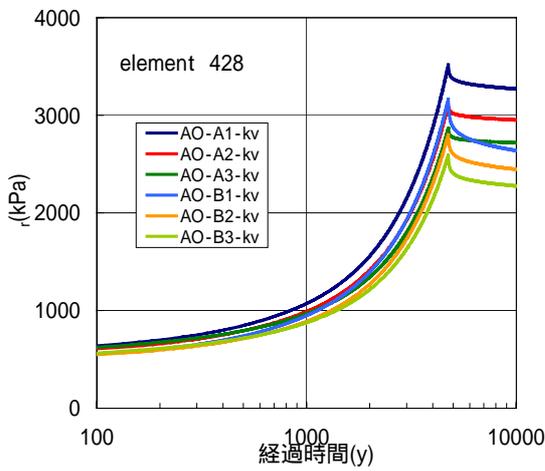
図 3-38 周辺岩盤に隣接する要素の  $r_r$  の透水係数の有無に関する比較



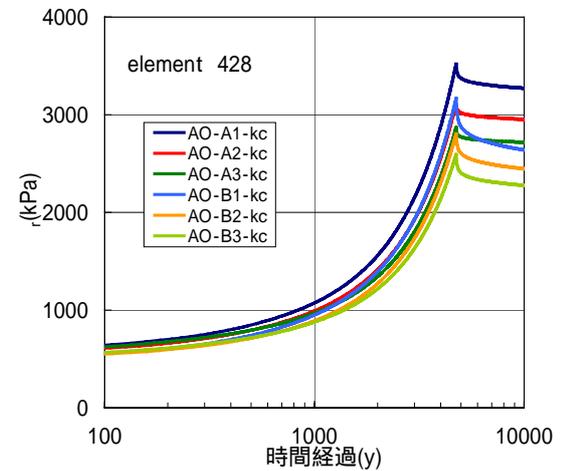
(a) 関口 - 太田モデル透水係数変化



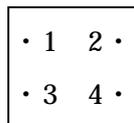
(b) 関口 - 太田モデル透水係数一定



(c) 足立 - 岡モデル透水係数変化



(d) 足立 - 岡モデル透水係数一定



ガウス点の位置と番号  
ガウス点 2 の応力を図示

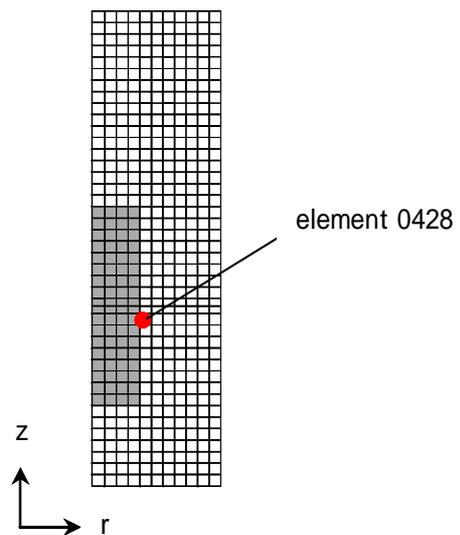
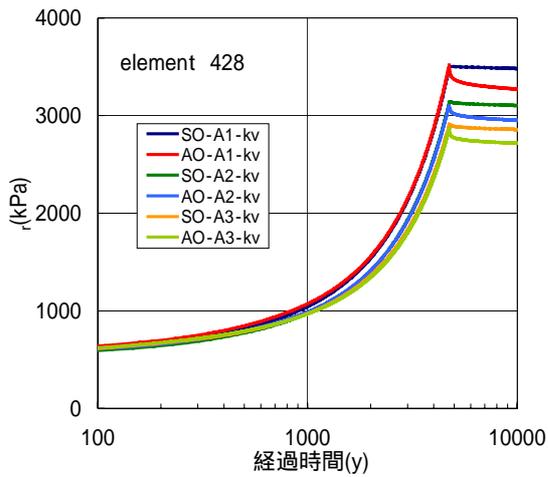
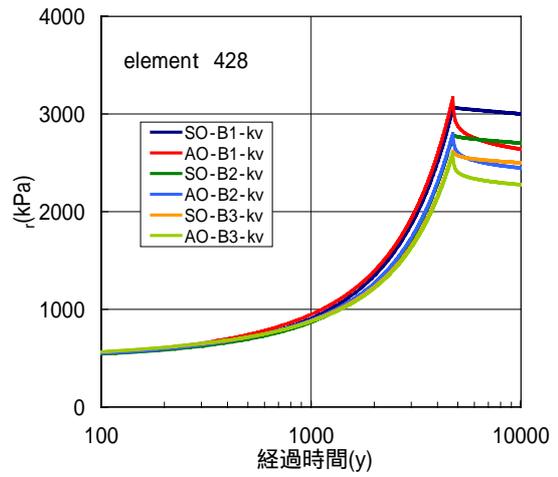


図 3-39 オーバーバックに隣接する要素の半径方向の有効応力 (  $r$  ) の経時変化

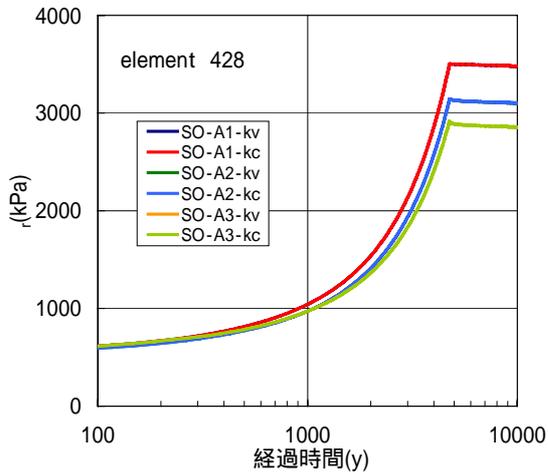


(a) 透水係数変化 A1,A2,A3

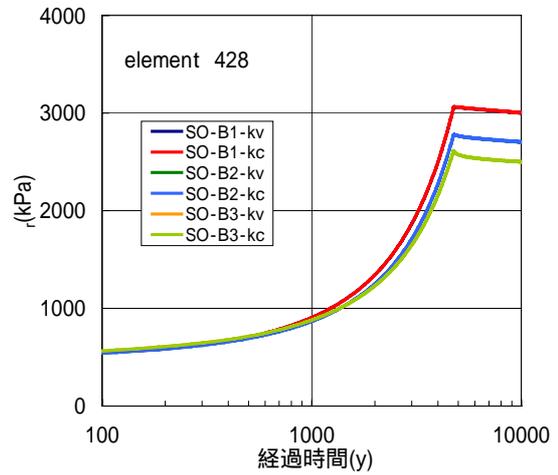


(b) 透水係数変化 B1,B2,B3

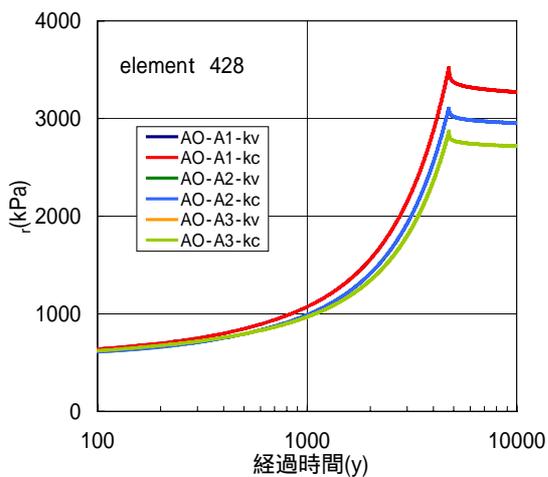
図 3-40 オーバーバックに隣接する要素の  $r$  に関する構成モデル間の比較



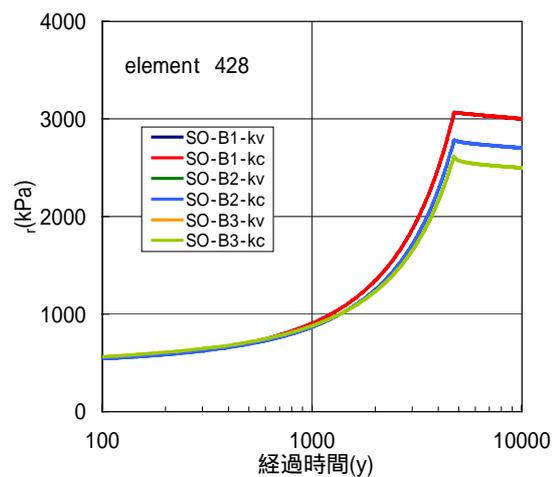
(a) 関口 - 太田モデル A1,A2,A3



(b) 関口 - 太田モデル B1,B2,B3



(a) 足立 - 岡モデル A1,A2,A3



(b) 足立 - 岡モデル B1,B2,B3

図 3-41 オーバーバックに隣接する要素の  $r$  の透水係数の有無に関する比較

### 3.6 まとめ

#### 3.6.1 オーバーパックの自重沈下解析

オーバーパックの自重沈下解析により、以下の結果が得られた。

- 粘性パラメータによるオーバーパック自重沈下量の変動が大きい。
- 圧密が卓越するため、膨潤指数 の変化による自重沈下量の変動は小さい。
- 構成モデル間の違いが、オーバーパックの一万年後における沈下量に及ぼす影響は、ごくわずかである。
- 透水係数の変化の有無が、オーバーパックの沈下量に及ぼす影響はほとんど見られない。

以上の結果から、次のことが言える。

- オーバーパックの自重沈下量を評価するためには、より精度の高い粘性パラメータを設定する必要がある。
- オーバーパックの自重沈下量を評価するためには、構成モデルとして、関口 - 太田モデル、足立 - 岡モデルのいずれのモデルを用いてもよい。
- 透水係数の変化に関しては、結果に有意な差異を生じないもの、沈下の過程をより正確に表し得るので、考慮した方がよいと考える。

#### 3.6.2 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析

オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析より、以下の結果が得られた。

オーバーパックの一万年後における沈下量の観点から

- 考えうる緩衝材のいずれの物性値においても、緩衝材の全体的な破壊による、オーバーパックの大幅な沈下は見られない。
- 膨潤指数 に対する沈下量の変動が見られるが、全沈下量に対する変動は極わずかである。
- 粘性パラメータの変化による全沈下量の差異はほとんどない。
- 構成モデル間の差異はほとんど見られない。
- 透水係数における変化の有無による差異はほとんど見られない。

周辺岩盤やオーバーパック近傍における緩衝材の応力の観点から

- 粘性の影響が小さいパラメータほど、周辺岩盤やオーバーパックに対する応力が大き

くなる。

- 膨潤指数 が大きいほど、周辺岩盤やオーバーパックに対する応力が大きくなる。
- 構成モデル間での比較では、足立 - 岡モデルにおいて膨張終了時付近の応力が大きく、膨張終了後の応力緩和が大きい。
- 透水係数の変化の有無による差異はほとんど見られない。

以上の結果から、オーバーパックの腐食膨張と自重沈下を同時に考慮した評価を行う場合、次のことが言える。

- 沈下量の評価では、いずれのパラメータ、または、いずれのモデルを用いても著しい差は見られない。
- 周辺岩盤やオーバーパックに対する応力を評価する場合、緩衝材の物性がある幅を持って設定されるならば、粘性の影響が大きく、また、膨潤指数の大きな物性を用いた評価を行う必要がある。
- 同じく、応力を評価する場合、関口 - 太田モデルでは最大応力を若干低く評価する可能性がある。ただし、本研究では、足立 - 岡モデルの粘性パラメータとして関口 - 太田モデルのパラメータを変換して用いているが、今後、岡が示す方法<sup>5)</sup>を用いた設定を行い、評価を行う必要がある。
- 透水係数の変化に関しては、結果に有意な差異を生じないもの、沈下の過程をより正確に表し得るので、考慮した方がよいと考える。

また、本研究では、周辺岩盤は変形しないものと仮定して解析を行ったが、評価の精度を上げるためには、周辺岩盤との連成を考慮する必要がある。周辺岩盤との連成解析は、今後の課題である。

#### 4 既往構成モデルの適用限界と最適モデルの検討

2章、3章の結果に基づき、以下の項目について関口 - 太田モデル及び足立 - 岡モデルの緩衝材への適用における問題点を整理し、適用時に留意すべき点を検討する。

##### 4.1 実験のシミュレーション

###### 4.1.1 弾性パラメータ

弾性パラメータはヤング率、体積弾性係数、せん断弾性係数、ポアソン比のうち2つの係数の値を決めれば他の2つの係数を決定することができる。関口 - 太田モデル及び足立 - 岡モデルの場合、体積弾性係数は膨潤指数より定まるので、あと1係数の値を決めれば弾性係数は定まる。本研究では、圧密試験より膨潤指数を3通り設定し、せん断試験結果をほどよくシミュレートできるようなポアソン比を、各膨潤指数で弾性係数が一定になるように設定した。

関口 - 太田モデルの三軸圧縮試験のシミュレーション例を図4-1に示す。図より実験結果はA1とA2の間に位置している。また、膨潤指数が小さくなると塑性ひずみが大きくなり、ひずみ量を大きく見積もる傾向にある。これらのことより、膨潤指数の範囲としては今回設定した1と2の範囲、すなわち  $=0.040(A2) \sim 0.069(A1)$ 程度に設定するのが妥当であるといえる。

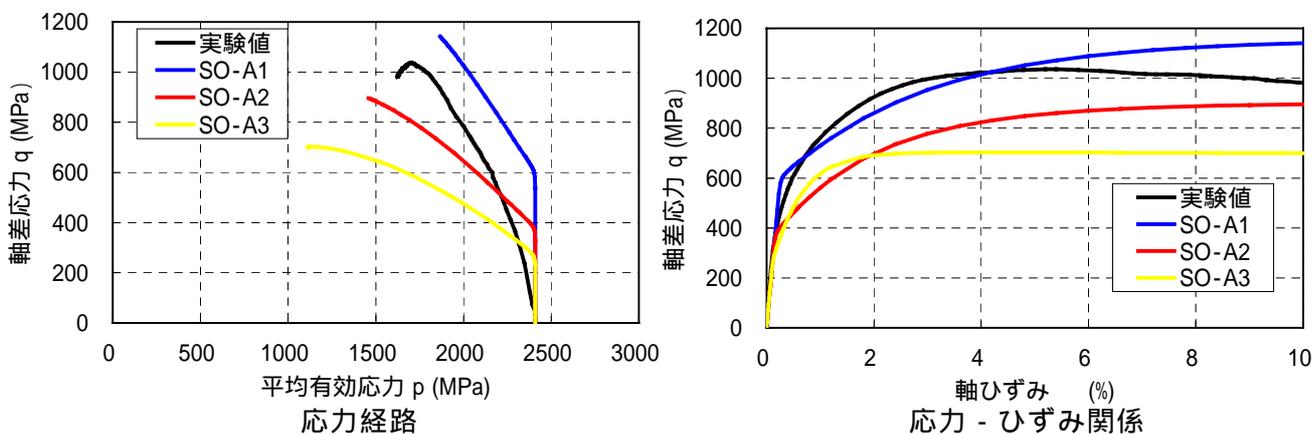


図 4-1 圧密非排水三軸圧縮試験結果 関口 - 太田モデル  
(SO-A1  $\nu = 0.069$ , SO-A2  $\nu = 0.040$ , SO-A3  $\nu = 0.010$ )

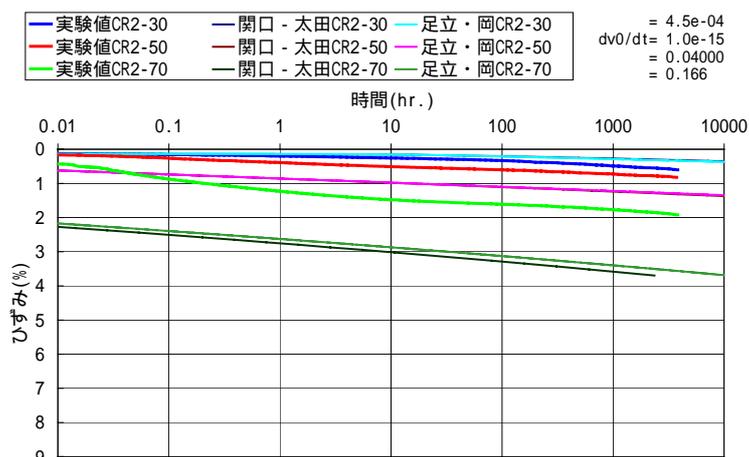
###### 4.1.2 塑性パラメータ

塑性パラメータ（圧縮指数、限界状態パラメータ M）は試験結果より確定値として設定される。ただし、図4-1に示す実験結果のシミュレーションにおいて、応力経路はSO-A2

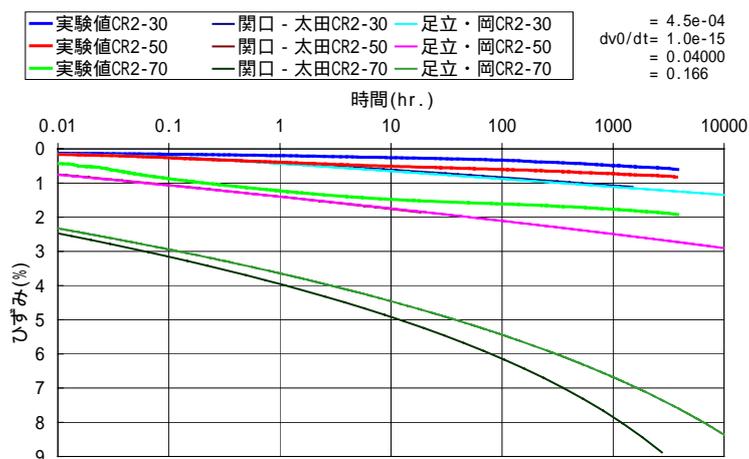
が実験結果に近く、応力 - ひずみ関係は SO-A1 が近い結果を示している。これは両モデルにおける降伏面と硬化則がベントナイトのダイレタンシー挙動をうまく再現できていないことが原因と考えられる。ダイレタンシー挙動と降伏面形状の関係については今後の課題といえる。また、粘性の影響による応力パスの初期立ち上がり、シミュレーションと実験とで異なっており、載荷速度の異なる試験との比較も必要であると考えられる。

#### 4.1.3 粘性パラメータ

本研究では、圧密試験とクリープ試験より 2 種類の粘性パラメータを設定した。クリープ試験のシミュレーションにおいては、図 4-2 に示すように圧密試験より設定したパラメータ B はひずみ量を過大に評価することが明らかとなった。ただし、図 4-3 に示すように圧密試験における二次圧密領域の挙動はパラメータ B の再現性がよく、パラメータとして両者を用いて変形値の上限値と下限値を明らかにするのが妥当と考えられる。

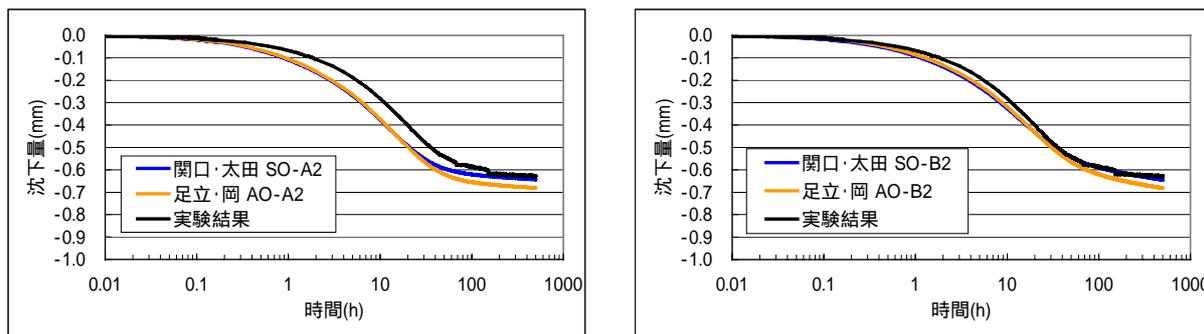


(a) パラメータ A2



(b) パラメータ B2

図 4-2 圧密非排水三軸クリープ試験のシミュレーション



(a)パラメータ A2

(b)パラメータ B2

図 4-3 一次元圧密シミュレーション結果(step5 3.25MPa 5.10MPa)

#### 4.1.4 構成モデル

本研究では、関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルについて検討を行ったが、要素試験シミュレーションにおいて、同等のパラメータを用いた場合両者に大きな差は認められなかった。関口 - 太田モデルの場合、構成式内に時間を陽に含む欠点を有しているが、今回対象とした実験のシミュレーションにおいて、この欠点は問題とならないことが明らかとなった。

#### 4.2 実スケールモデルの解析

##### 4.2.1 自重沈下解析

自重沈下量は図 4-4 に示すようにパラメータ A1 から B2 の間に分布する。膨潤指数が小さい場合、また、圧密試験より粘性パラメータを設定する場合に沈下量が大きく評価される。自重沈下を評価する場合には、この点を考慮したパラメータ設定が必要である。最終的な沈下量は、構成モデル間で大きな差が見られず、どちらのモデルを用いても問題はない。

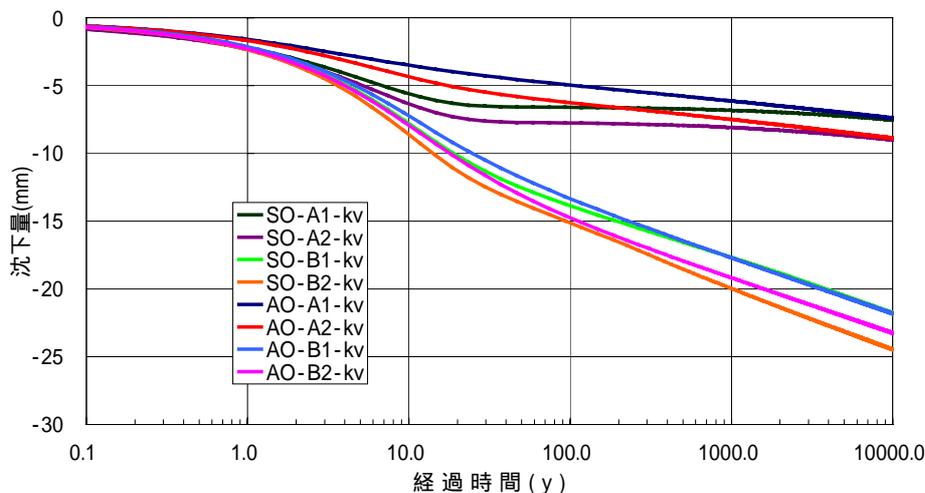


図 4-4 自重による沈下量の経時変化

#### 4.2.2 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析

沈下量に関しては、いずれの場合にもオーバーパックの大幅な沈下は見られず、パラメータ間や構成モデル間の差もほとんど見られなかった。

周辺岩盤やオーバーパックに対する応力に関しては、図 4-5 に示すように A1 から B2 の間に分布する。膨潤指数 が大きい場合、応力が大きく評価されており、粘性パラメータに関しては、クリープ試験により設定した値を用いた場合、応力が大きく評価されている。構成モデル間の差については、関口 - 太田モデルでは、足立 - 岡モデルに見られる応力のピークと応力緩和が見られず、応力を小さく評価する可能性があることがわかった。これは、関口 - 太田モデルでは、時間を陽に含むことにより、粘性による影響が小さく評価されたためであると考えられる。応力の評価を行う場合には、以上の点を考慮する必要がある。

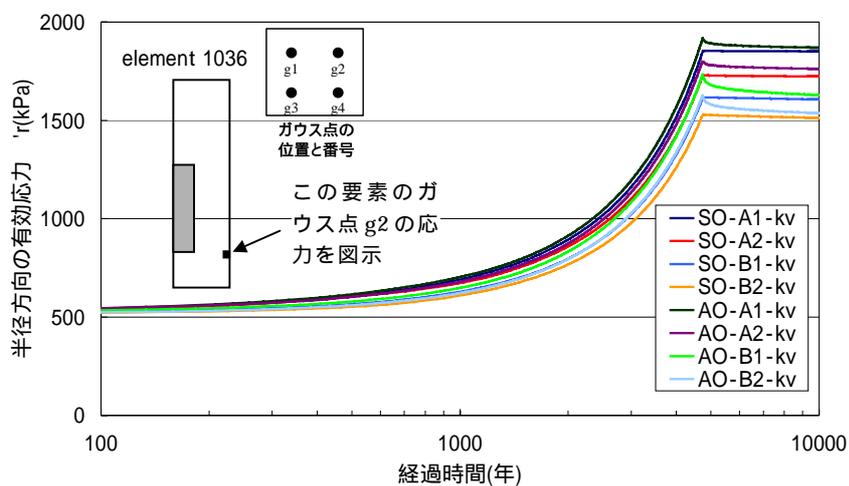


図 4-5 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力

## 5 おわりに

本研究では、昨年度の研究成果の次ステップとして、緩衝材の力学的長期挙動評価に資するための適切な構成モデルとパラメータセットを提示し、ニアフィールドの長期挙動解析を行い、既往構成モデルの適用性検討、課題の抽出を行なった。

2章の関口 - 太田、足立 - 岡モデルに用いる最適パラメータの検討では、平成13年度の研究に引き続き、緩衝材の長期挙動を予測する上で、現状において室内試験結果からは確定できないパラメータについて要素試験データ（圧密非排水三軸クリープ試験、圧密非排水三軸圧縮試験、一次元圧密試験の各データ）の感度解析シミュレーションを行い、試験結果との比較検証を行った。

3章の最適パラメータを用いた緩衝材長期挙動の予測では、緩衝材の応力状態に影響を及ぼす作用の内、オーバーパック再冠水後のオーバーパックの自重沈下と腐食膨張に着目し、その影響を同時に考慮した人工バリアモデルの解析的検討を行い、これらの外的要因が緩衝材、岩盤、オーバーパックに及ぼす影響を調べた。モデルパラメータは前章で選定したものを扱い、モデル間の差異やパラメータの影響を調べた。また、変形に伴う透水性の変化も考慮し、その影響についても調べた。

4章の既往構成モデルの適用限界と最適モデルの検討では、2章、3章の結果に基づき、弾性挙動、塑性挙動、粘性挙動それぞれの項目について関口 - 太田モデル及び足立 - 岡モデルの緩衝材への適用における問題点を整理し、適用時に留意すべき点を検討した。

これらの研究の結果、以下のことが明らかとなった。

- 膨潤指数 は 0.040 ~ 0.069 に設定するのが妥当と考えられる。 を小さく設定すると変形量が大きく評価される。また、 を大きく設定すると、応力が大きく評価される。
- 粘性パラメータは圧密試験及びクリープ試験の両試験から 2 種類設定するのが妥当と考えられる。圧密試験より粘性パラメータを設定すると変形量が大きく評価される。また、クリープ試験より粘性パラメータを設定する場合、応力が大きく評価される。
- 構成モデル間の差異については、オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析によって応力の評価をする場合、関口 - 太田モデルにおいて最大応力を小さく評価する可能性がある。その他の場合については、構成モデル間に大きな差は認められなかった。

今後の課題としては、長期の実験を実施し、年オーダーでの挙動に対しても関口 - 太田モデルと足立 - 岡モデルが適用可能かどうか検討する必要があるといえる。

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 分冊2”、JNC TN1400 99-022(1999)
- 2) 重野喜政他：“業務委託報告書、緩衝材長期挙動構成モデルの検討”、JNC TJ8440 2002-004  
(2002)
- 3) 高治一彦, 鈴木英明：“緩衝材の静的力学特性”、サイクル機構技術資料。JNC TN8400 99-  
041 (1999)
- 4) S, Sekiguchi.：“Theory of Undrained Creep Rupture of Normally Consolidated Clay Based  
on Elasto-Viscoplasticity”、Soil and Foundations、Vol24、No.1、pp.129-147(1984)
- 5) 岡二三生：地盤の粘弾塑性構成式、森北出版、 pp.44-62(2000)
- 6) Perzyna P.：“The constitute equations for rate sensitive plastic materials”、*Quart. Appl.  
Math.*、Vol.20、pp.321-328 (1963)
- 7) 三村 衛, 関口秀雄, 柴田 徹：“海底地盤の変形解析 - 弾粘塑性構成式の適用例 - ”、土と基  
礎 38-7、pp.13-18(1990)
- 8) 関口秀雄：“カクムレイに学ぶ カムクレイとその後の発展(3)”、土と基礎、pp.73~80, vol42,  
12 (1994)
- 9) Biot,M.A.：“General theory of three-dimensional consolidation”、J. Appl. Phys., 12,  
pp.155-164 (1941)
- 10) Biot,M.A.：“Theory of propagation of elastic waves in a fluid-saturated porous solid, part  
I - Low - frequency range, part II - Higher frequency range”、J.Acoust. Soc. Am., 28,  
pp.168-191 (1956)
- 11) Biot,M.A.：“Generalized theory of acoustic propagation in porous dissipative media”、The  
J. of the Acoustical society of America, 34, (9), pp.1254-1264 (1962)
- 12) Zienkiewicz,O.C.：The finite element method 3rd edition, McGraw-Hill (1977)
- 13) Zienkiewicz,O.C. et al.：“Liquefaction and permanent deformation under dynamic  
conditions.”、Numerical solution and constitutive relations, John Wiley & Sons (1980)
- 14) Zienkiewicz,O.C. et al.：“Earthquake behaviours of soils with drainage”、Proceedings of  
4th, Int. Conference of Num. Meth. in Geomech., Canada. (1982)
- 15) 山口柏樹：土質力学(全改訂)、技報堂出版 (1984)