

緩衝材長期力学挙動評価モデルの検討
(研究報告)

2004年2月

核燃料サイクル開発機構
東海事業所

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)
2004

緩衝材長期力学挙動評価モデルの検討

(研究報告)

平井 卓, 棚井 憲治, 菊池 広人*, 重野 喜政**, 並河 務**, 高治 一彦**, 大沼 敏***

要 旨

緩衝材に求められるオーバーパック支持性能や応力緩衝性能に関しては、「第2次取りまとめ」において、設定された仕様の人工バリアに対する安定性やオーバーパック作用応力の評価を行った。しかし、評価解析に用いられた長期挙動評価モデルは一般の粘性土における実績やパラメータ設定の容易さにより選定されており、膨張性のあるベントナイトを用いた緩衝材への適用性に関して十分な検討がなされていなかった。したがって、既存の評価モデルより緩衝材への適用性の高いモデルを再抽出するとともに、緩衝材の支持性能や応力緩衝性能に関する再評価をすることが必要と考えた。

そこで、最初に一般の粘性土の力学挙動評価に対して実績のある既存の評価モデルを体系的に分類した後、適用性が高いモデルを抽出した。次に緩衝材の室内要素試験のシミュレーション解析を実施し、抽出モデルの適用性確認とパラメータ選定を実施した。最後に、これらのモデルとパラメータを用いて、人工バリア中におけるオーバーパックの自重沈下とオーバーパックの腐食膨張の影響を再評価した。その結果、抽出された関ロー太田モデルと足立ー岡モデルは、ほぼ同一の評価精度を有していることがわかった。一方、モデルのパラメータは、圧密試験とクリープ試験を同時に精度良く評価できるものを選定することが困難であることがわかった。したがって、要素試験から求められるパラメータセットが複数存在することから、人工バリア中の緩衝材の挙動評価は幅を有す結果となったが、保守側に変位を評価するのに適したパラメータセットと応力を評価するのに適したパラメータセットがそれぞれ概略把握された。

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

* 検査開発(株)

** (株)竹中工務店

*** (株)竹中土木

Study on Proper Constitutive Model for Evaluation of Long Term Mechanical Behavior of Buffer Material

(Research Document)

Takashi HIRAI, Kenji TANAI, Hirohito KIKUCHI*, Yoshimasa SHIGENO**,
Tsutomu NAMIKAWA**, Kazuhiko TAKAJI**, Satoshi OHNUMA***

Abstract

The objective of this report is to make a proposal of the proper constitutive models and parameters for the evaluation of the long term mechanical behavior of the buffer material in the engineered barrier system. In the second progress report by JNC, it was reported that the well designed engineered barrier system is stable and safety on mechanical support of the overpack to ensure stability and stress which acts on the overpack by using analysis which based on the popular constitutive models for the general clay soils. However, the buffer material which has swelling characteristics is considered not to be ordinary clay soils. So it is necessary to select the reliable constitutive models again. Therefore the proper models were selected again systematically in the several models which have been used for the assessment of the behavior of clay soils and the simulation analysis on the laboratory tests were carried out by using these models. From the result of the simulation analysis it appeared that the selected two models were alike to assess the behavior of the buffer material and the parameters which need to simulate the consolidation tests are different from those for the triaxial compression tests. Finally the analysis was conducted to evaluate the effect of the swelling of the overpack by the corrosion and the self weight which causes the sedimentation of the overpack. From the analytical result, it was clarified that two kinds of parameter sets are necessary to evaluate the deformation and the stress of the buffer material in the engineered barrier system.

Barrier Analysis Group, Waste Isolation Research Division, Waste Management and Fuel Cycle Research Center, Tokai Works

* Inspection Development Corporation

* * Takenaka Corporation

* * * Takenaka Civil Engineering & Development.co.ltd

目 次

1 はじめに	1
2 粘性土構成モデルの調査.....	2
2.1 構成モデルの整理	2
2.1.1 構成モデルの基本的な分類.....	2
2.1.2 弾塑性タイプのモデルの整理.....	4
2.1.3 各種モデルの一覧とまとめ.....	12
2.2 各種時間依存性モデルの特徴	14
2.2.1 Over stress model.....	14
2.2.2 Flow surface model.....	16
2.2.3 Elastoplastic-creep model.....	19
2.2.4 各種時間依存性モデルのまとめ.....	20
3 選定された評価モデルの概要.....	23
3.1 関口ー太田モデル.....	23
3.2 足立ー岡モデル.....	24
4 要素試験に基づく抽出モデルの適用性検討	26
4.1 解析対象試験の概要.....	26
4.2 検討ケースとパラメータ	27
4.2.1 弾塑性パラメータ	27
4.2.2 粘性パラメータ	28
4.2.3 透水係数.....	29
4.2.4 検討ケース	30
4.3 一次元圧密試験のシミュレーション解析	30
4.3.1 解析仕様	30
4.3.2 結果	34
4.3.3 まとめ.....	34
4.4 圧密非排水三軸圧縮試験のシミュレーション解析	53
4.4.1 解析仕様	53
4.4.2 結果	55
4.4.3 まとめ.....	56
4.5 圧密非排水三軸クリープ試験のシミュレーション解析	75
4.5.1 解析仕様	75
4.5.2 結果	75

5 人工バリア中の緩衝材の長期挙動予測解析.....	80
5.1 概要	80
5.2 解析プログラム	80
5.2.1 解析プログラムの概要	80
5.2.2 基本方程式	81
5.2.3 応力ひずみ関係	82
5.3 解析条件	83
5.3.1 解析に用いたメッシュ分割と基本的な境界条件	83
5.3.2 物性値	84
5.3.3 時間に関する差分展開	88
5.4 オーバーパックの自重沈下解析	89
5.4.1 オーバーパック自重沈下解析の解析条件	89
5.4.2 解析結果	91
5.4.3 まとめ.....	104
5.5 オーバーパックの腐食膨張と自重沈下の同時解析	104
5.5.1 解析方法	104
5.5.2 解析結果	107
5.5.3 まとめ.....	137
6 長期挙動評価に関する課題.....	139
6.1 長期圧密試験結果に基づくオーバーパック沈下解析.....	139
6.1.1 長期圧密試験.....	139
6.1.2 長期圧密解析から得られるパラメータ.....	141
6.1.3 オーバーパックの長期沈下解析.....	142
7 おわりに.....	143
参考文献.....	145

目 次

図 2-1	関連流動則と非関連流動則	5
図 2-2	各降伏面の形状 1 π 平面上での違い (足立・龍岡, 1981)	7
図 2-3	降伏面の形状 2 p - q 面 Cam-clay model と修正 Cam-clay model	8
図 2-4	Over stress model と Flow surface model の概念図	10
図 2-5	回転異方性モデルの一例 (修正 Cam-clay model の p - q 面での回転)	11
図 2-6	過圧密での塑性挙動を考慮できるモデルの概念図	12
図 2-7	各モデルの系列図	21
図 4-1	圧密試験結果 e - $\log p$ 関係	27
図 4-2	モデル図	33
図 4-3(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)	35
図 4-3(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)	36
図 4-3(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 (step8)	37
図 4-3(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)	37
図 4-4(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)	38
図 4-4(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)	39
図 4-4(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 (step8)	40
図 4-4(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)	40
図 4-5(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)	41
図 4-5(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)	42
図 4-5(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 (step8)	43
図 4-5(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)	43
図 4-6(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)	44
図 4-6(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)	45
図 4-6(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 (step8)	46
図 4-6(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)	46
図 4-7(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)	47
図 4-7(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)	48
図 4-7(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3	49
図 4-7(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)	49
図 4-8(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)	50
図 4-8(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)	51
図 4-8(c)	一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B3、AO-B3 (step8)	52
図 4-8(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)	52
図 4-9(a)	圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A1、AO-A1 (CU2-1、CU2-2)	57
図 4-9(b)	圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A1、AO-A1 (CU2-3、CU2-4)	58

図 4-9(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A1、AO-A1 (CU2-5)	59
図 4-10(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B1、AO-B1 (CU2-1、CU2-2)	60
図 4-10(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B1、AO-B1 (CU2-3、CU2-4)	61
図 4-10(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B1、AO-B1 (CU2-5)	62
図 4-11(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A2、AO-A2 (CU2-1、CU2-2)	63
図 4-11(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A2、AO-A2 (CU2-3、CU2-4)	64
図 4-11(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A2、AO-A2 (CU2-5)	65
図 4-12(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B2、AO-B2 (CU2-1、CU2-2)	66
図 4-12(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B2、AO-B2 (CU2-3、CU2-4)	67
図 4-12(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B2、AO-B2 (CU2-5)	68
図 4-13(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A3、AO-A3 (CU2-1、CU2-2)	69
図 4-13(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A3、AO-A3 (CU2-3、CU2-4)	70
図 4-13(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-A3、AO-A3 (CU2-5)	71
図 4-14(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B3、AO-B3 (CU2-1、CU2-2)	72
図 4-14(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B3、AO-B3 (CU2-3、CU2-4)	73
図 4-14(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 SO-B3、AO-B3 (CU2-5)	74
図 4-15 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-A1、AO-A1	77
図 4-16 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-B1、AO-B1	77
図 4-17 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-A2、AO-A2	78
図 4-18 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-B2、AO-B2	78
図 4-19 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-A3、AO-A3	79
図 4-20 圧密非排水三軸クリープ試験 SO-B3、AO-B3	79
図 5-1 解析用メッシュ分割.....	84
図 5-2 解析メッシュ分割の排水距離.....	87
図 5-3 解析メッシュ分割.....	90
図 5-4 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)	93
図 5-5 自重による沈下量の経時変化(透水係数一定の場合)	94
図 5-6 構成モデル間の自重沈下における差異.....	96
図 5-7 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	97
図 5-8 オーバーパック直下の応力パス(関ロ-太田モデル,透水係数変化)	98
図 5-9 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).....	99
図 5-10 平均有効応力コンター図(関ロ-太田モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	100
図 5-11 平均有効応力コンター図(関ロ-太田モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	101
図 5-12 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)	102

図 5-13 平均有効応力のコンター図(足立一岡モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)	103
図 5-14 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	105
図 5-15 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	106
図 5-16 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)	109
図 5-17 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)	110
図 5-18 オーバーパックの沈下量に対する構成モデル間の比較	112
図 5-19 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	113
図 5-20 オーバーパック膨張終了時における q/Mp のコンター図(関口一太田モデル、透水係数変化)	116
図 5-21 オーバーパック膨張終了時における q/Mp のコンター図(関口一太田モデル、透水係数一定)	117
図 5-22 オーバーパック膨張終了時における q/Mp のコンター図(足立一岡モデル、透水係数変化)	118
図 5-23 オーバーパック膨張終了時における q/Mp のコンター図(足立一岡モデル、透水係数一定)	119
図 5-24 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-A1-kv)	120
図 5-25 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-A2-kv)	121
図 5-26 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-A3-kv)	122
図 5-27 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-B1-kv)	123
図 5-28 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-B2-kv)	124
図 5-29 オーバーパック周辺要素の応力パス(関口一太田モデル透水係数変化 SO-B3-kv)	125
図 5-30 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-A1-kv)	126
図 5-31 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-A2-kv)	127
図 5-32 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-A3-kv)	128
図 5-33 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-B1-kv)	129
図 5-34 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-B2-kv)	130
図 5-35 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立一岡モデル透水係数変化 AO-B3-kv)	131
図 5-36 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力(σ_r)の経時変化	133
図 5-37 周辺岩盤に隣接する要素の σ_r に関する構成モデル間の比較	134
図 5-38 周辺岩盤に隣接する要素の σ_r の透水係数の有無に関する比較	134
図 5-39 オーバーパックに隣接する要素の半径方向の有効応力(σ_r)の経時変化	135
図 5-40 オーバーパックに隣接する要素の σ_r に関する構成モデル間の比較	136
図 5-41 オーバーパックに隣接する要素の σ_r の透水係数の有無に関する比較	136
図 6-1 長期圧密試験用試験装置	140
図 6-2 長期圧密試験による経過時間と鉛直変位量の関係	140
図 6-3 二次圧密係数 α の時間変化	141
図 6-4 長期の二次圧密係数 α の外挿	141
図 6-5 オーバーパックの長期沈下挙動解析結果	142

表 目 次

表 2-1	力学モデルの基本分類	3
表 2-2	関連流動則と非関連流動則の特徴	4
表 2-3	各種モデルの降伏面の特徴	6
表 2-4	時間依存性弾塑性モデルの分類	9
表 2-5	異方弾塑性モデルの分類	11
表 2-6	温度依存性弾塑性モデルの分類	11
表 2-7	地盤材料を対象とした代表的な力学モデル一覧表	13
表 2-8	各モデルの特徴	22
表 4-1	解析対象試験概要	26
表 4-2	弾塑性パラメータ	28
表 4-3	粘性パラメータ一覧	28
表 4-4	解析ケース一覧	30
表 4-5	载荷条件	33
表 4-6	三軸圧縮試験初期有効拘束圧と初期間隙比	55
表 5-1	各解析ケースで共通の物性値	85
表 5-2	変動させるパラメータと解析ケース番号	87
表 5-3	透水係数の設定	88
表 5-4	各解析ケースにおいて変動させるパラメータ	90
表 5-5	構成モデルと透水係数に関する略号	91
表 5-6	各ケースにおける一万年後の沈下量	95
表 5-7	各解析ケースにおいて変動させるパラメータ	107
表 5-8	構成モデルと透水係数に関する略号	107
表 6-1	解析に用いるパラメータ	142

写 真 目 次

写真 6-1	長期圧密試験装置の概観	140
--------	-------------	-----

1 はじめに

高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア中の緩衝材は、核種移行を遅延する機能が期待されている。このような機能を保持するためには、図 1-1 に示す緩衝材をとりまく力学的な影響を与える諸因子に対し、緩衝材の必要厚さを確保し、かつ、オーバーパックに損傷を与えるような外力が作用しないように緩衝材を設計する必要がある。力学的側面から緩衝材に要求される主な設計要件としては、①オーバーパックを安定に支持できる支持性能と②岩盤クリープやオーバーパックの腐食膨張などの影響によってオーバーパックが損傷しないようにする応力緩衝性能の 2 つが挙げられる。このような緩衝材の支持性能と応力緩衝性能に関しては、「我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」（以後「第 2 次取りまとめ」と称す）（核燃料サイクル開発機構, 1999）において、オーバーパックの自重沈下や腐食膨張の影響に関する解析による検討が行われており、設定された仕様に対し上記の性能が十分満たされることが報告されている。しかし、「第 2 次取りまとめ」における解析において用いられた長期力学挙動評価モデルに関しては適用性に関する検討が不足していると考えられる。なぜなら、これらのモデルは、一般粘性土における実績やパラメータ設定の容易さを重視して選定されており、一般の粘性土に比べ吸水による高い膨潤性能を有する緩衝材への適用性は十分吟味されていないためである。したがって、室内要素試験のシミュレーション解析などにより、評価モデルの精度を確認し、信頼性の高い長期力学評価モデルの再選定と緩衝材の支持性能と応力緩和性能の再評価が必要と考えられる。そこで、本検討においては、既存の粘性土に適用可能なモデルを体系的に整理し、緩衝材の力学評価モデルとして適用性が高いモデルを抽出した上で、抽出モデルを用いた緩衝材の室内要素試験のシミュレーション解析を実施し評価モデルの選定を新たに実施するとともにパラメータの設定を行う。さらに、選定モデルとパラメータを用いて人工バリア中のオーバーパック自重沈下やオーバーパック腐食膨張影響に関する長期力学挙動予測を行い、パラメータによる挙動予測の幅を把握するとともに、緩衝材の支持性能や応力緩和性能を保守的に評価するためのパラメータを明らかにする。

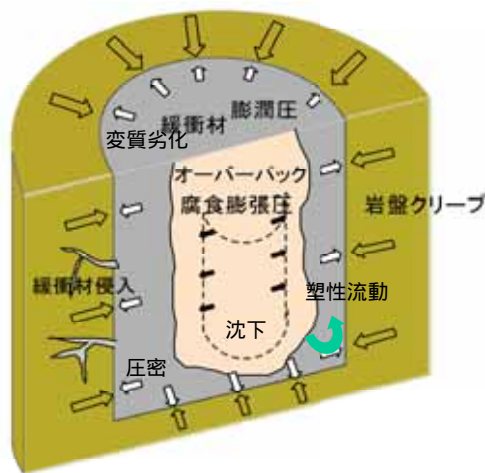


図 1-1 人工バリアの緩衝材への力学的影響因子

2 粘性土構成モデルの調査

高レベル廃棄物の深地層処分での環境を考慮する場合、人工バリアとしての緩衝材の長期にわたる変形挙動を精度よく予測するためには、以下の事項が表現できる力学モデルが要求される。

緩衝材の力学モデルに要求される事項

- ・ 弾塑性
- ・ 時間依存性
- ・ 異方性
- ・ 温度依存性
- ・ 過圧密特性

以下では、今後用いるべき緩衝材の力学モデルの検討を行うための資料として、地盤材料を対象とした現有する力学モデルに関する整理を行う。

2.1 構成モデルの整理

2.1.1 構成モデルの基本的な分類

地盤材料を対象とした現有する力学モデルに関する、基本的な分類を表 2-1に示す。

モデルは大きく弾性モデルと弾塑性モデルに分類することができる。そして、その理論の枠組みの中で、時間依存性や温度依存性を考慮したモデルが開発されている。

各モデルにはその基本理論を併記しているが、全てのモデルの基本理論が完全に確立されているわけではない。例えば、単なる弾性モデルの場合、その基本理論は確立されているといえるが、弾塑性モデルになると基本理論により複数のモデルが提案されている。また、時間依存性弾塑性モデルなどでは提案されている基本理論においても、現在議論がなされている。

弾塑性タイプのモデルに関しては、時間依存性など各種事項を含めて完全に確立されておらず、その適用にあたっては各モデルの特徴を把握した上で用いる必要がある。次節では、提案されている代表的な弾塑性モデルについて整理する。

表 2-1 力学モデルの基本分類

モデル		基本理論		代表的モデル	考慮できる事項							
					弾性	塑性	時間依存性	異方性	温度依存性	過圧密特性		
弾性	弾性モデル	フックの法則	確立		○							
	粘弾性モデル	バネとダッシュポット	複数モデルあり	Voigt モデル Maxwell モデル	○		○					
	異方弾性モデル	異方性を考慮した弾性係数	確立		○			○				
	温度依存性弾性モデル	Duhauel-Neumann 式	確立		○				○			
	複合弾性モデル	上記モデルの複合			○	○	○	○	○			
	弾塑性	弾塑性モデル	降伏面、ポテンシャル面直交則、負荷履歴	複数モデルあり	Mohr-Coulomb モデル Cam-clay モデル	○	○					
		時間依存性弾塑性モデル	粘塑性ひずみの導入 クリープひずみの導入	複数モデルあり	over stress モデル flow surface モデル	○	○	○				
		異方弾塑性モデル	降伏面の移動回転 構造テンソルの導入	複数モデルあり	回転異方硬化モデル 構造テンソルモデル	○	○		○			
		温度依存性弾塑性モデル	負荷履歴に温度を考慮 移行方程式の設定	複数モデルあり		○	○			○		
		過圧密弾塑性モデル	降伏面の内側に準降伏面を設定	複数モデルあり	境界面モデル 下負荷面モデル	○	○					○
		複合弾塑性モデル	上記モデルの複合			○	○	○	○	○		○

2.1.2 弾塑性タイプのモデルの整理

(1) 弾塑性モデル

弾塑性モデルは主に以下の 3 点に関して分類することができる（北川, 1979）。

- ・ 関連流動則（**associated laws**）と非関連流動則（**non-associated laws**）
- ・ 降伏面（及び塑性ポテンシャル面）の形状
- ・ 負荷履歴関数（硬化則）

3 番目の負荷履歴関数については、降伏面（塑性ポテンシャル面）とセットで評価される場合が多いので、以下では関連流動則と非関連流動則及び降伏面の形状について、これまで提案されてきたモデルについて整理する。

(i) 関連流動則と非関連流動則

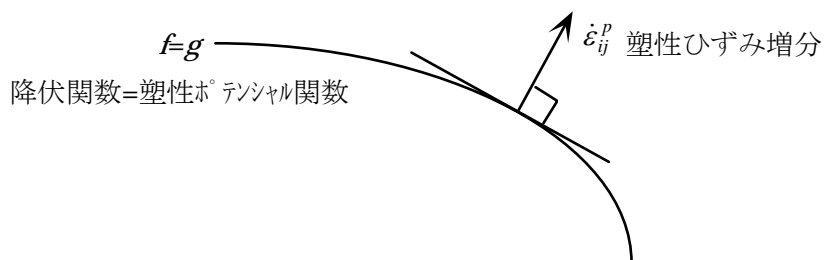
関連流動則とは降伏面と塑性ポテンシャル面を一致させる考え方である。いいかえると関連流動則では塑性ひずみ増分ベクトルの方向は常に降伏面に対して垂直方向と仮定されている。それゆえに、関連流動則は法線則もしくは直交則（**normality rule**）とも呼ばれる。関連流動則を用いた場合、最大塑性仕事の原理が満たされ、境界値問題においても応力速度及びひずみ速度の唯一性が保証される。

非関連流動則では降伏面とは別に塑性ポテンシャル面を設定する。このため、最大塑性仕事の原理が満たされず、境界値問題においても応力速度及びひずみ速度の唯一性が保証されない。しかしながら、非関連流動則を用いると関連流動則ではうまく表現できない応力-ひずみ関係を比較的うまく表現することができる（北川, 1979）。

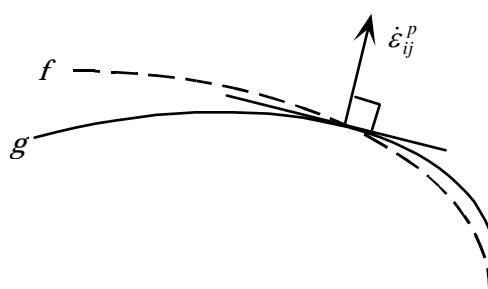
以上まとめたものを表 2-2 に示す。また、関連流動則と非関連流動則の概念図を図 2-1 に示す。

表 2-2 関連流動則と非関連流動則の特徴

	概要	特徴
関連流動則	降伏面と塑性ポテンシャル面が同じ	応力速度及びひずみ速度の唯一性が保証される。
非関連流動則	降伏面とは別に塑性ポテンシャル面を設定	応力-ひずみ関係を比較的うまく表現することができる。



関連流動則 associated flow law



非関連流動則 non-associated flow law

図 2-1 関連流動則と非関連流動則

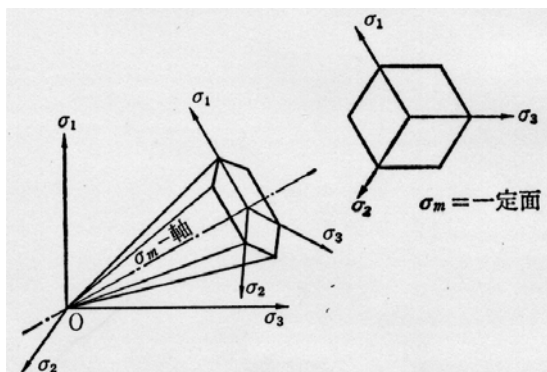
(ii) 降伏面の形状

降伏面の形状に関する考え方は、せん断方向の塑性を仮定した π 平面での形状に関する考え方及びダイラタンシーを表現できる p - q 面での形状に関する考え方に区分することができる。

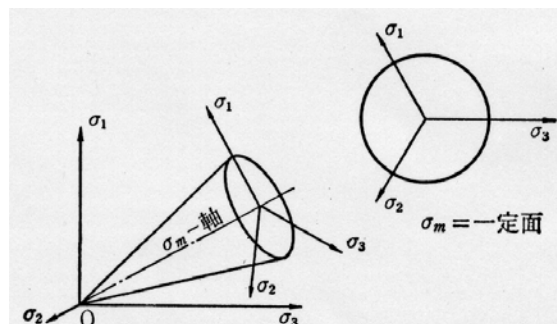
各降伏面の特徴を表 2-3 に示す。また、各モデルの応力空間での降伏面の形状を図 2-2、図 2-3 に示す（足立・龍岡，1981）。ここで、 π 平面形状と p - q 面での形状の組み合わせは可能であり、 π 平面形状は Lade の基準、 p - q 面形状は Roscoe-Burland の基準というモデルも可能である。また、負荷履歴であるが、せん断塑性ひずみのみを仮定するモデルでは、負荷履歴パラメータをせん断塑性ひずみの関数とするのが一般的であり、体積塑性ひずみも考慮する場合は、負荷履歴パラメータを体積塑性ひずみとせん断塑性ひずみの関数とするのが一般的である。

表 2-3 各種モデルの降伏面の特徴

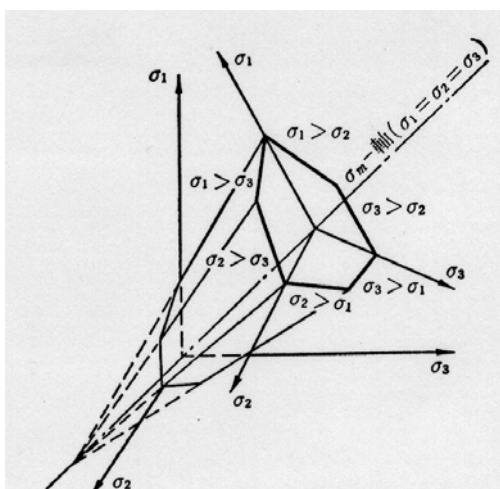
	π 平面形状	p-q 面	特徴
Tresca(1864)	6 角形	直線	最大せん断力一定で評価
von Mises(1913)	円形	直線	せん断ひずみエネルギー一定で評価
Mohr - Coulomb	歪んだ 6 角形	直線	Mohr の応力円とせん断角で評価
Lade(1977)	おむすび形	直線	中間主応力の影響評価
松岡 中井(1980)	おむすび形	直線	中間主応力の影響評価
Schofield Wroth(1968)	円形	キャップ形	体積塑性ひずみ (ダクタイル) を評価
Roscoe Burland(1968)	円形	楕円	体積塑性ひずみ (ダクタイル) を評価



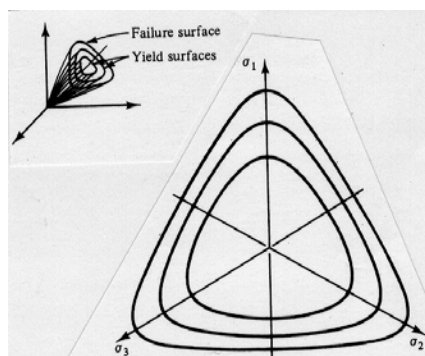
Tresca の降伏面 (平均応力依存性あり)



von Mises の降伏面 (平均応力依存性あり)



Mohr-coulomb の降伏面



Lade の降伏面

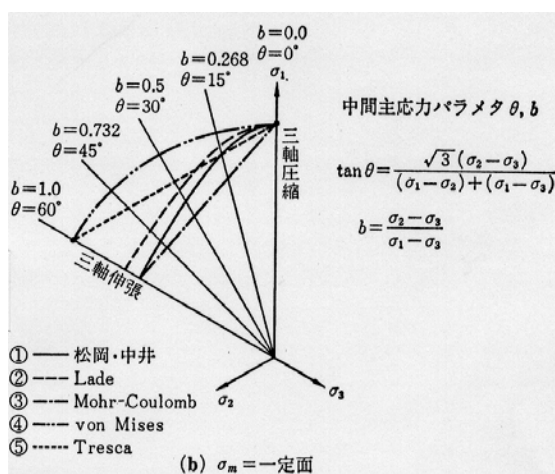
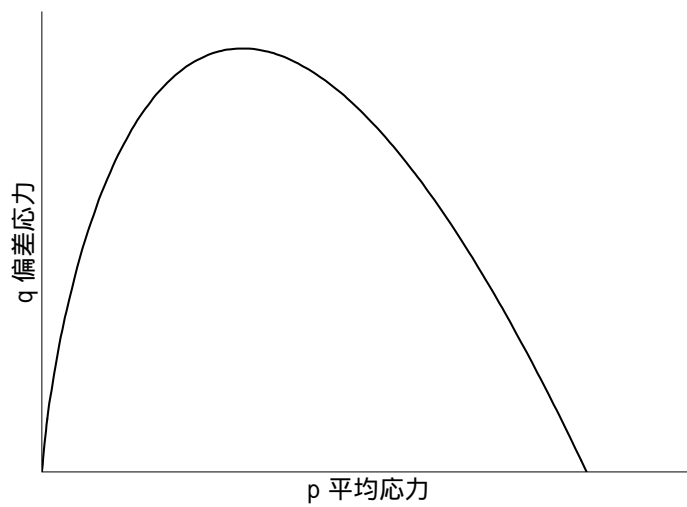
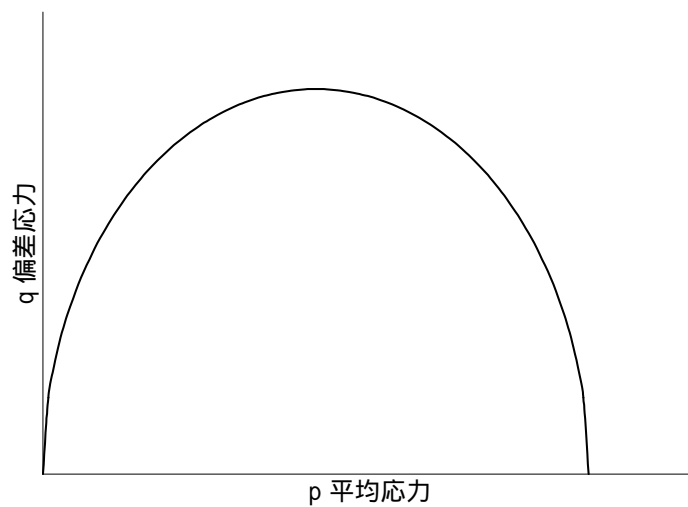


図 2-2 各降伏面の形状 1 平面上での違い (足立・龍岡, 1981)



Cam-clay model



修正 Cam-clay model

図 2-3 降伏面の形状 2 p - q 面 Cam-clay model と修正 Cam-clay model

(2) 時間依存性弾塑性モデル

時間依存性弾塑性モデルは大きく次の 3 種類に分類することができる。その特徴を表 2-4 に示す。また、Over stress model と Flow surface model の概念図を図 2-4 に示す。

現存する時間依存性弾塑性モデルと呼ばれるモデルは、表 2-4 に示したいずれかのタイプ

に分類できる。例えば、関口ー太田モデル (Sekiguchi and Ohta, 1977) の粘性部分に関するモデル化は Flow surface model の考え方に基づいて行われている。

表 2-4 時間依存性弾塑性モデルの分類

モデルタイプ		特徴
粘塑性ひずみ タイプ	over stress model (Perzyna, 1963)	応力が降伏面外に存在することを許容し、粘塑性ひずみは応力と負荷履歴の差で規定している。
	flow surface model (Naghdi and Murch, 1963)	負荷履歴パラメータを時間の関数とし、降伏面が時間とともに移動すると仮定している。
Elastoplastic-creep model (Kaliakin and Dafalias, 1999)		塑性ひずみは一般の塑性モデルで規定し、粘性ひずみはクリープ理論で規定している。

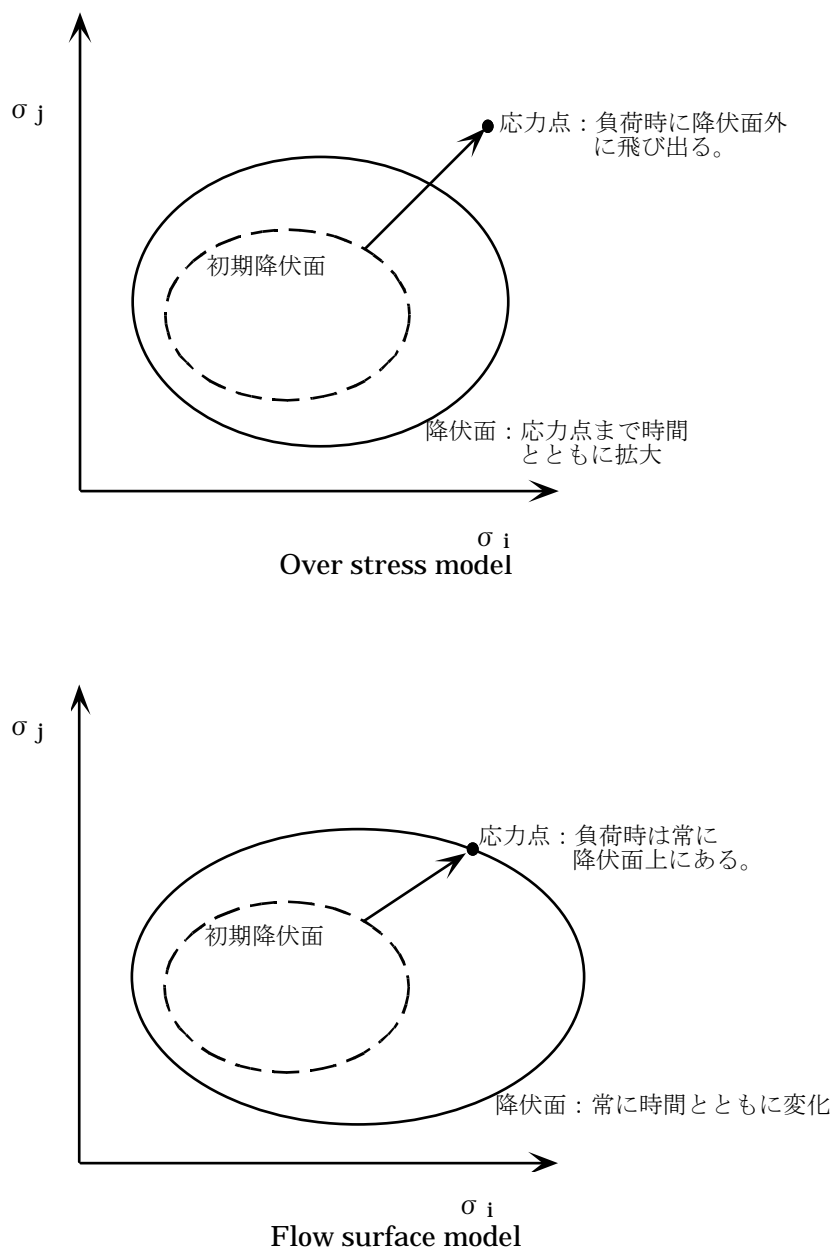


図 2-4 Over stress model と Flow surface model の概念図

(3) 異方弾塑性モデル

異方弾塑性モデルは大きく次の 2 種類に分類することができる。その特徴を表 2-5 に示す (岡・中井, 1993)。

回転移動異方タイプ、構造テンソルタイプ 双方とも初期構造異方性を表現するモデルとして用いることができる。関口・太田モデル (Sekiguchi and Ohta, 1977) では初期構造異方性を表現するために、降伏面を回転させている。修正 Cam-clay モデルの降伏面を p - q 面上で回転さ

せた例を図 2-5に示す。応力の変化に伴う異方性（誘導異方性）を表現する手段として、降伏面を回転移動させる回転移動異方タイプが有力であるが、降伏面の回転、移動を規定するパラメータを試験結果より直接決定する点が大きな課題となっている。

表 2-5 異方弾塑性モデルの分類

モデルタイプ	特徴
回転移動異方タイプ ^o	降伏面を回転または移動させて、応力-ひずみ関係の異方性を表現するモデルである。初期構造異方性、誘導異方性双方を取り扱うことができる。
構造テンソルタイプ ^o	異方性を考慮したテンソル（構造テンソル）を用いる方法である。初期構造異方性を表現するのに有意な手法である。

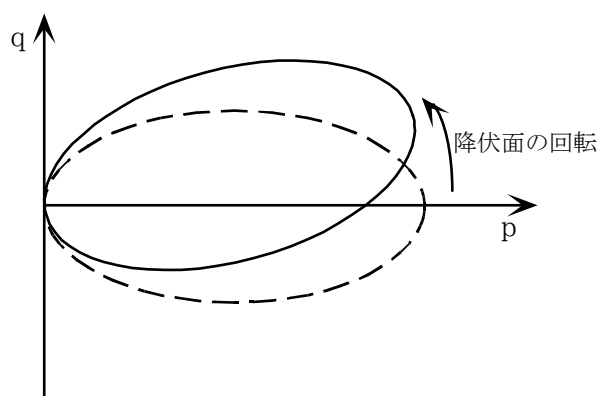


図 2-5 回転異方性モデルの一例（修正 Cam-clay model の p-q 面での回転）

(4) 温度依存性弾塑性モデル

応力-ひずみ関係に温度変化の影響を取り込む手法としては、表 2-6に示す 2 種類の手法がある（北川，1979）。地盤材料を対象とした、温度依存性モデルは少ないが、非熱力学タイプが幾つかのモデルで適用されている。

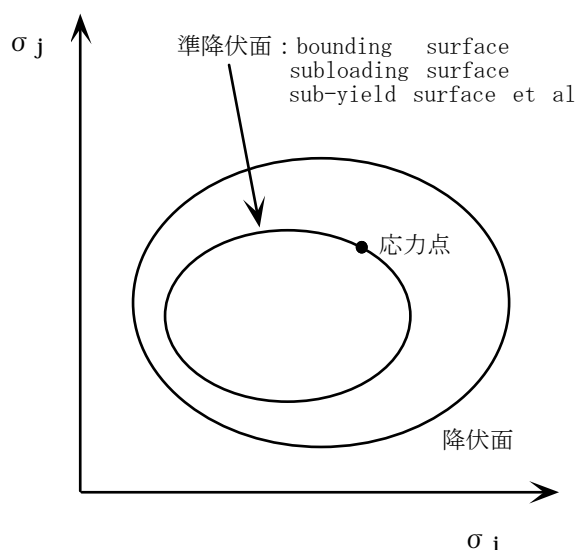
表 2-6 温度依存性弾塑性モデルの分類

モデルタイプ	特徴
熱力学タイプ ^o	物体の状態は、ひずみと温度と内部変数により規定されると仮定し、ポテンシャル関数の勾配として非弾性ひずみを規定する手法である。移行方程式を用いて内部変数の変化を規定する。
非熱力学タイプ ^o	降伏関数を応力、負荷履歴、温度の関数と仮定する手法である。

(5) 過圧密弾塑性モデル

一般に過圧密領域は、弾性挙動として扱われるが、実際の応力-ひずみ関係は過圧密領域においても非線形性を示す。過圧密領域での塑性挙動を扱うモデルを図 2-6 に示す。図のように、降伏面内部に複数の準降伏面を設けるタイプが一般的で、応力が準降伏面に存在する場合、ある程度の塑性ひずみが発生すると仮定している。

準降伏面の呼び方及び降伏面に対する準降伏面の関係の付け方により、**Bounding surface model**(Dafalias, 1986)、**Subloading surface model**(Hashiguchi, 1989)、**two surface model**等の名称がついている。



※準降伏面の呼び方は色々ある。

図 2-6 過圧密での塑性挙動を考慮できるモデルの概念図

2.1.3 各種モデルの一覧とまとめ

現在提案されているほとんどのモデルは、2.1.1章で述べた各事項を組み合わせた形となっている。表 2-7 にこれまでに提案された代表的なモデルの一覧を示す。

表 2-7 に示したモデルは、現在提案されているものの一部であり、この他にも色々なモデルが提案されている。今後緩衝材ベントナイトの力学挙動に関して精度の高い解析を行うには、各種モデルの特性を踏まえた上で、幅広い視点でのモデル選定が必要であると考えられる。

表 2-7 地盤材料を対象とした代表的な力学モデル一覧表

	俗称	弾塑性	時間	異方	温度	過圧密	特徴
Schofield&Wroth(1968)	Cam-clay model	C					cap 型モデルの原形 ダレタンジの表現
Roscoe&Burland(1968)	修正 Cam-clay model	MC					Cam-clay モデルの修正版 降伏面が楕円
Sekiguchi&Ohta(1977)	関口-太田モデル	C	FS	RY			
Mroz et al (1979)	nested surface model	MC				IS	
Adachi&Oka(1982)	足立-岡モデル	C	OS				
Nova(1982)		C	FS				
Matsui&Abe(1985)		C	FS				
Nova(1985)		MC		FT			
Dafalias(1986)	Bounding surface model	MC				BS	降伏面内に Bounding surface を設定
Hashiguchi(1989)	Subloading surface model	MC				SS	Subloading surface model
Kaliakin&Dafalias(1990)		MC	OS+C P			BS	Bounding surface の発展型
Hueckel&Borsetto(1990)		C			○		
Borja(1992)		MC	OS+C P				
Kutter&Sathialngam(1992)		MC	OS			BS	
Whittle&Kavvasdas(1994)		MC		RY		BS	
Stallebrass&Taylor(1997)		MC				2S	
Al-Shamrani&Sture(1998)		MC	OS+C P	RY		BS	Bounding surface の発展型
Kiyama&Hasegawa(1998)		C		RY		2S	
Yashima et al (1998)		C	OS		○		足立-岡モデルの発展型
Hashiguchi&Okayasu(2000)		MC	CP	RY		SS	Subloading surface の発展型

弾塑性 C : Cam-clay モデル MC : 修正 Cam-clay モデル 時間依存性 OS : Over stress モデル FS : Flow surface モデル CP : クリープ モデル

異方性 RY : 回転異方モデル FT : 構造テンソルモデル

過圧密 IS : 無数面モデル BS : Bounding surface モデル SS : Subloading surface モデル 2S : 2面モデル

2.2 各種時間依存性モデルの特徴

地層処分システムにおける人工バリアとしての緩衝材ベントナイトの力学挙動を評価するには、2.1で挙げたような挙動を表現できる力学モデルを用いる必要があるが、処分システムの長期安定という観点より、時間依存性挙動の評価が特に重要となると考えられる。

前述したように、時間依存性弾塑性モデルと呼ばれているモデルにおいても、大きく分けて3種類の考え方があり、それぞれ特長と問題点を有している。そこで、土質材料に関して種々提案されている表 2-7に示した力学構成モデルを中心に、各モデルの理論的背景、再現しようとした実現象等を整理し、それぞれのモデルの理論的共通点などに基づき、相関関係を表す系列図（図 2-7）を作成した。

また以下に、各構成モデルの長所や一般的な問題点、ベントナイト材料特性、地層処分環境特性条件において特筆される問題点等を洗い出して整理し、要素試験～実現象の解析評価への適用性について検討を行う。

2.2.1 Over stress model

(1) Over stress model の基本概念

Over stress model は Perzyna により提案されたモデルである（Perzyna, 1963）。本モデルにおいて、ひずみ速度は弾性成分と粘塑性成分に分けて定義している。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} \quad (2-1)$$

$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$: ひずみ速度テンソル

添字 e : 弾性成分

添字 vp : 粘塑性成分

そして、粘塑性ひずみ速度を次のように定義している。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \gamma \langle F \rangle \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (2-2)$$

$\boldsymbol{\sigma}$: 応力テンソル

γ : 粘性を表す材料定数

$\langle \rangle$: ブラケット関数

F : 超過応力関数（応力と静的応力の差の関数）

f : 動的降伏関数（動的降伏面上に応力が存在する。）

(2-2)式より、本モデルでは、粘塑性ひずみの方向は応力が存在する動的降伏面により規定され、その大きさは超過応力によることがわかる。

Over stress model では超過応力関数 F と動的降伏面 f を規定すれば、モデルが確定する。次に本概念を適用した力学モデルの特長について述べる。

(2) 足立 - 岡モデル (Adachi and Oka, 1982)

本モデルは、弾塑性モデルの **Cam-clay model** に **Over stress model** の概念を適用している。降伏関数に **Cam-clay model** の降伏関数を用いている。

$$f = \frac{\sqrt{2J_2}}{Mp} + \ln(p/p_0) = k_d \quad (2-3)$$

J_2 : 偏差応力の第 2 不変量

M : 限界状態線の傾き

p : 平均有効応力

p_0 : 初期平均有効応力

k_d : 硬化パラメータ (降伏面と平均応力軸との交点)

そして、超過応力関数を次式で定義している。

$$F = \left(\frac{k_d}{k_s} \right)^n \quad (2-4)$$

k_s : 静的降伏関数の硬化パラメータ (塑性ひずみで定義)

n : 材料定数

上記超過応力関数では、クリープ破壊挙動を表現できないので、足立らは超過応力関数に第二材料関数を付加し、クリープ破壊現象が表現できるように拡張されている (Adachi and Oka, 1987)。

(3) Kutter - Sathialingam モデル (Kutter, 1992)

本モデルも足立 - 岡モデルと同様に、弾塑性モデルの **Cam-clay model** に **Over stress model** の概念を適用している。そして、過圧密挙動が再現できるように **Bounding Surface**

の概念を適用している。ただし、足立一岡モデルにおいても、過圧密挙動が表現できるよう拡張されている。

また、本モデルではクリープ破壊現象は表現できない。

(4) Over stress model の問題点

橋口らは、Over stress model に関して以下のような問題点を指摘している (Hashiguchi and Okayasu, 2000)。

- ・粘塑性ひずみ速度が応力速度に関係していないため、弾塑性モデルに帰着することがない。
- ・応力が静的降伏面の外に出て、粘塑性ひずみが発生するため、除荷後のクリープ現象等が表現できない。

1 番目の指摘は、Over stress model の本質的な問題点である。一般に地盤材料は Isotaches 特性を示すことが知られている (Tatsuoka, 2001)。Isotaches 特性とは応力-ひずみ関係はひずみ速度により決定されるという特性である。Over stress model の場合、粘塑性ひずみ速度を(2-2)式で規定しており、粘塑性ひずみ速度の方向が現在の応力により決定されることになる。このことより、本モデルでは、応力がクリープ試験のようにステップ的に変化する場合と、変位一定のせん断試験のように徐々に変化する場合とでは、同一の応力変化に対する最終的な粘塑性ひずみ量が異なってくることになる。このことは、応力-ひずみ関係はひずみ速度により決定されるという Isotaches 特性とは矛盾することになる。人工バリアの力学挙動をシミュレートする場合、この問題点を考慮する必要がある。比較的短時間の試験（応力の変化が速い試験）で得られた結果を元に、長期の挙動（応力の変化が遅い挙動を）を予測することになるからである。

2 番目の問題は、除荷時の問題なので地層処分ではあまり関係ないと考えられる。

2.2.2 Flow surface model

(1) Flow surface model の基本概念

Flow surface model は Naghdi と Murch により提案されたモデルである (Naghdi and Murch, 1963)。本モデルにおいても、Over stress model と同様に(2-1)式に示すように、ひずみ速度は弾性成分と粘塑性成分に分けて定義している。粘塑性ひずみ速度は、弾塑性モデルと同様の定義に従う。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \Lambda \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (\text{関連流れ則の場合}) \quad (2-5)$$

Flow surface model 場合、降伏関数が応力と硬化パラメータ及び時間の関数となる。

$$f(\boldsymbol{\sigma}, k, \eta(t)) = 0 \quad (2-6)$$

k : 硬化パラメータ (塑性ひずみの関数)

$\eta(t)$: 時間に関するパラメータ

適合条件式より、(2.5)式の Λ は次式のようになる。

$$\Lambda = - \frac{\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} + \frac{\partial f}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial t} \dot{t}}{\frac{\partial f}{\partial k} \frac{\partial k}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}} \quad (2-7)$$

Flow surface model は時間を陽に含むモデルとなっている。

(2) 関口 - 太田モデル (Sekiguchi and Ohta, 1977)

本モデルは、弾塑性モデルの **Cam-clay model** に **Flow surface model** の概念を適用している。降伏関数を次式のように設定している。

$$F = \alpha \ln \left\{ 1 + \left(\frac{\dot{v}_0 t}{\alpha} \right) \exp \left(\frac{f}{\alpha} \right) \right\} = v^p \quad (2-8)$$

$$f = D \left(\frac{q}{p} - \frac{q_0}{p_0} \right) + \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \left(\frac{p}{p_0} \right)$$

e_0 : 初期間隙比

α : 二次圧密係数

\dot{v}_0 : 一次圧密終了時の体積ひずみ速度

v_p : 塑性体積ひずみ

p : 平均有効応力

q : 軸差応力

p_0 : 初期平均有効応力

q_0 : 初期軸差応力

D : 柴田のダイレタンシー係数

λ : 圧縮指数

κ : 膨潤指数

本モデルは降伏関数内に時間を含む形式となっている。また、クリープ体積ひずみに関しては圧密試験より得られる二次圧密係数より算定する形式となっている。

(3) Nova モデル (Nova, 1982)

本モデルは、**Flow surface model** の基本概念に従い、**cap** 型の降伏関数及びポテンシャル関数を用いている。非関連流動則を適用し、クリープ体積ひずみは時間の対数と比例関係になると仮定した定式化を行なっている。

(4) 松井 - 阿部モデル(Matsui and Abe, 1985)

本モデルは、**Flow surface model** の基本概念に従い、関連流動則に従い色々な降伏関数及びクリープ体積ひずみと時間の関係を用いている。

(5) Flow surface model の問題点

Flow surface model は次のような問題点を有していることが指摘されている (Hashiguchi and Okayasu, 2000 ; 岡, 2000)。

- ・ 降伏関数に時間を陽に含むためモデルとしての客観性を満足しない。

これは、**Flow surface model** では計算開始時間の取り方により答えが変わるということの意味する。つまり、ある応力変化に対する挙動を計算する場合、応力変化時刻を $t=0$ とするのと、 $t>0$ の状態で応力変化するのとでは計算結果が異なることになる。通常解析では、応力変化時刻を $t=0$ とする。クリープ試験のように応力の変化が 1 度の場合問題ないが、時間と共に応力が変化する場合客観性の問題が生じる。

想定される人工バリアの力学挙動は、応力状態が連続的に変化するため **Flow surface model** での時間の取り扱いには注意を要すると考えられる。

2.2.3 Elastoplastic-creep model

(1) Elastoplastic-creep model の基本概念

Elastoplastic-creep model では、ひずみ速度を弾性成分と塑性成分及び粘性成分に分けて定義している。

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p + \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^v \quad (2-9)$$

$\boldsymbol{\varepsilon}^p$: 塑性ひずみ成分

$\boldsymbol{\varepsilon}^v$: 粘性ひずみ成分

ここで、塑性ひずみ速度は塑性モデルにより定義し、それに粘性ひずみ速度を付加する形式となっている。粘性ひずみ速度は、クリープ試験での挙動や二次圧密時の挙動を参考に定義する。

(2) Borja モデル(Borja, 1986)

本モデルは、弾塑性モデルである **Modified Cam-clay model** を **Elastoplastic-creep model** に拡張したモデルである。ひずみ速度を(2-9)式のように定義し、塑性ひずみ速度は **Modified Cam-clay model** により規定し、粘性ひずみは応力緩和挙動より定義している。

(3) Kaliakin - Dafalias モデル(Kaliakin and Dafalias, 1990)

本モデルは、弾塑性モデルである **Bounding surface model** を **Elastoplastic-creep model** に拡張したモデルである。ひずみ速度を(2-9)式のように定義し、塑性ひずみ速度は **Bounding surface model** により規定し、粘性ひずみは **Over stress model** の考え方をを用いて定義している。

Al-Shamrani と **Sture** はクリープ破壊が再現できるように本モデルを拡張している (**Al-Shamrani and Sture, 1998**)。

(4) 橋口 - 岡安モデル(Hashiguchi and Okayasu, 2000)

本モデルは、弾塑性モデルである **Subloading surface model** を **Elastoplastic-creep model** に拡張したモデルである。ひずみ速度を(2-9)式のように定義し、塑性ひずみ速度は **Subloading surface model** により規定し、粘性ひずみは 2 次圧密現象より定義している。

(5) Elastoplastic-creep model の問題点

Elastoplastic-creep model の問題点は次のようなことが考えられる。

・粘塑性に関するひずみ部分を塑性成分と粘性成分に分けているが、実験結果での応力-ひずみ関係においてこのように粘塑性ひずみを分けることが難しい。龍岡も、各種地盤材料を用いた時間依存性に関する力学試験結果より、非弾性ひずみ成分を塑性成分と粘性成分に分けることは難しいと結論づけている (Tatsuoka, 2001)。

Kaliakin-Dafalias モデルでは、時間に依存しない弾塑性変形は瞬間的に生じると仮定し、時間と共に生じる変形が粘性変形であると定義している。通常瞬間的に生じる変形は非常に小さく、このような定義に基づき塑性変形量を見積もると実際の変形挙動に対し変形量を過少に見積もる可能性がある。

橋口-岡安モデルでは、応力速度に対し塑性ひずみを定義し、時間変化に対し粘性ひずみを定義している。この定義によると応力一定のクリープ試験では粘性ひずみしか生じず、塑性ひずみと粘性ひずみの両方が生じる変形速度一定試験との整合性が取れないという問題が生じる。

人工バリアの力学挙動評価においては、長期間での挙動予測が重要であるので、Elastoplastic-creep model を用いる場合、要素試験結果より各パラメータを決定する際に注意が必要であると考えられる。

2.2.4 各種時間依存性モデルのまとめ

上記時間依存性モデルの特徴をまとめたものを表 2-8 に示す。

このように、各モデルはそれぞれ完璧とは言えないが、現状の要素試験からパラメータを決定することが比較的容易で、緩衝材の長期力学挙動予測上重要なクリープ破壊現象が評価可能なモデルの中から実績のあるモデルを選定することにした。このような観点から、Over stress model の代表モデルとして足立-岡モデルを Flow surface model の代表的モデルとして関口-太田モデルを抽出した。

次章以降はこれら2つのモデルの適用性に関する検討を実施する。

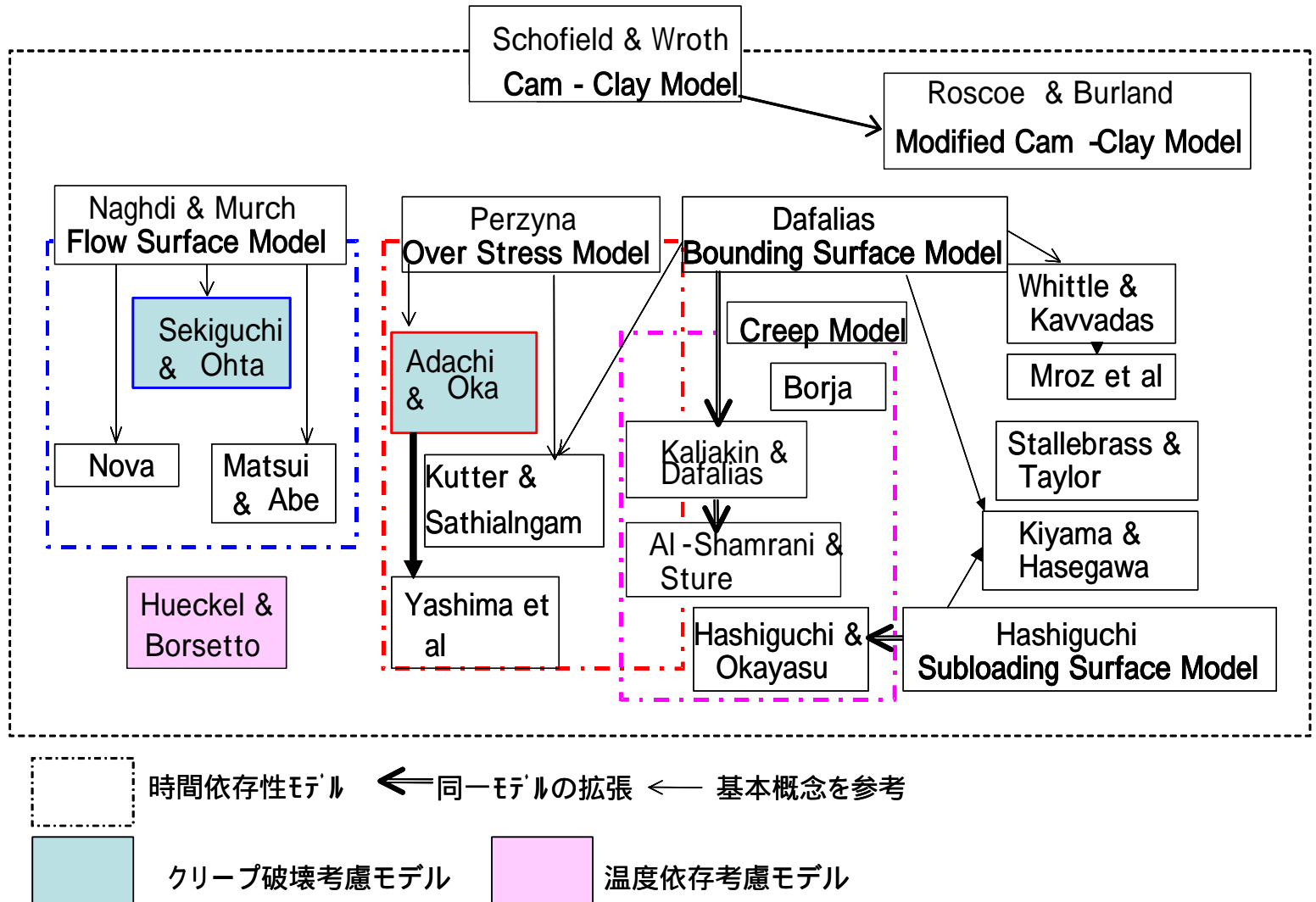


図 2-7 各モデルの系列図

表 2-8 各モデルの特徴

	モデル	非弾性ひずみ定義	特長	共通問題点	個別問題点	人工バリア挙動への適用における留意点
Over stress model	Adachi & Oka 1982	粘塑性ひずみ 降伏関数は Cam-clay	Over stress model と Cam-clay model の結合	基本的に弾塑性モデルとは異なる。 (応力速度により最終的に生じるひずみ量が異なる。)	—	要素試験結果より得られるパラメータの設定方法において、左記問題点を考慮する必要がある。
	kutter & Sathialngam 1990	粘塑性ひずみ Bounding surface	過圧密挙動も再現できる。		クリープ破壊現象が表現できない。	
Flow surface model	Sekiguchi & Ohta 1977	粘塑性ひずみ 降伏関数は Cam-clay	2次圧密挙動、クリープ破壊挙動が表現できる。	時間を陽に含むため客観的でない。 (時間の取り方により解が異なる。)	—	客観性を満たさないことによる、結果に与える影響に関して考慮する必要がある。
	Nova 1982	粘塑性ひずみ Modified Cam-clay 非関連則	排水、非排水クリープ挙動を検討している		—	
	Matsui & Abe 1985	粘塑性ひずみ 複数の降伏面で試算	体積ひずみ速度に関して複数の降伏面を検討している。		—	
Elastoplastic-creep model	Borja 1986	塑性ひずみ+ 粘性ひずみ Modified Cam-clay	粘性ひずみは応力緩和現象より定式化している。	塑性ひずみ成分と粘性ひずみ成分を明確に分離することが難しい。	瞬間的に塑性ひずみが生じるため、急速载荷などの条件には不向きである。	要素試験結果より、塑性ひずみ成分と粘性ひずみ成分を分離する必要がある。
	Kaliakin & Dafalias 1990	塑性ひずみ+ 粘性ひずみ Modified Cam-clay	塑性ひずみは過圧密を考慮して計算している。粘性ひずみの計算で Over stress model の概念を適用している。		瞬間的に塑性ひずみが生じるため、急速载荷などの条件には不向きである。	
	Hashiguchi & Okayasu 2000	塑性ひずみ+ 粘性ひずみ Modified Cam-clay	塑性ひずみは過圧密を考慮して計算している。粘性ひずみは 2次圧密挙動より定式化している。		粘性ひずみの評価において時間を陽に含むため客観的でない。(時間の取り方により解が異なる。)	

3 選定された評価モデルの概要

既存の評価モデルを体系化し整理した2章の検討結果より、緩衝材の長期力学特性の評価に適すると考えられるモデルとして足立-岡モデル、関口-太田モデルが抽出された。そこで抽出された関口-太田モデルおよび足立-岡モデルの概要を以下に示す。

3.1 関口 - 太田モデル

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（ダイレイタンシー）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的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。

土材料のひずみ速度を、弾性成分 $\dot{\varepsilon}_{ij}^E$ と塑性成分 $\dot{\varepsilon}_{ij}^P$ 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。

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

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。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} = \Lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma'_{ij}} \quad (3-2)$$

ここで、 Λ 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 ε_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シーの時間依存性に着目すると、次のようにおくことができる。

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

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。

$$f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln(p/p_0) + D \cdot \eta^* \quad (3-4)$$

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、

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^E + \dot{\varepsilon}_{ij}^{VP} \quad (3-5)$$

で与えられる。

上式(3-2)～(3-5)の標記で、 λ 、 κ は圧縮指数、膨潤指数、 e_0 は初期間隙比、 α は二次圧密係数、 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、(3-4)式中の応力に関するパラメータを以下に示す。

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

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

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

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

添え字の”0”は初期値を表す。また、 δ_{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。

3.2 足立 - 岡モデル

足立-岡モデルは Perzyna の超過応力型 (over stress type) の弾粘塑性理論に基づいて (Perzyna, 1963)、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。

$$f = \frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) \quad (3-7)$$

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

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、 M^* は限界状態の一般化応力比、 σ'_m は平均有効応力、 σ'_{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。

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

$$\gamma \Phi(F) = M^* \sigma'_m C \exp\left\{m' \left[\frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) - \frac{1+e_0}{\lambda-\kappa} v^{vp} \right]\right\} \quad (3-8)$$

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

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

(3-8)より、粘塑性体積増分は次式のようになる。

$$\dot{v}^{vp} = \gamma \Phi(F) \frac{\partial f}{\partial \sigma'_m} = \gamma \Phi(F) \left(-\frac{\sqrt{2J_2}}{M^* \sigma_m'^2} + \frac{1}{\sigma'_m} \right) \quad (3-9)$$

4 要素試験に基づく抽出モデルの適用性検討

抽出された関口-太田モデルと足立-岡モデルに関して、緩衝材の室内要素試験（高治・鈴木，1999）より、設定可能なパラメータセットを複数設定し、室内要素試験結果のシミュレーション解析を行う。その結果に基づき、各モデルに最適なパラメータセットの選定を行うとともに各モデルの精度を検証する。

4.1 解析対象試験の概要

緩衝材の要素試験に用いた試体仕様は以下に示すとおりである（高治・鈴木，1999）。

- ・ 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⁻³

圧縮成型時間隙比 : 0.676

次に、各試験の概要を表 4-1に示す。表に示す試験データを解析対象とした。

表 4-1 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 ⁻¹	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	

4.2 検討ケースとパラメータ

抽出された関ロ-太田モデルおよび足立-岡モデルのパラメータとしては、①弾塑性挙動の評価に必要な弾塑性パラメータ、②クリープなどの時間依存挙動の評価に必要な粘性パラメータ、③緩衝材の間隙水挙動を決定する透水係数が挙げられる。ここでは、これら3種類のパラメータ各々に関して、考え得る複数の定数を設定し、パラメータセットと評価モデルの組み合わせにより検討ケースを選定した。

4.2.1 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 λ 、膨潤指数 κ 、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 （ $C_s=2.3 \cdot \kappa$ ）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 4-1参照）、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 ν に関しても、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 4-2に解析に用いた弾塑性パラメータを示す。

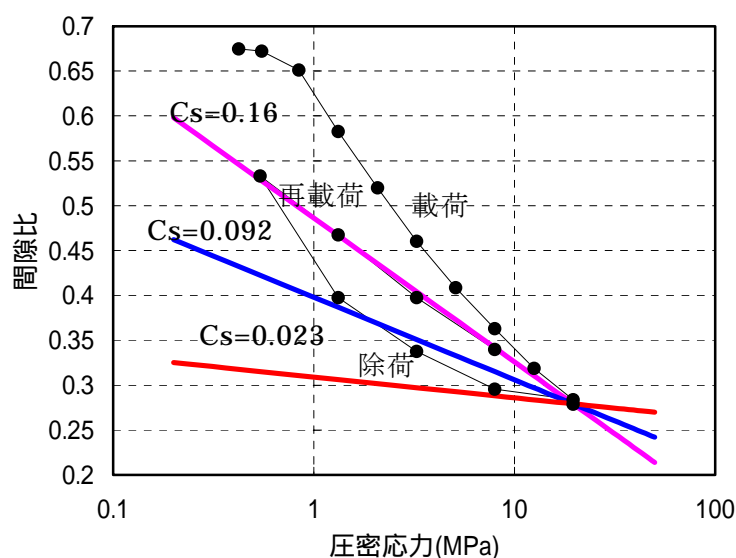


図 4-1 圧密試験結果 e - $\log p$ 関係

表 4-2 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) $C_s=0.16$ ($=0.434C_s$) =0.092 =0.023
		0.040	
		0.010	
ポアソン比	-	0.001	
		0.166	
		0.400	
限界状態パラメータ M	-	0.63	

4.2.2 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 4-3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 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 v_0 を用いている。AO-B についても、SO-B に合わせて変化させている。

表 4-3 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 v_0 (h^{-1})	備 考
SO-A	4.5×10^{-4}	1.0×10^{-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	1.2×10^{-3}	1.2×10^{-5} (1.9×10^{-6})	圧密試験の二次圧密過程の傾きより v_0 を決定し、特性時間との関係より 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	1.6×10^{-15}	および v_0 より(4-2)式により算出
AO-B	24	1.9×10^{-5} (3.0×10^{-5})	および v_0 より(4-2)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 α 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いる。

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 α 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（三村ほか, 1990）。

$$\dot{v}_0 = \alpha / t_c \quad (4-1)$$

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 α と初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 より (4-2) 式により設定している（岡, 2000）。

$$m' = \frac{\lambda - \kappa}{\alpha(1 + e_0)} \quad C = \frac{\dot{v}_0}{M} \quad (4-2)$$

4.2.3 透水係数

「第 2 次取りまとめ」においては、緩衝材の固有透過度を有効粘土密度の関数で表すことができるとしており、透水係数を (4-3) 式の第一式で表わしている。一次元圧密試験のシミュレーションではこの式により、密度に応じて透水係数 k を変化させた。

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

$$K = \exp(-42.1 + 1.447\rho_e - 2.1232\rho_e^2) \quad (4-3)$$

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

ここで、 K は固有透過度、 ρ は水の密度 (1g/cm^3)、 ρ_e は有効粘土密度 (g/cm^3)、 g は重力加速度 (980cm/sec^2)、 μ 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%)、 ρ_{sk} はケイ砂の土粒子密度 (2.64g/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 1.6g/cm^3 の場合、透水係数 k は $4.57 \times 10^{-11} \text{cm/sec}$ となる。

4.2.4 検討ケース

関ロ-太田モデルと足立-岡モデルに対し、前述したパラメータとの組み合わせにより得られる表 4-4 に示す検討ケースに関し室内要素試験のシミュレーション解析を実施した。

表 4-4 解析ケース一覧

構成モデル		関ロ-太田		足立-岡	
粘性パラメータ 弾性パラメータ		A	B	A	B
		$\alpha = 4.5 \times 10^{-4}$ $\dot{V}_0 = 1.0 \times 10^{-15}$	$\alpha = 1.2 \times 10^{-3}$ $\dot{V}_0 = 1.2 \times 10^{-5}$ ($\dot{V}_0 = 1.9 \times 10^{-6}$)	$m' = 63$ $C = 1.6 \times 10^{-15}$	$m' = 24$ $C = 1.9 \times 10^{-5}$ ($C = 3.0 \times 10^{-5}$)
1	$\kappa = 0.070$ 、 $\nu = 0.001$	SO-A1	SO-B1	AO-A1	AO-B1
2	$\kappa = 0.040$ 、 $\nu = 0.166$	SO-A2	SO-B2	AO-A2	AO-B2
3	$\kappa = 0.010$ 、 $\nu = 0.400$	SO-A3	SO-B3	AO-A3	AO-B3

()は圧密非排水三軸圧縮試験シミュレーション用

4.3 一次元圧密試験のシミュレーション解析

4.3.1 解析仕様

(1) 解析手法

評価モデルとして関ロ-太田モデルと足立-岡モデルの2つのモデルを用いて、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、 z 方向を鉛直方向とする。

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_v = -\frac{1}{\gamma_w} \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\ \dot{\sigma}_v = \dot{\sigma}'_v + \dot{u} \end{cases} \quad (4-4)$$

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

差分法を用いて式(4-4)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。

$$\Delta \varepsilon_v = -\frac{k}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \Delta t \quad (4-5)$$

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。

$$\begin{cases} \Delta\sigma'_x \\ \Delta\sigma'_y \end{cases} = \frac{3}{1+\nu} K \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu \\ \nu & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta\varepsilon_x^e \\ \Delta\varepsilon_y^e \end{cases} \quad (4-6)$$

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

ここに、 K は体積弾性係数、 ν 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(4-5)より求める。

式(4-6)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 Δu を次式から得る。

$$\Delta u = \Delta\sigma_y - \Delta\sigma'_y \quad (4-7)$$

前ステップの状態変数から、 $\Delta\varepsilon_v, \Delta\varepsilon_y^{vp}, \Delta\varepsilon_x^{vp}$ 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(4-4)の解を求めることができる。

式(4-5)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。

$$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = \frac{u_{i-1} - 2u_i + u_{i+1}}{\Delta y^2} \quad (4-8)$$

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（関口, 1994）。

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = \dot{v}_0 \exp \frac{f - \varepsilon^{vp}}{\alpha} + \beta \dot{f} \quad (4-9)$$

$$\beta = 1 - \exp \left(-\frac{\varepsilon^{vp}}{\alpha} \right)$$

ここに、 α と $\dot{\nu}_0$ 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。

$$f = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \left(\frac{p}{p_0} \right) + D\eta$$

$$\eta = \sqrt{\frac{3}{2}} \eta_{ij} \eta_{ij} \quad (4-10)$$

$$\eta_{in} = \frac{s_{ij}}{p}$$

ここに、 p_0 は圧密降伏応力、 D はダイレイタンス係数、 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（岡, 2000）。

$$\dot{\varepsilon}_v^{vp} = M^* C \exp \left[m' \left(\ln \frac{p}{p_0} + \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \frac{\eta}{M^*} - \frac{1 + e_0}{\lambda - \kappa} \varepsilon_v^{vp} \right) \right] \quad (4-11)$$

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。

(4-9)と(4-11)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。

$$\varepsilon_v^{vp}{}_{n+1} = \varepsilon_v^{vp}{}_n + \dot{\varepsilon}_v^{vp}{}_n \Delta t \quad (4-12)$$

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。

$$\begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x^{vp} \\ \dot{\varepsilon}_y^{vp} \end{Bmatrix} = \frac{\dot{\varepsilon}_v^{vp}}{\partial f / \partial p} \begin{Bmatrix} \partial f / \partial \sigma'_x \\ \partial f / \partial \sigma'_y \end{Bmatrix} \quad (4-13)$$

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 4-2に、一次元圧密試験における荷重条件を表 4-5 に示す（高治・鈴木，1999）。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。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。したがって、解析上の初期応力は step1 での圧密が完了している step2 であり、表 4-5 の初期状態と step1 の圧密応力を合計した 1.39MPa となる。また、初期間隙比は、図 4-1 の圧密試験結果よりこの初期応力に相当する空隙比を求め、0.59 とした。

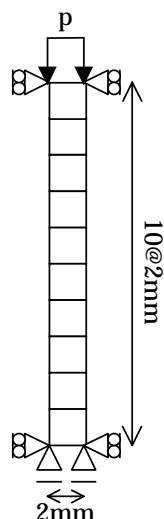


図 4-2 モデル図

表 4-5 荷重条件

荷重 step	時間 Δt (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

4.3.2 結果

一次元圧密試験のシミュレーション結果を図 4-3～図 4-8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 4-3(a)～(d)および図 4-4(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－沈下量関係を概略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。関ロー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。

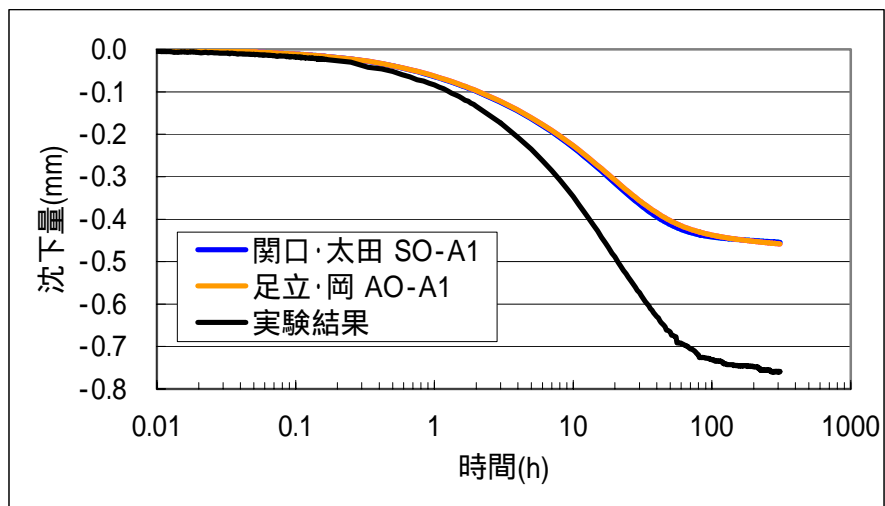
(2) 膨潤係数 の影響

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指数 κ 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 4-3(d)と図 4-5(d)により A1 と A2 の全 step の結果を比較すると、関ロー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、膨潤指数 κ が小さくなり圧縮指数 λ と膨潤指数 κ 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。

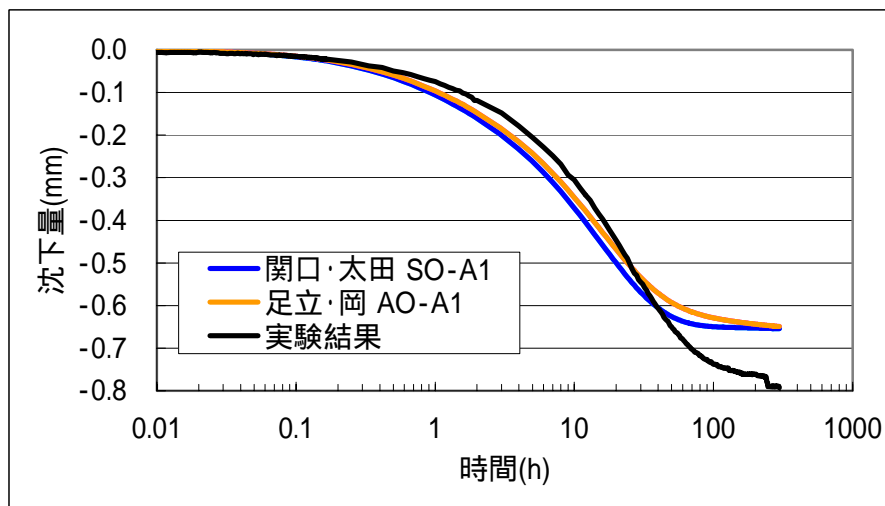
4.3.3 まとめ

一次元圧密試験と関ロー太田モデル、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概略再現できることが明らかとなった。また、二次圧密係数 α 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考えられる。

step2



step3



step4

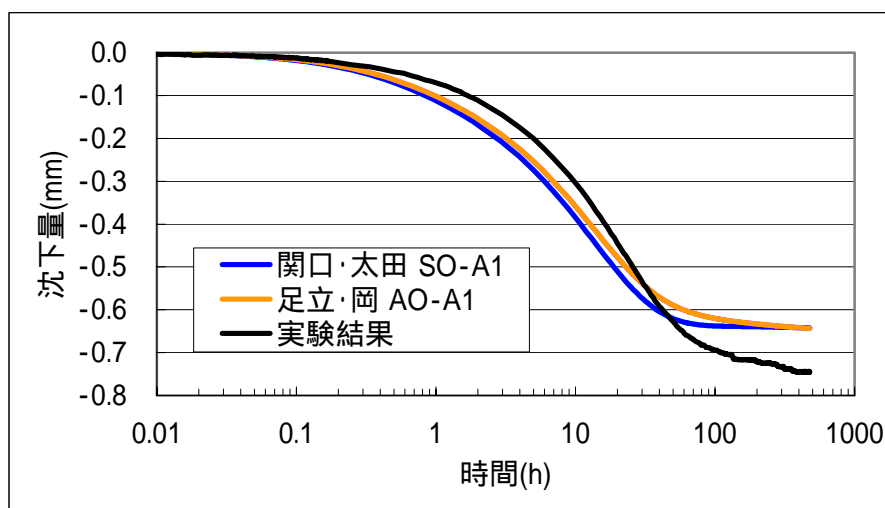
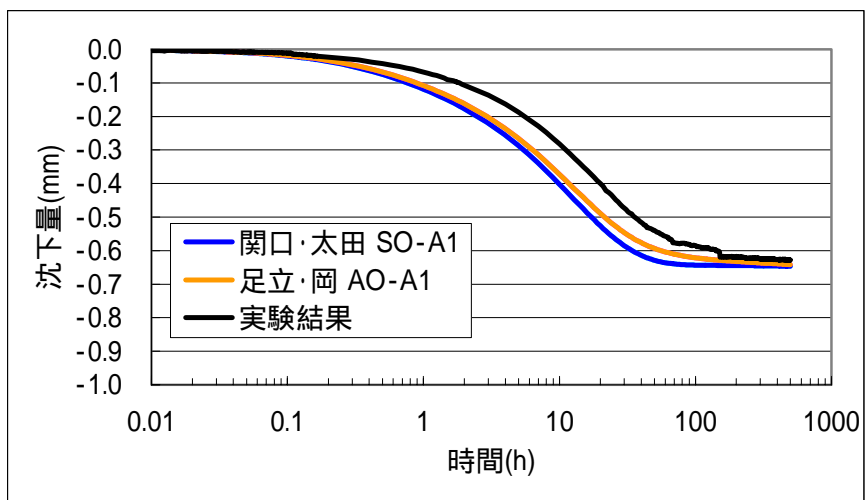
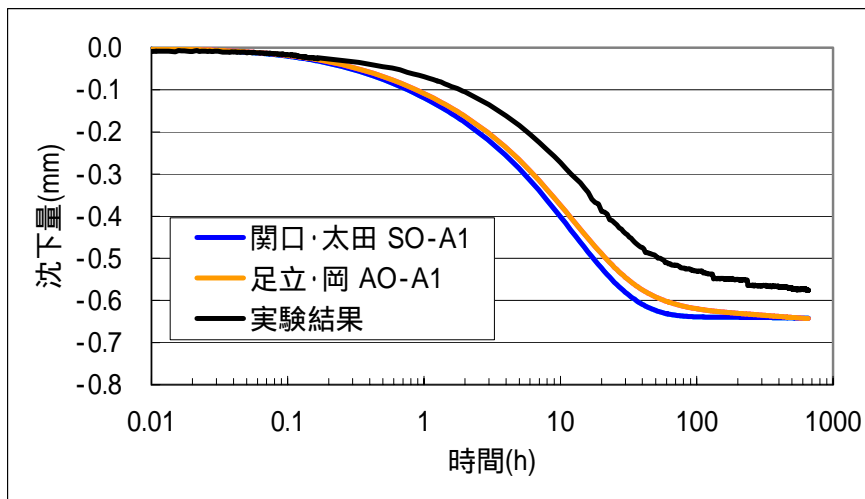


図 4-3(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 (step2~step4)

step5



step6



step7

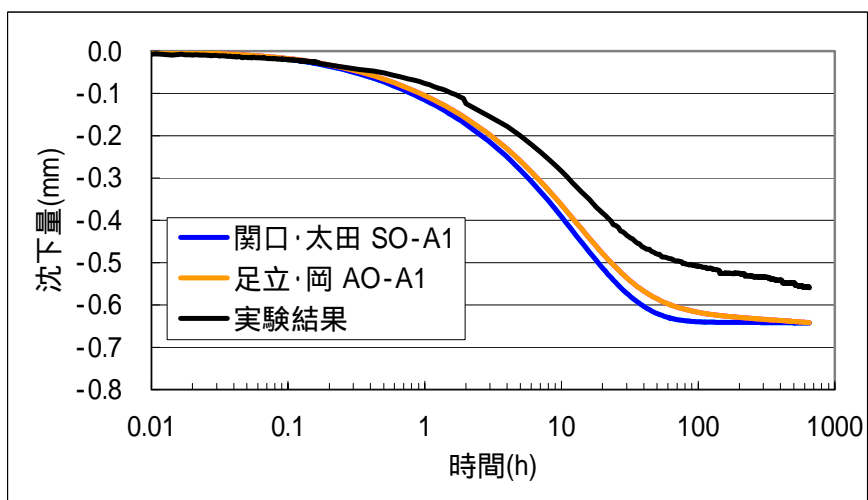


図 4-3(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A1、AO-A1 (step5~step7)

step8

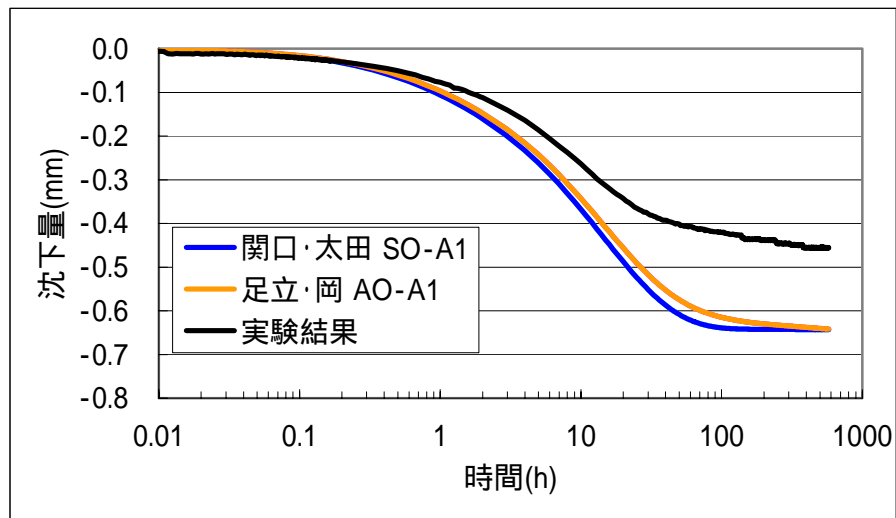


図 4-3(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A1、A0-A1 (step8)

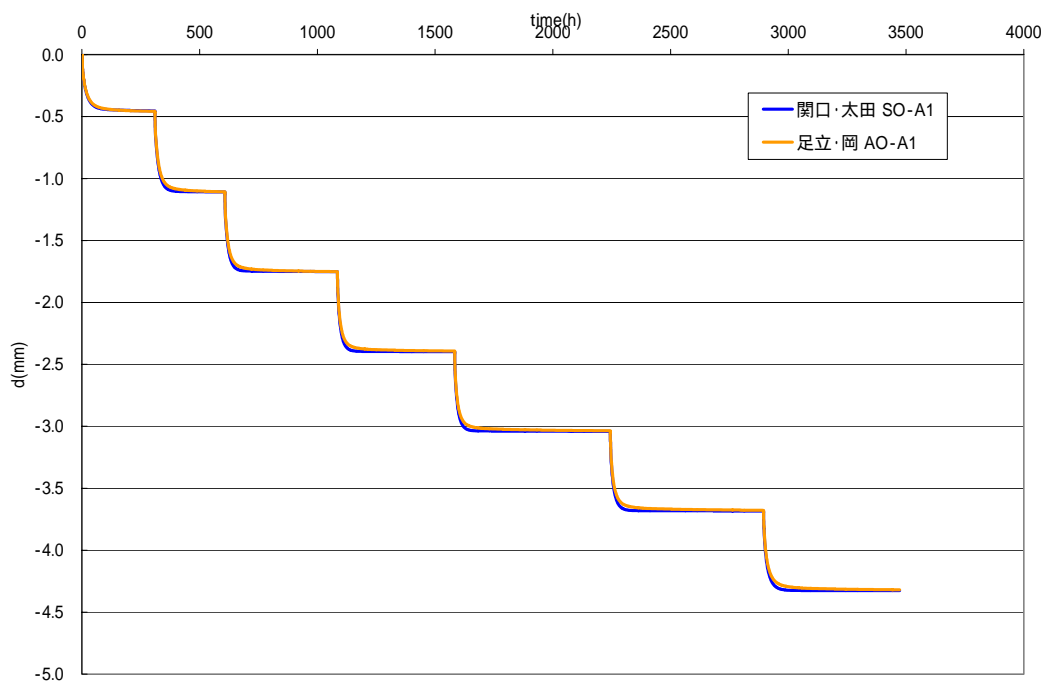
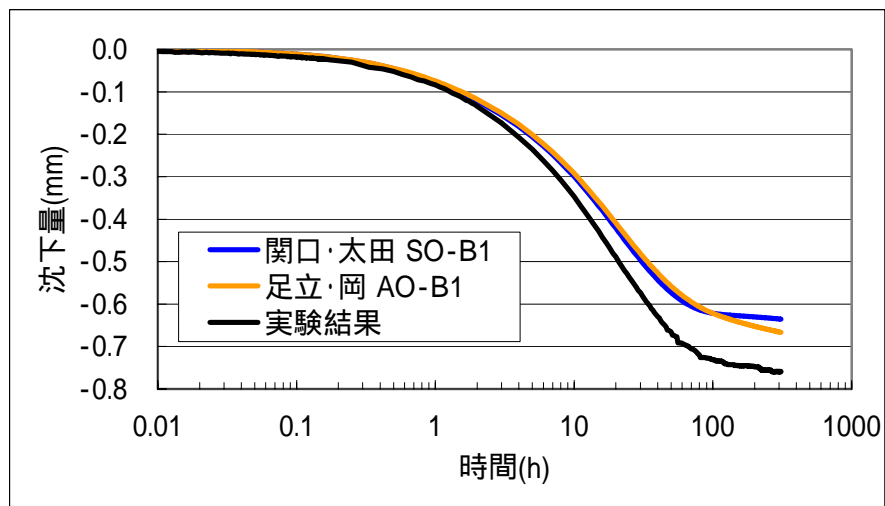
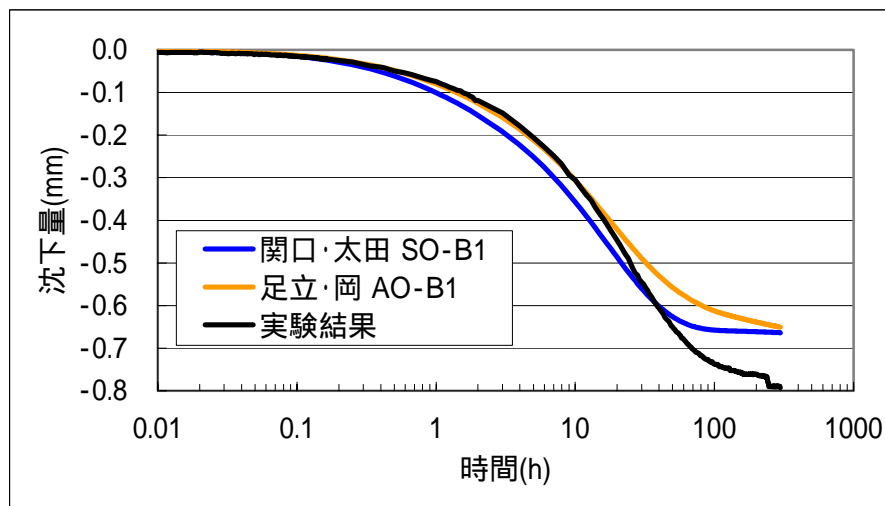


図 4-3(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A1、A0-A1 (全 step)

step2



step3



step4

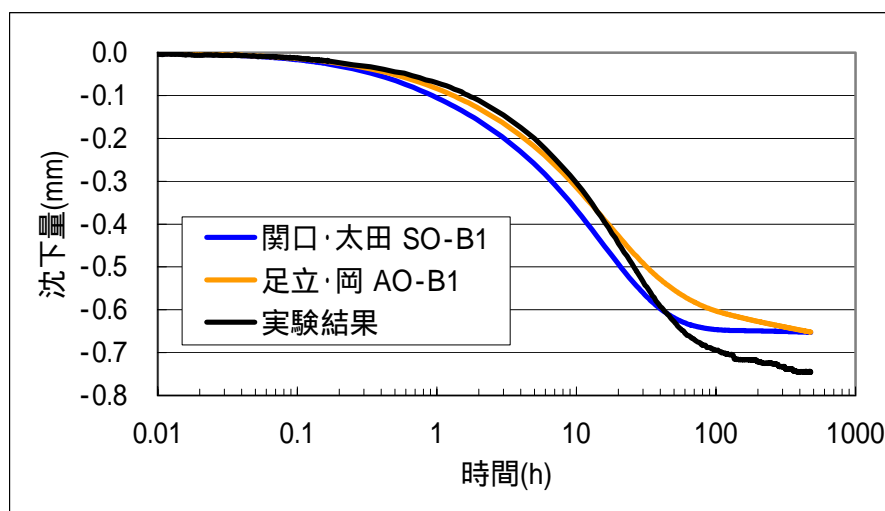
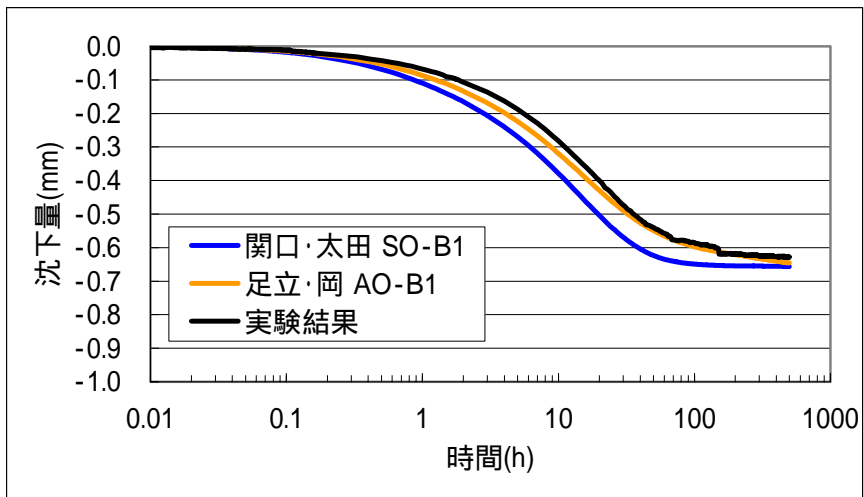
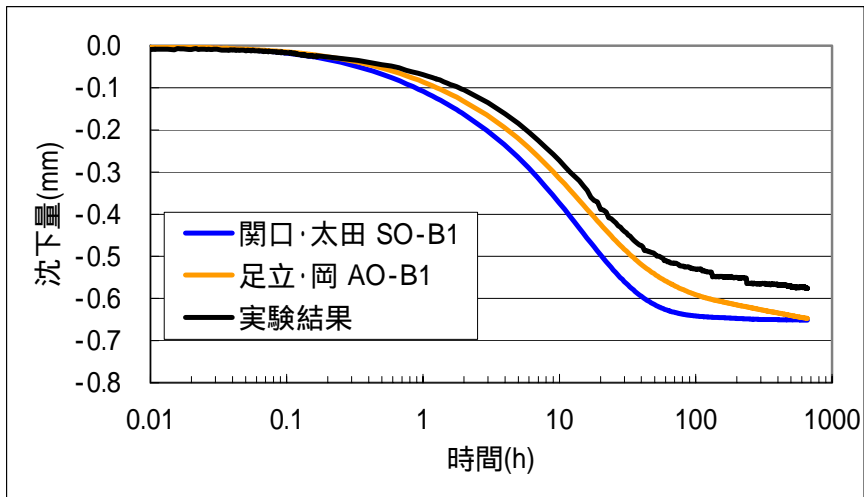


図 4-4(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 (step2~step4)

step5



step6



step7

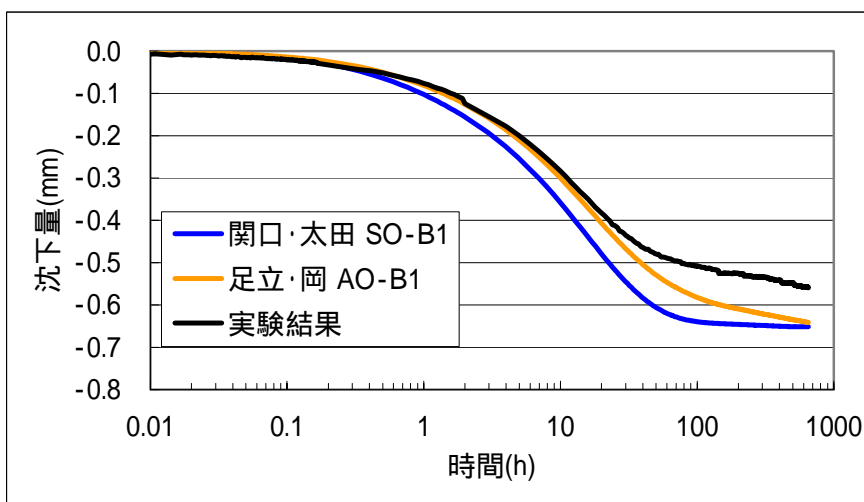


図 4-4(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B1、AO-B1 (step5~step7)

step8

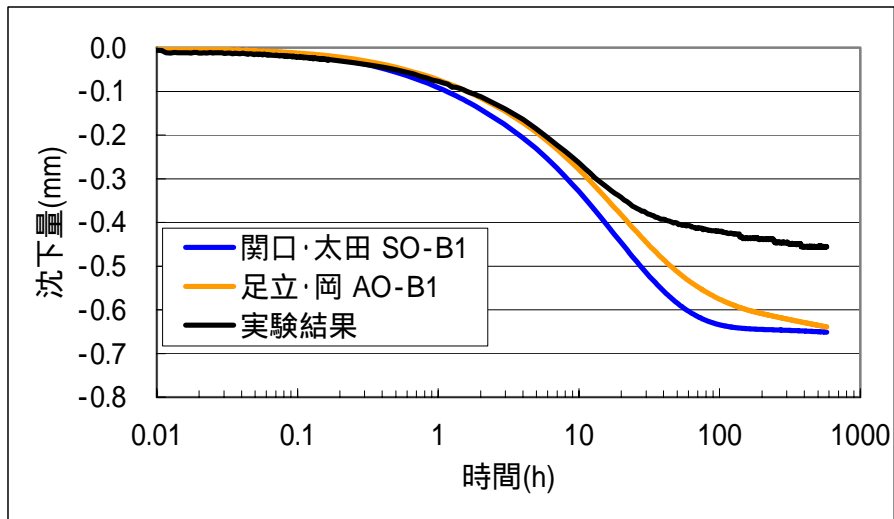


図 4-4(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B1、A0-B1 (step8)

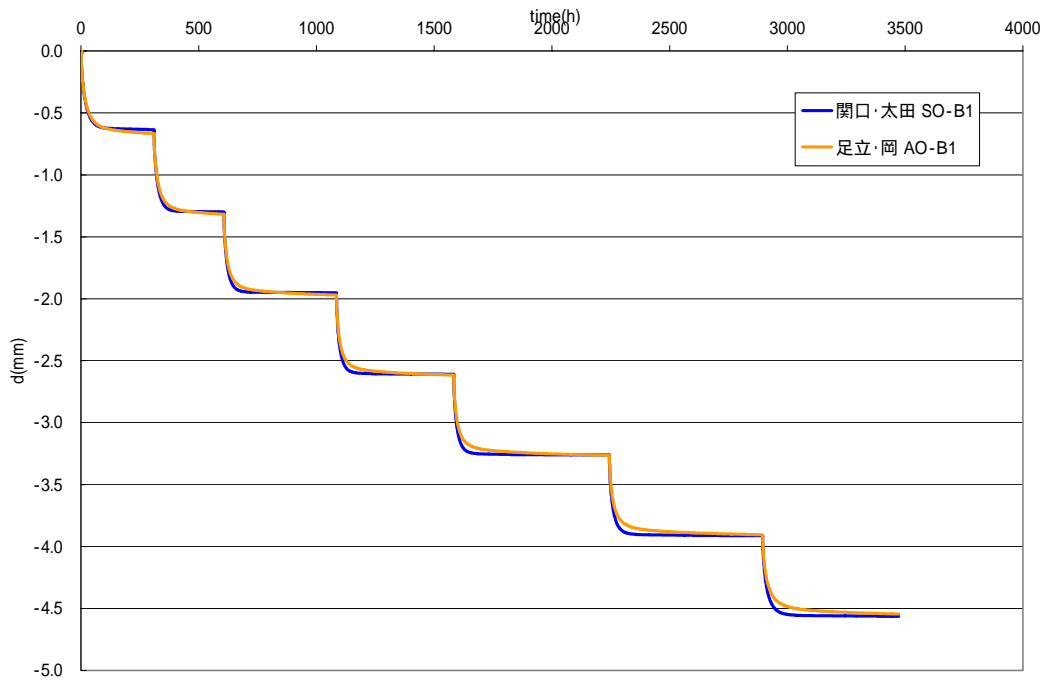
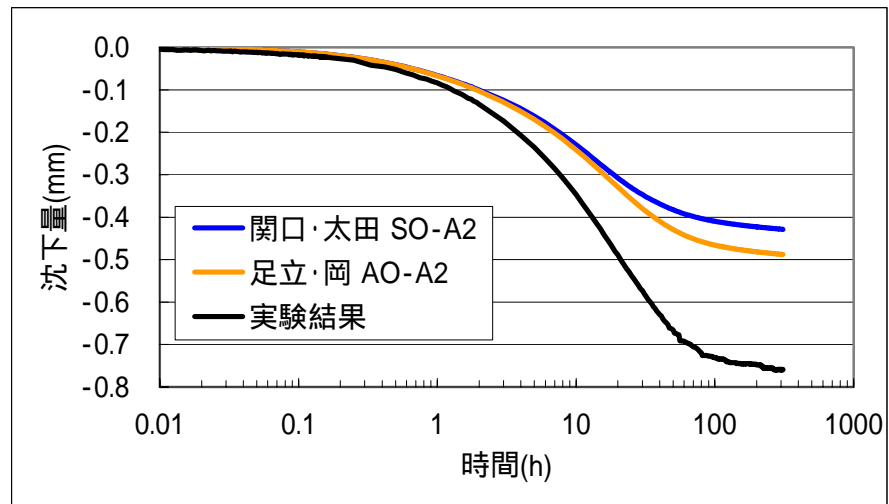
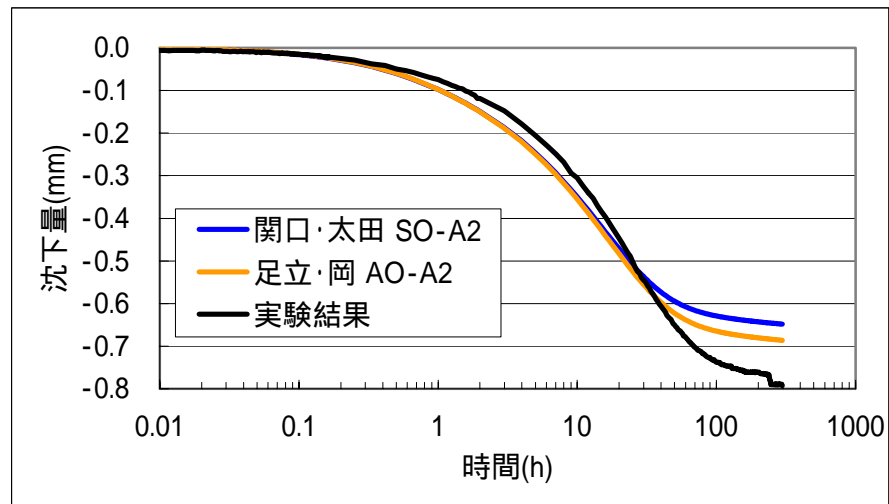


図 4-4(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B1、A0-B1 (全 step)

step2



step3



step4

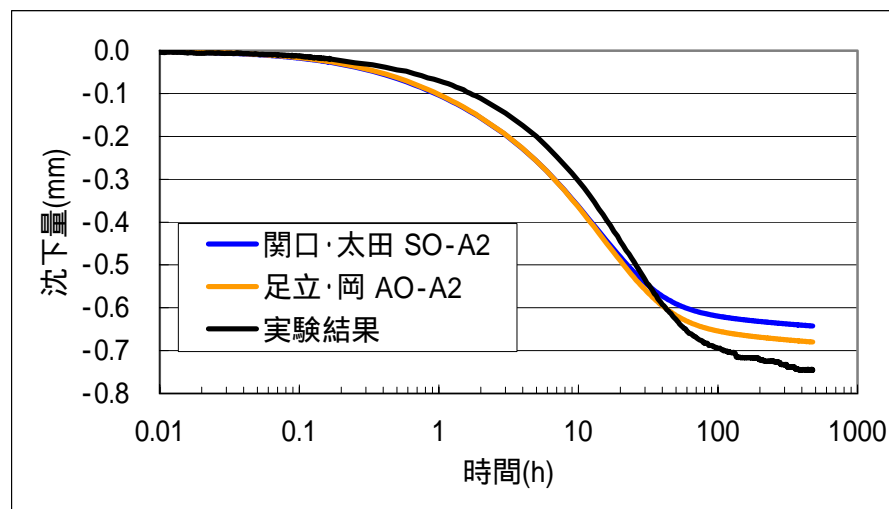
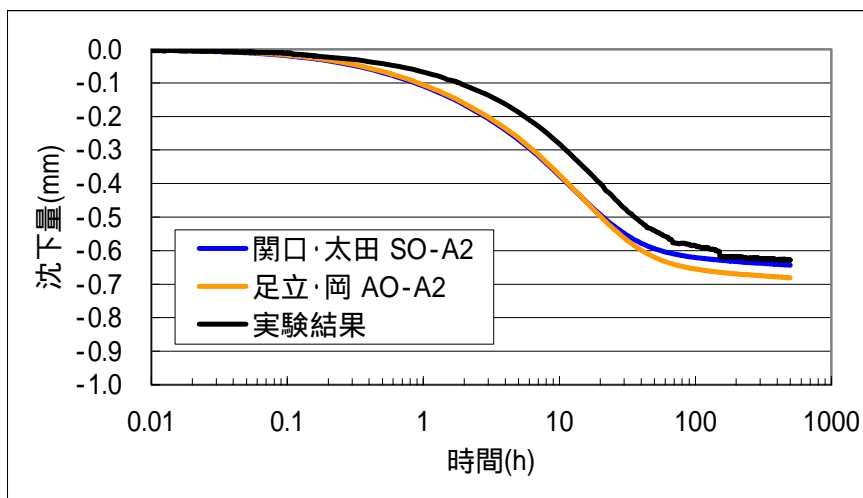
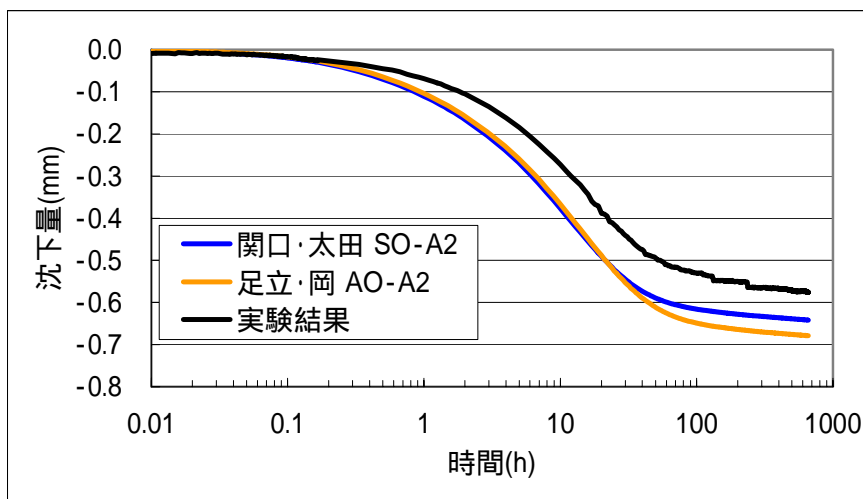


図 4-5(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 (step2~step4)

step5



step6



step7

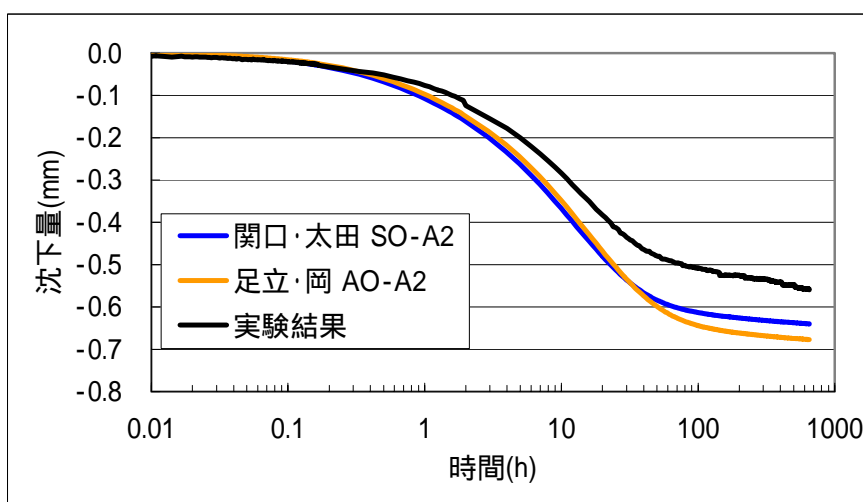


図 4-5(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A2、AO-A2 (step5~step7)

step8

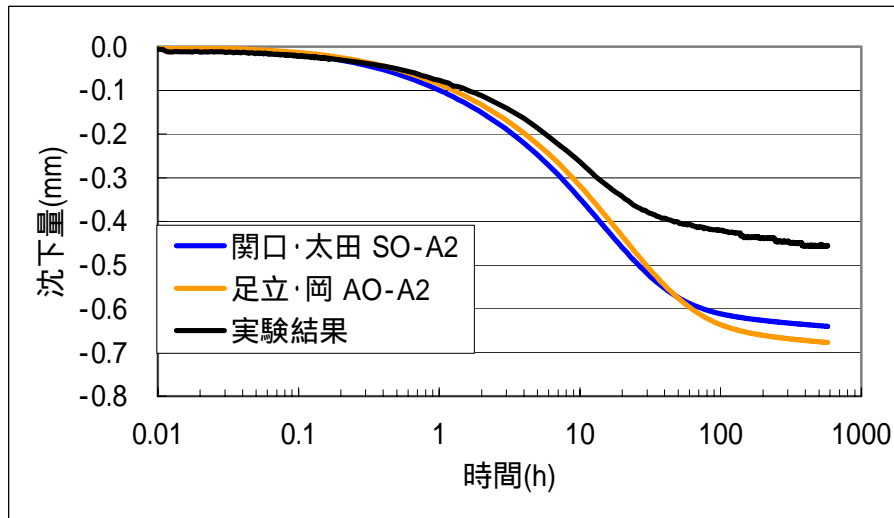


図 4-5(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (step8)

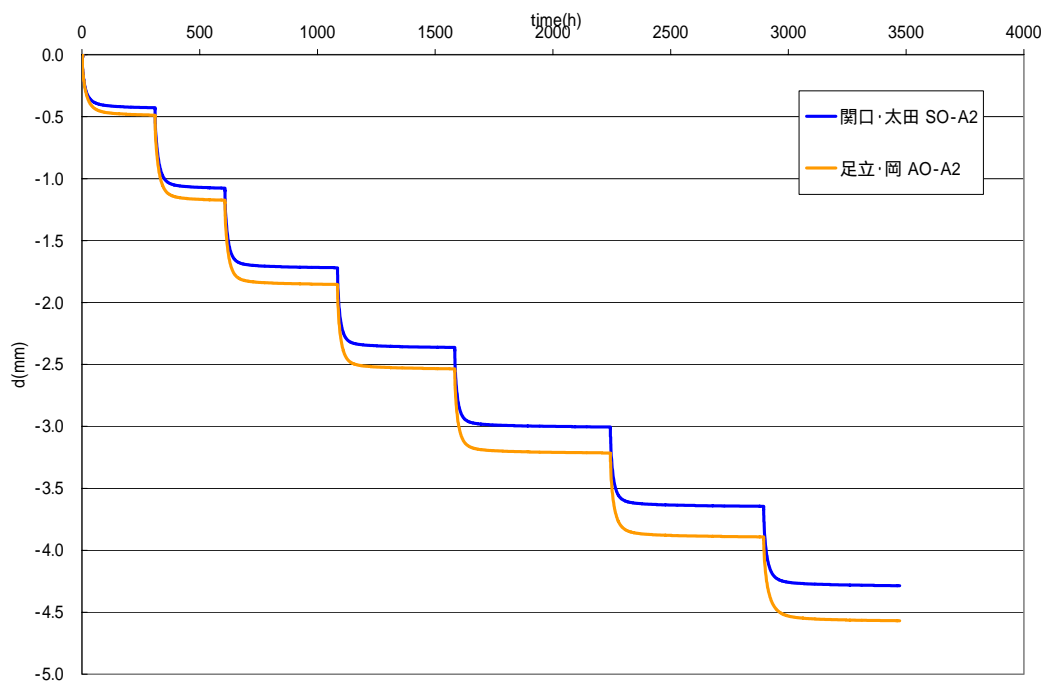
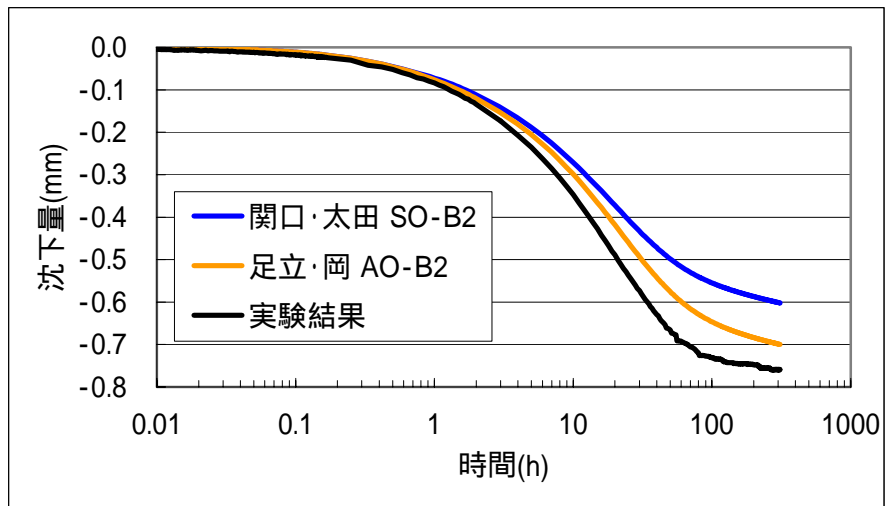
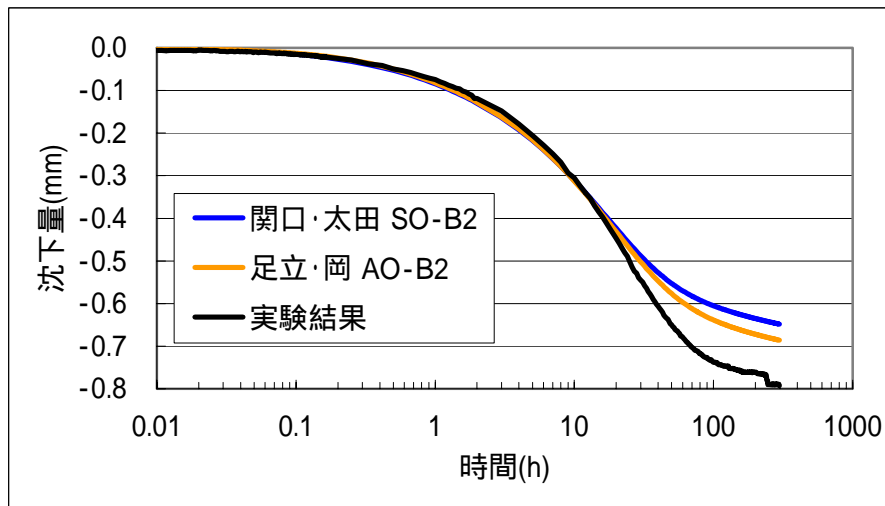


図 4-5(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-A2、A0-A2 (全 step)

step2



step3



step4

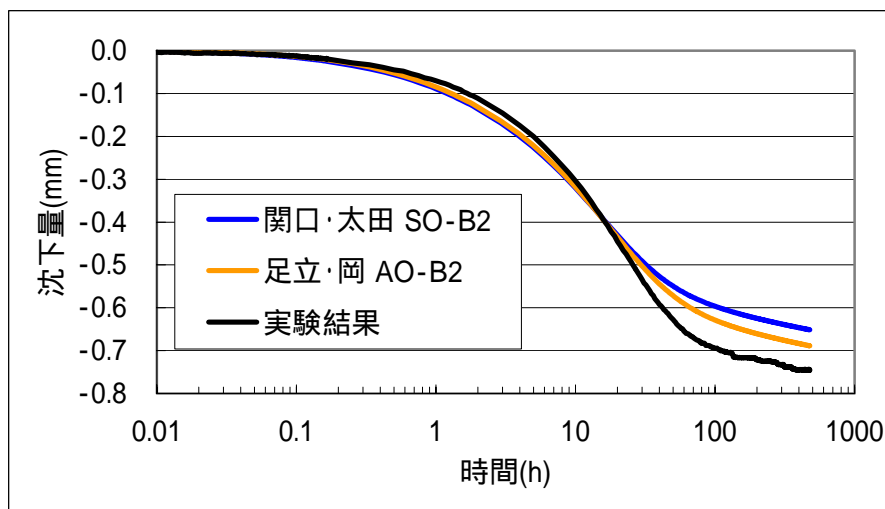
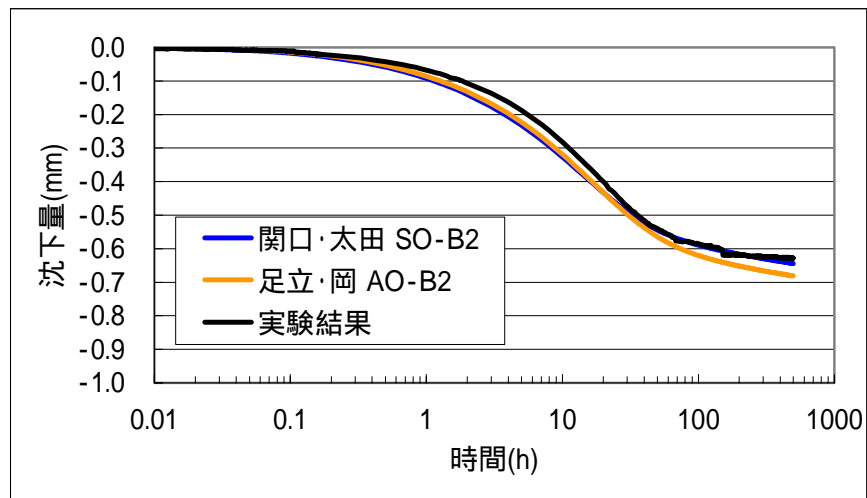
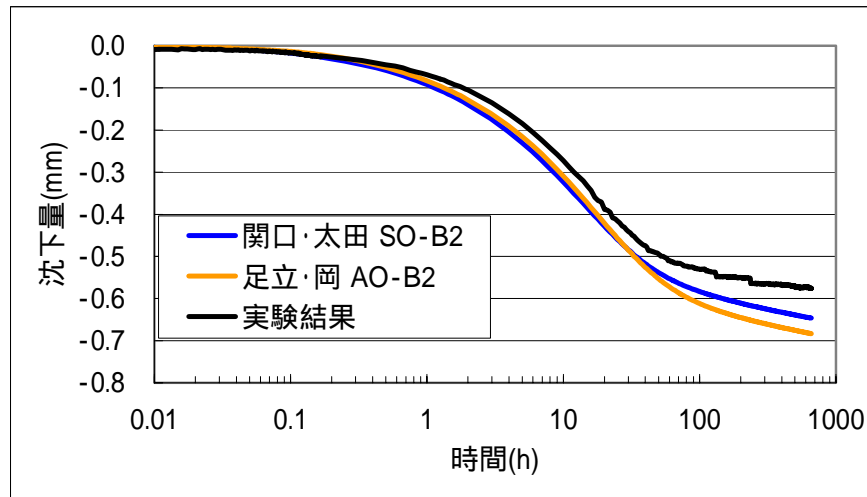


図 4-6(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 (step2~step4)

step5



step6



step7

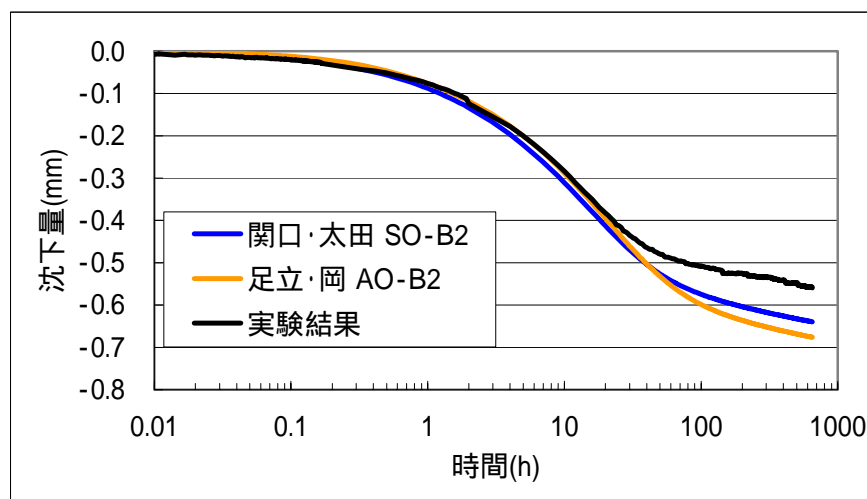


図 4-6(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B2、AO-B2 (step5~step7)

step8

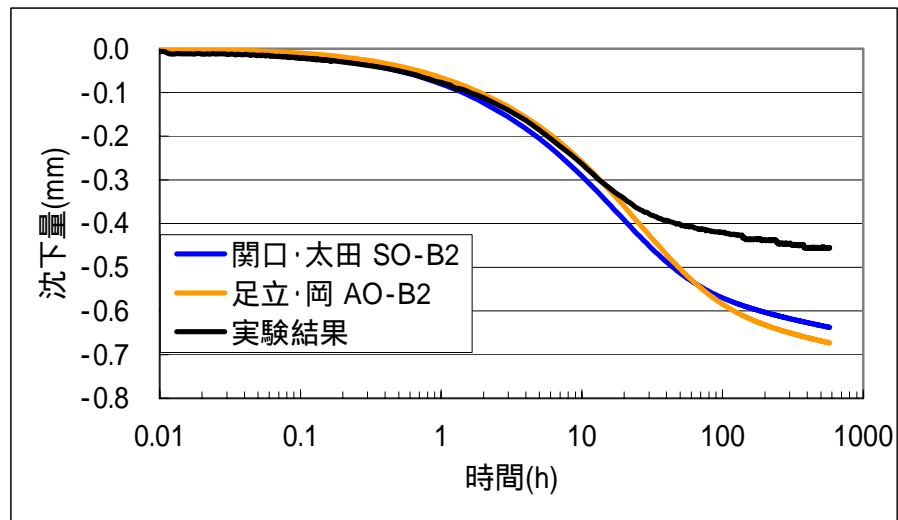


図 4-6(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B2、A0-B2 (step8)

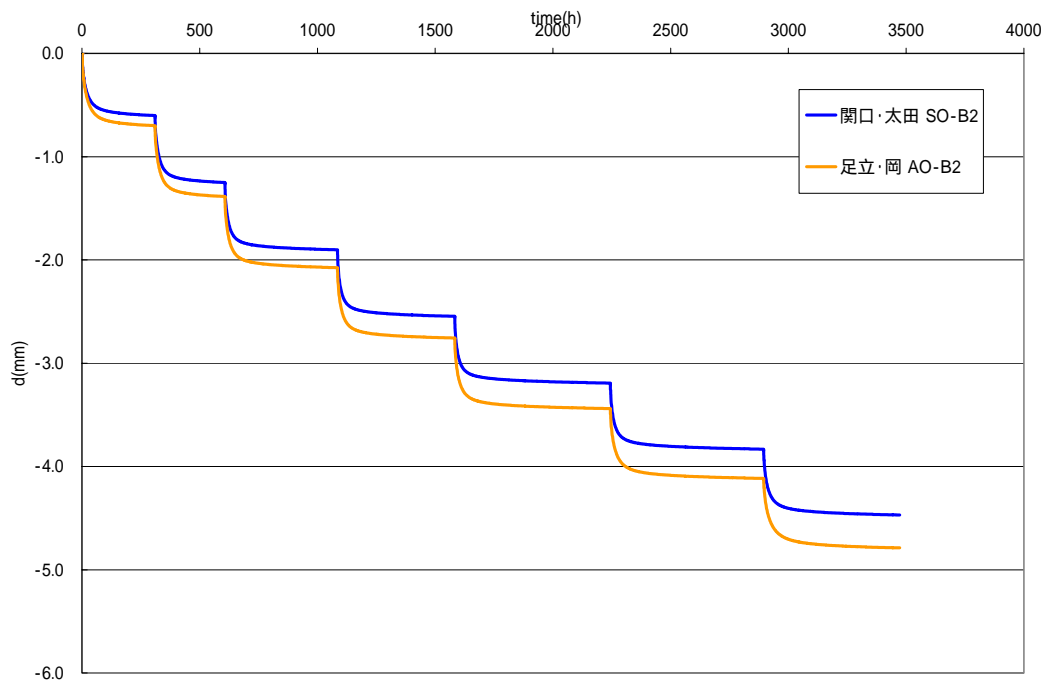
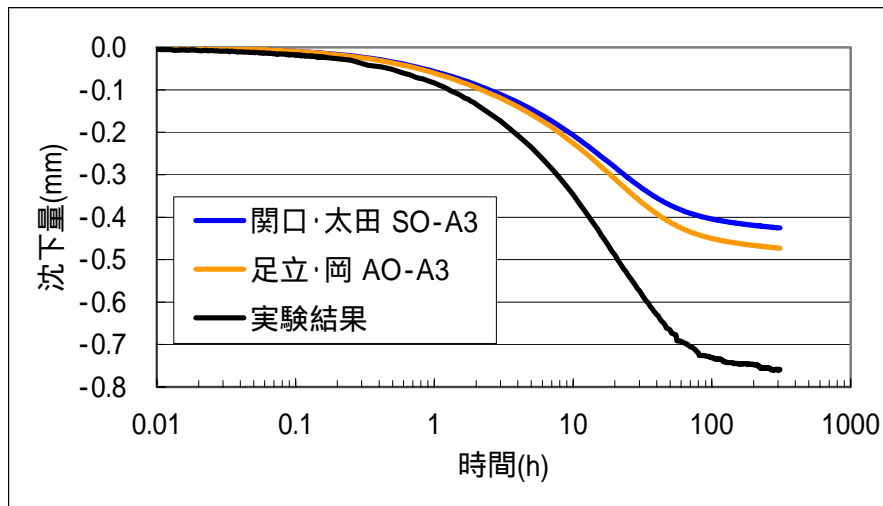
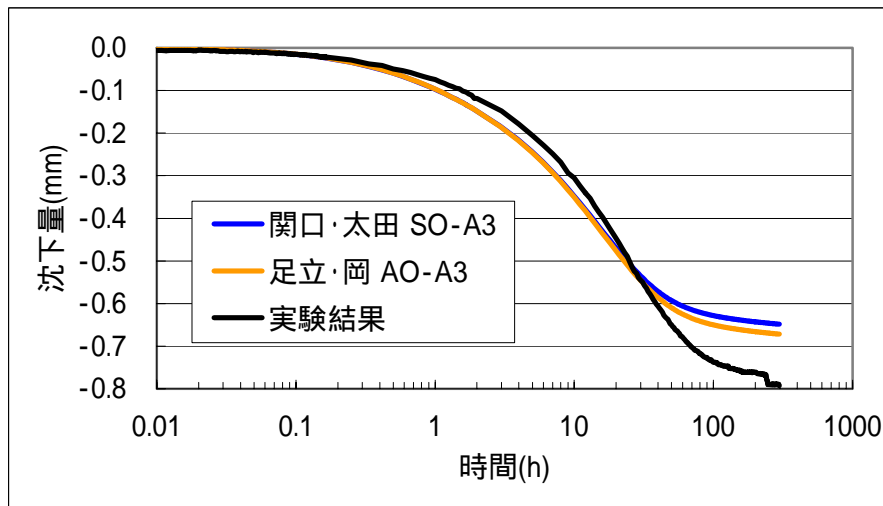


図 4-6(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B2、A0-B2 (全 step)

step2



step3



step4

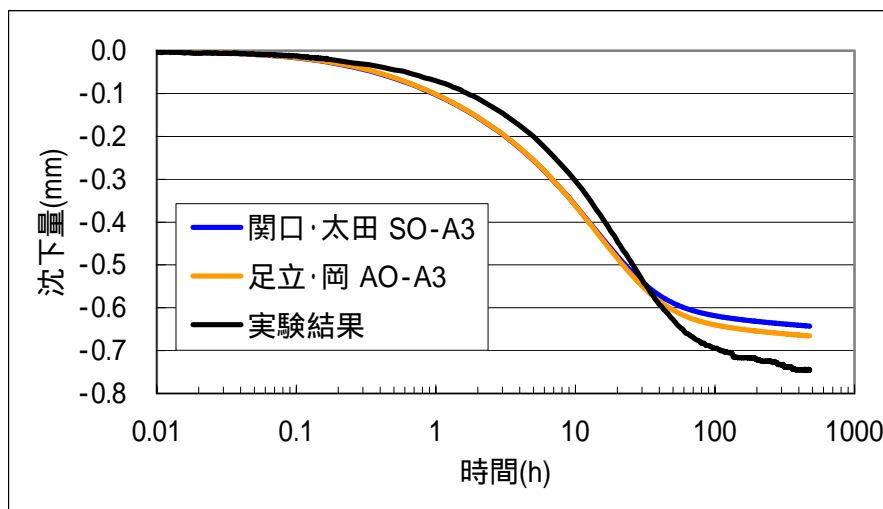
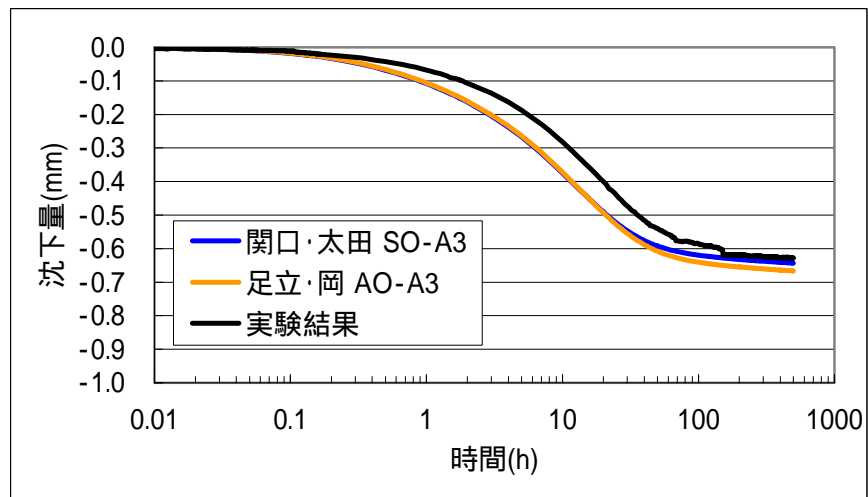
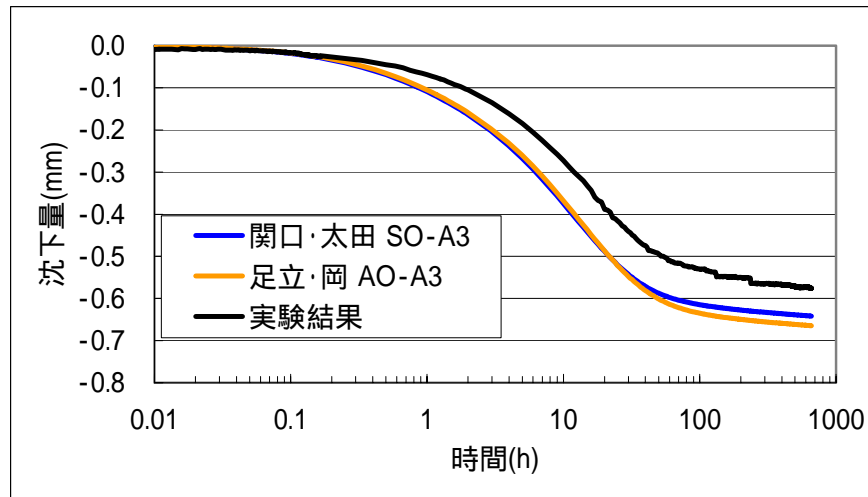


図 4-7(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3 (step2~step4)

step5



step6



step7

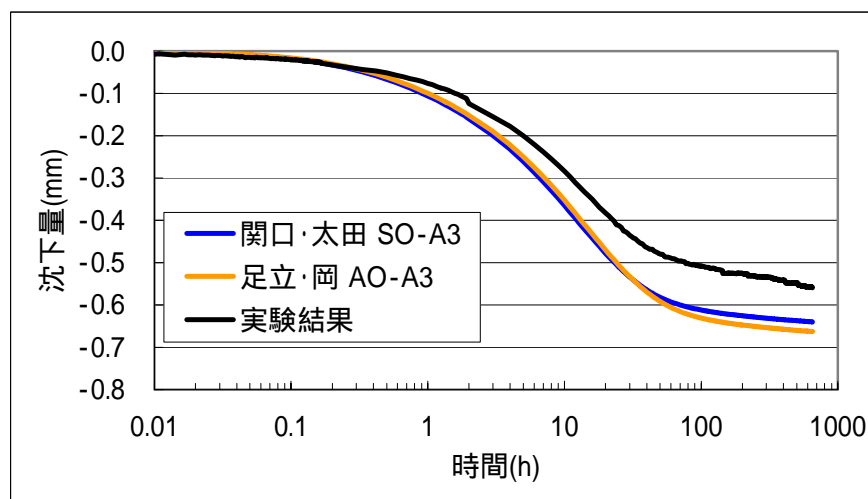


図 4-7(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3 (step5~step7)

step8

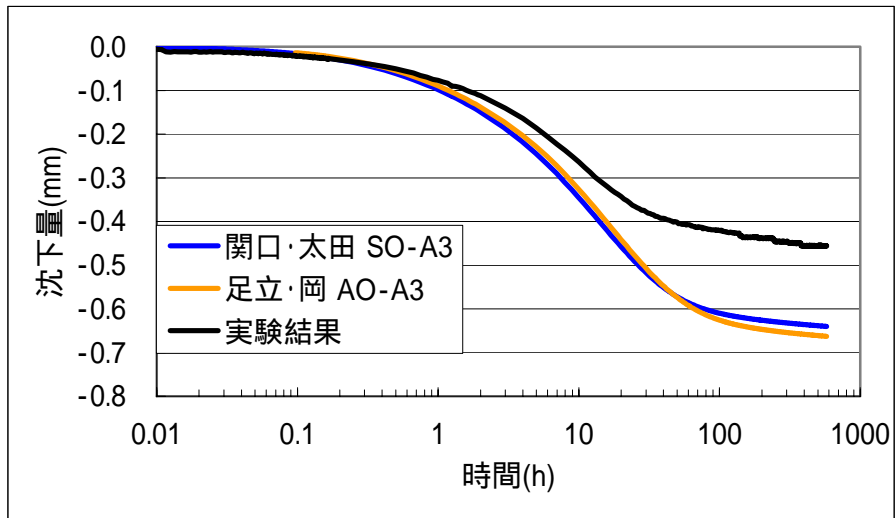


図 4-7 (c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3

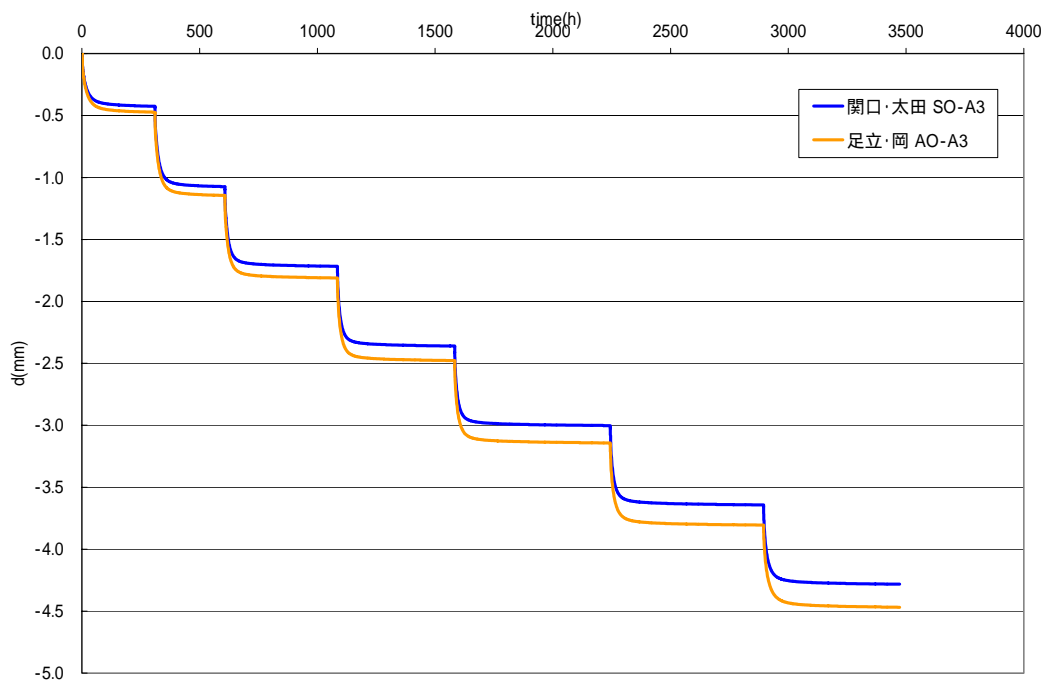
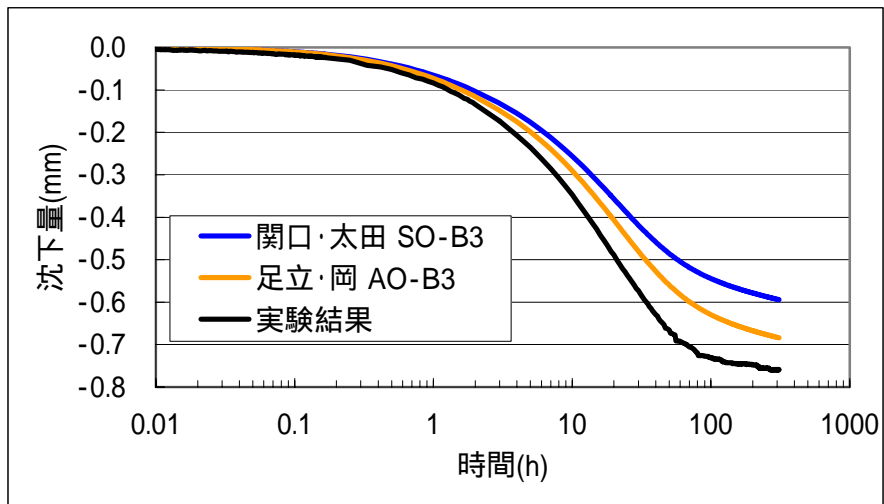
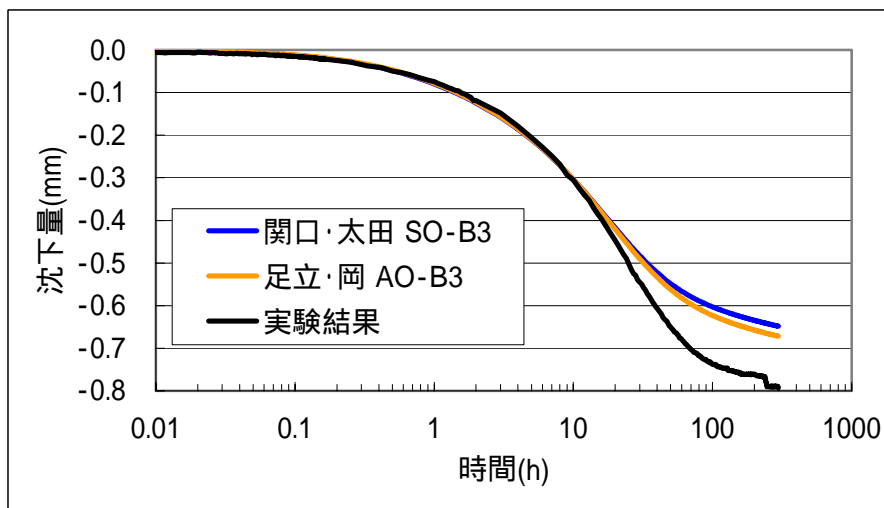


図 4-7(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-A3、AO-A3 (全 step)

step2



step3



step4

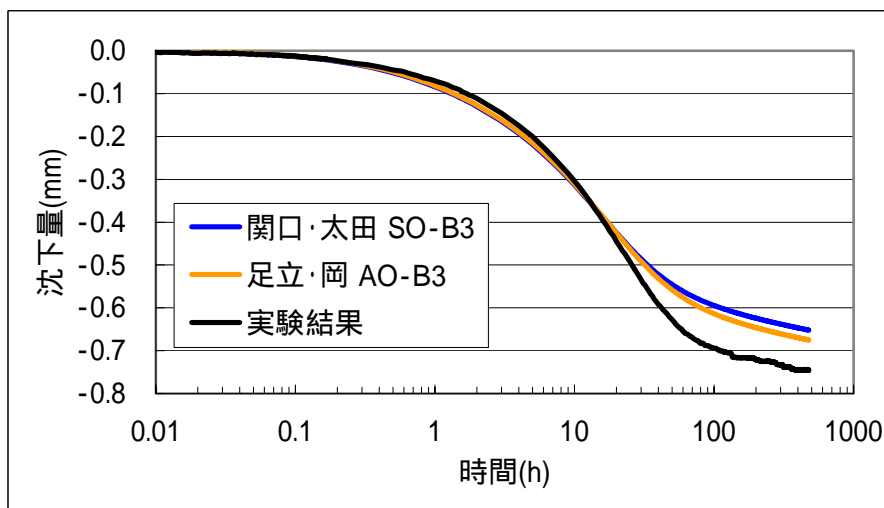
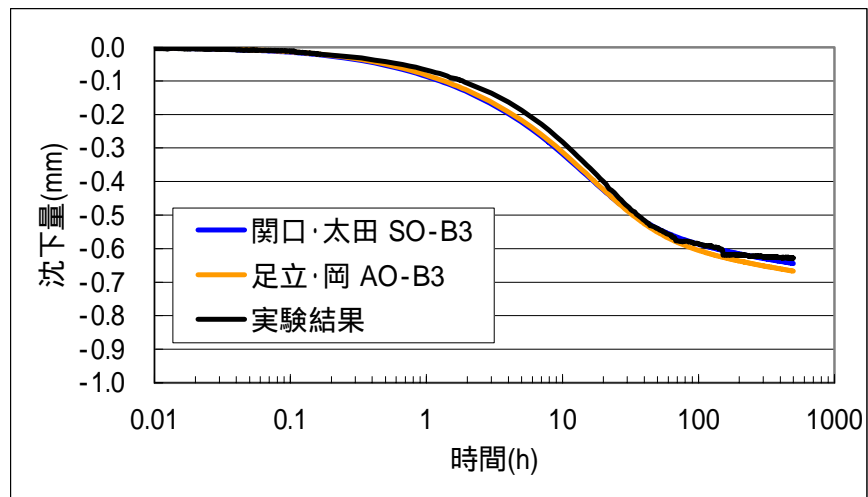
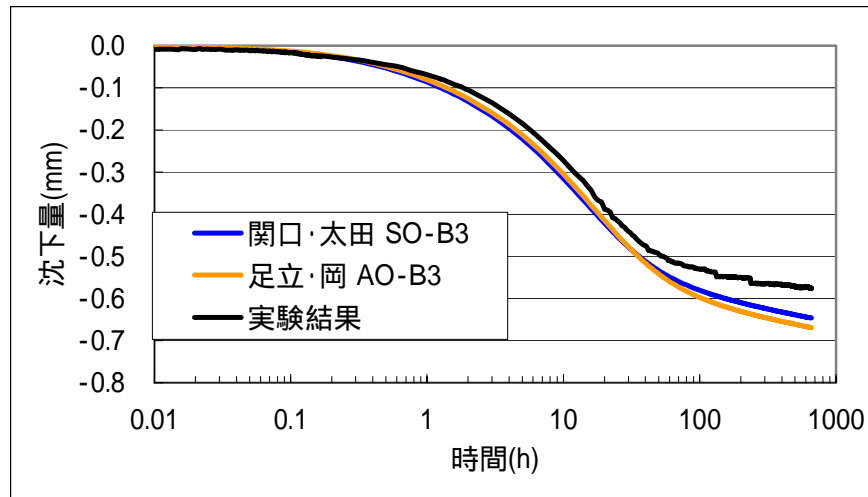


図 4-8(a) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B3、AO-B3 (step2~step4)

step5



step6



step7

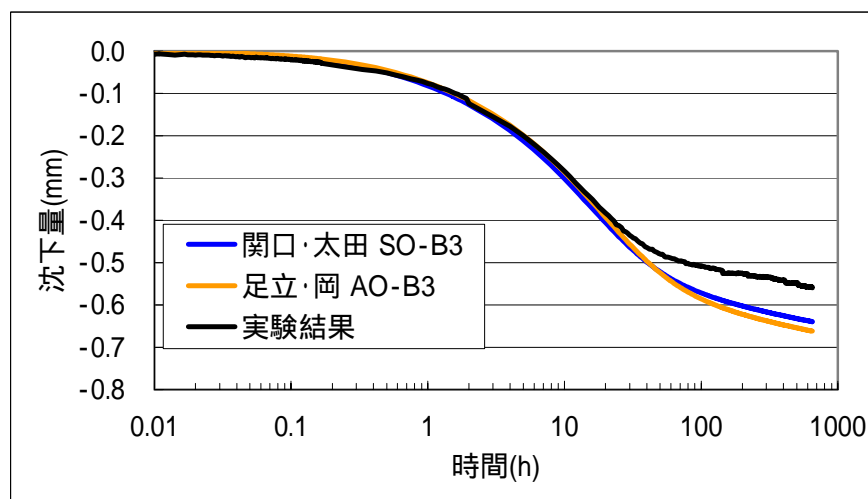


図 4-8(b) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース SO-B3、AO-B3 (step5 ~ step7)

step8

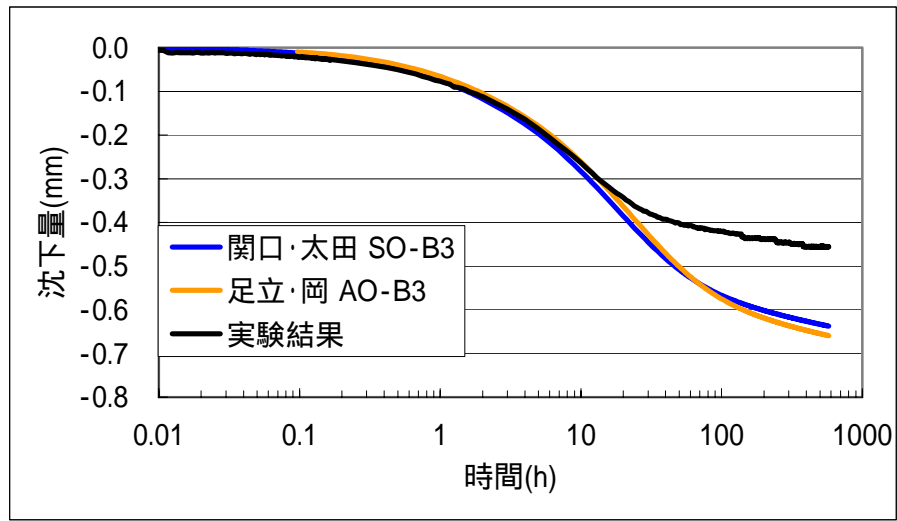


図 4-8(c) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B3、A0-B3 (step8)

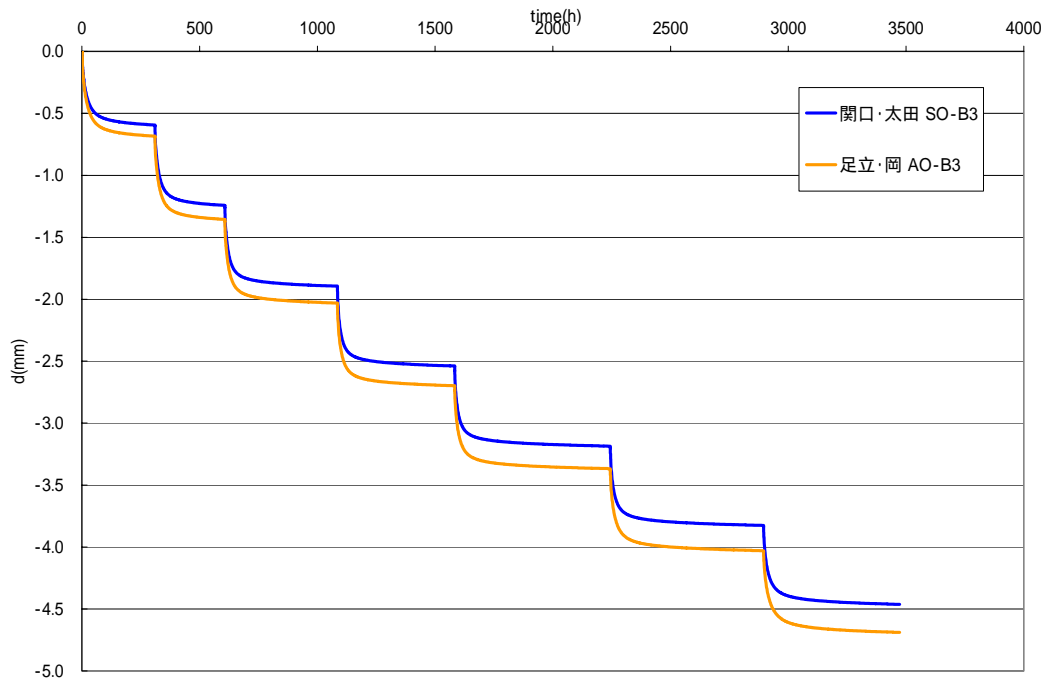


図 4-8(d) 一次元圧密シミュレーション結果 ケース S0-B3、A0-B3 (全 step)

4.4 圧密非排水三軸圧縮試験のシミュレーション解析

4.4.1 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（関口，1994）。

$$A(t) \cdot \exp[-h(t)/\alpha] = t/(\alpha/\dot{v}_0) \quad (4-14)$$

$$A(t) \equiv 1 - [p(t)/p_0]^{\kappa/(\alpha(1+e_0))} \quad (4-15)$$

$$h(t) \equiv \frac{\lambda}{1+e_0} \cdot \ln \left[\frac{p(t)}{p_0} \right] + \frac{\lambda - \kappa}{M \cdot (1+e_0)} \left[\frac{q}{p(t)} - \frac{q_0}{p_0} \right] \quad (4-16)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{q - q_0}{3G} + \frac{\kappa}{M(1+e_0)} \cdot \ln \left[\frac{M \cdot p_0 - q}{M \cdot p(t) - q} \right] \quad (4-17)$$

(4-14)、(4-17)式により、定ひずみ三軸圧縮試験では t と $\varepsilon(t)$ が関数となるので、 p 、 q 、 $\varepsilon(t)$ 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。

$$dv^e + dv^{vp} = \frac{\kappa}{1+e} \frac{d\sigma'_m}{\sigma'_m} + dv^{vp} = 0 \quad (4-18)$$

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。

$$v^{vp} = -\frac{\kappa}{1+e_0} \ln \left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}} \right) \quad (4-19)$$

ここに、 σ'_{me} は初期圧密応力である。

式(3-9)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。

$$v_{n+1}^{vp} = v_n^{vp} + \dot{v}_n^{vp} \Delta t \quad (4-20)$$

$n+1$ ステップの粘塑性体積ひずみを求めることにより、式(4-18)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。

$$\sigma'_m = \sigma'_{m0} \exp\left(-\frac{1+e_0}{\kappa} v^{vp}\right) \quad (4-21)$$

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、(3-8)から次式を得る。

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{e}_{ij} = \frac{\dot{S}_{ij}}{2G} + \frac{1}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) \frac{S_{ij}}{\sqrt{2J_2}} \quad (4-22)$$

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。

$$\begin{aligned} S_{11} &= \frac{2}{3} q \\ \sqrt{2J_2} &= \sqrt{\frac{2}{3}} q \end{aligned} \quad (4-23)$$

従って、(4-22)より軸ひずみ増分として次式を得る。

$$\dot{\epsilon}_{11} = \frac{\dot{q}}{3G} + \frac{\sqrt{2/3}}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) \quad (4-24)$$

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になる。

$$\dot{\epsilon}_{11} = \frac{\sqrt{2/3}}{M^* \sigma'_m} \gamma \Phi(F) = \sqrt{\frac{2}{3}} C \exp\left\{m' \left[\frac{q}{M \sigma'_m} + \ln\left(\frac{\sigma'_m}{\sigma'_{me}}\right) - \frac{1+e_0}{\lambda - \kappa} v^{vp} \right]\right\} \quad (4-25)$$

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

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\dot{q}}{3G} + \dot{\varepsilon}_{11}^{vp} \quad (4-26)$$

(3-9)、(4-20)、(4-21)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

既に行われた圧密非排水三軸圧縮試験における初期有効拘束圧などの試験条件を表4-6に示す(高治・鈴木, 1999)。また、試験におけるひずみ速度は0.01%/min、載荷は軸ひずみ15%までであった。シミュレーション解析はこれらの試験条件に対し、表4-4の全ケースに対して実施した。

表 4-6 三軸圧縮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 $e=0.62-0.27\log p$

4.4.2 結果

三軸圧縮試験のシミュレーション結果を図4-9(a)～図4-14(c)に示す。

(1)粘性パラメータの影響

図4-9(a)～(c)と図4-10(a)～(c)より粘性パラメータA1を用いた各モデルのケース(SO-A1、AO-A1)と粘性パラメータB1を用いたケース(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。

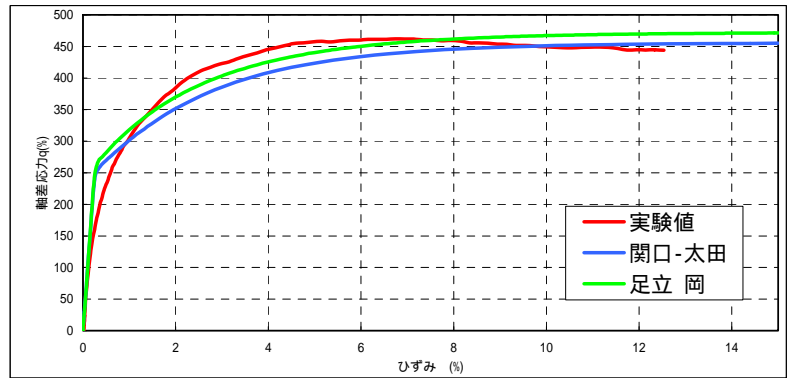
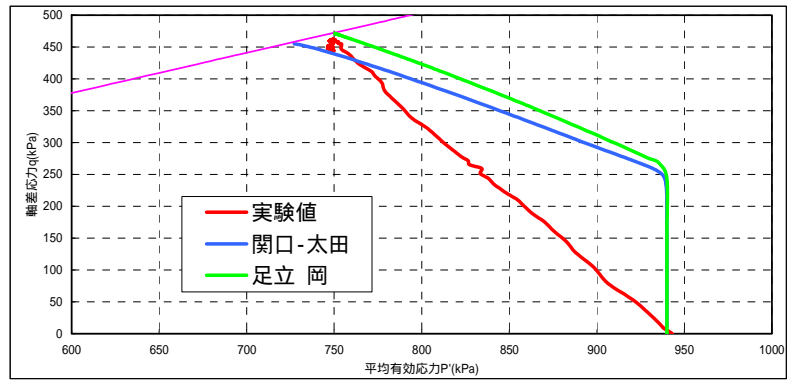
(2)膨潤指数の影響

κ の異なるA1、A2、A3の各パラメータを用いた各モデルのケース(SO-A1～A3、AO-A1～A3)の結果を比較すると、応力-ひずみ関係において膨潤指数 κ が小さくなるほど同一応力に対するひずみが大きくなることわかる。特にA3は、試験結果と大きく乖離している。

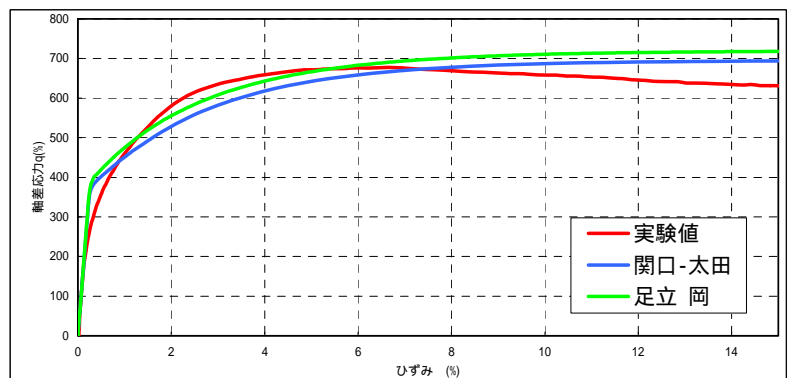
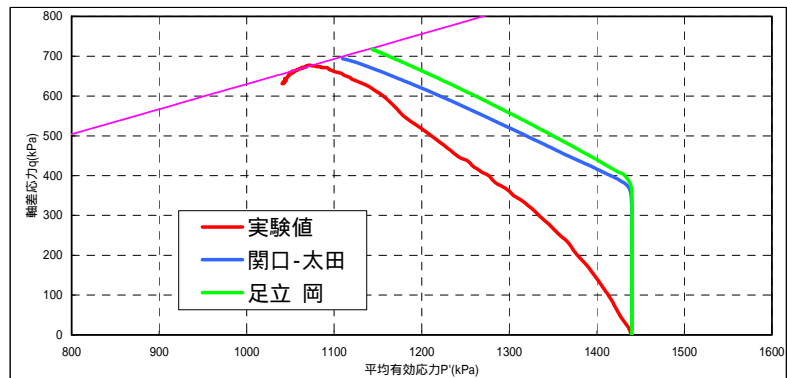
両モデルとも粘塑性ひずみは圧縮指数 λ と膨潤指数 κ の差で算出されることが挙動に影響を及ぼしているといえる。実験結果の応力経路は **A1** と **A2**、もしくは **B1** と **B2** のシミュレーション結果の間に位置している。

4.4.3 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 κ を変えて関ロ-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-岡モデルの方が関ロ-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 $\kappa=0.070$ 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。

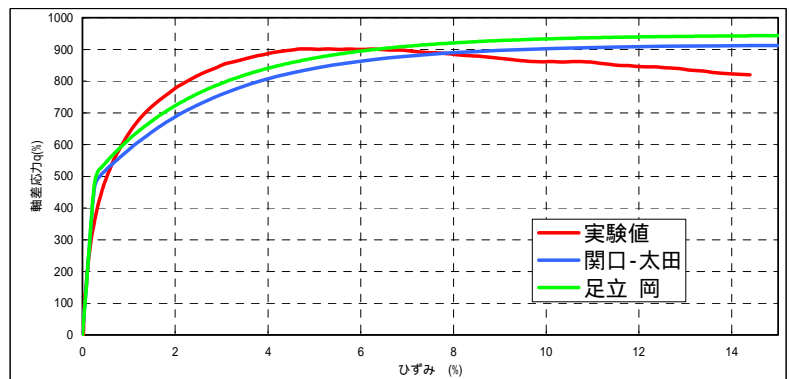
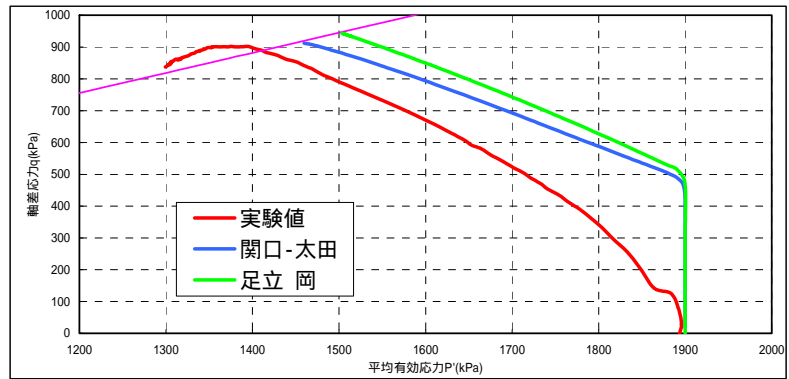


CU2-1

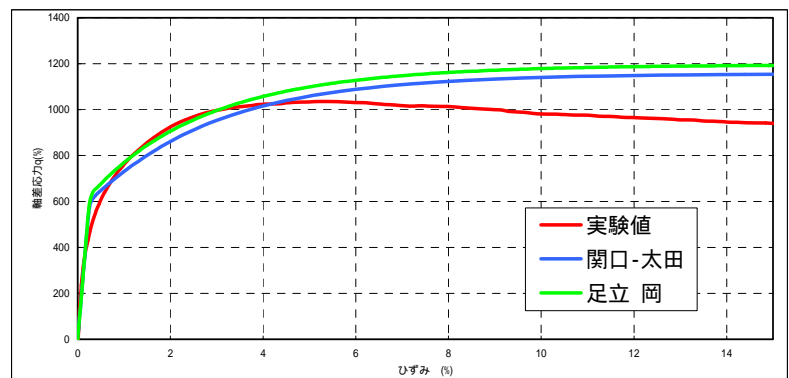
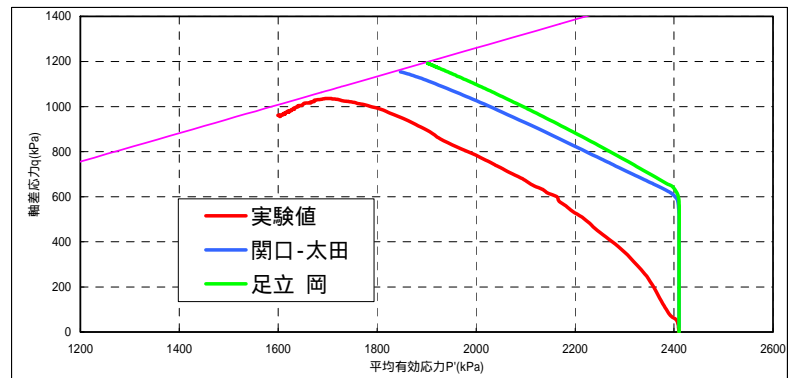


CU2-2

図 4-9(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A1、A0-A1 (CU2-1、CU2-2)

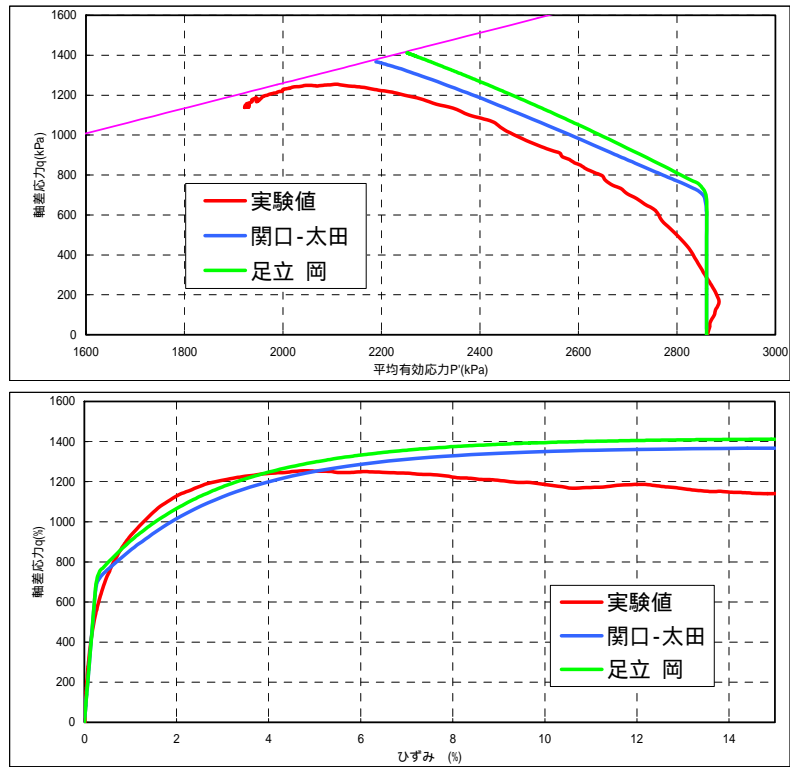


CU2-3



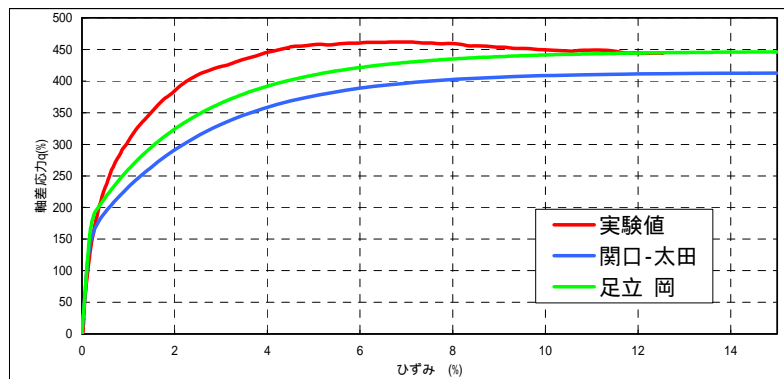
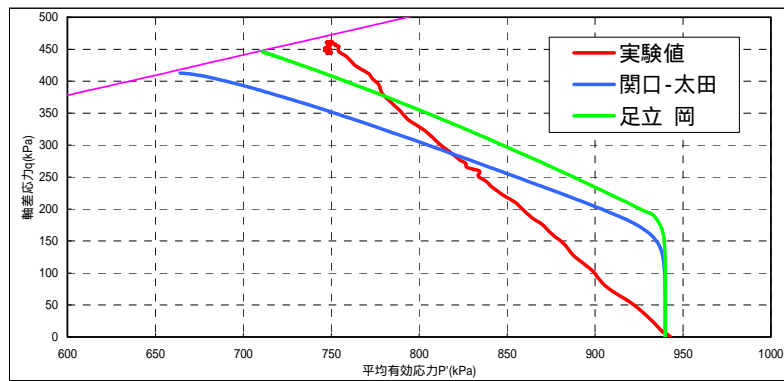
CU2-4

图 4-9(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A1、A0-A1 (CU2-3、CU2-4)

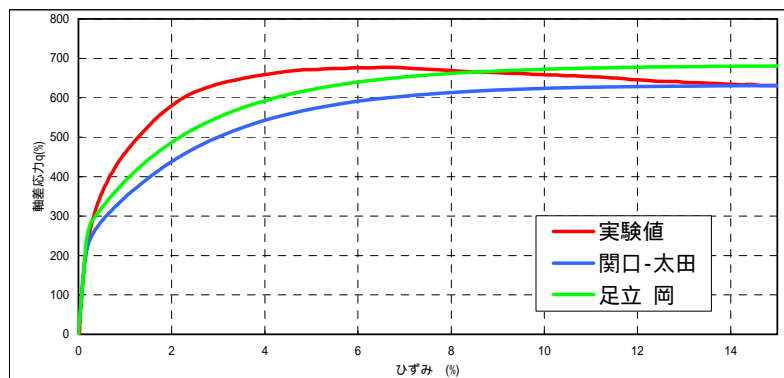
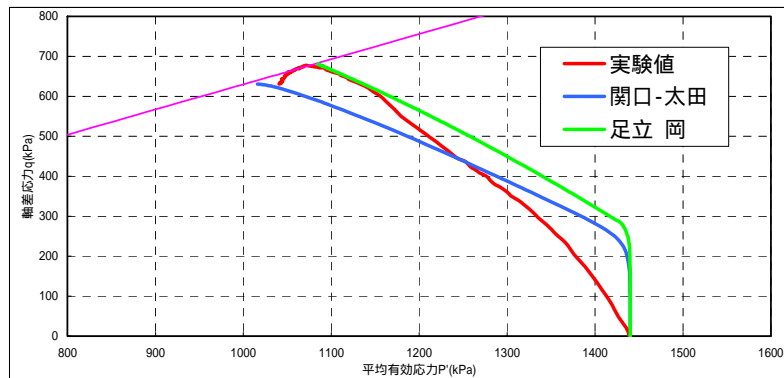


CU2-5

図 4-9(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A1、A0-A1 (CU2-5)



CU2-1



CU2-2

図 4-10(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B1、A0-B1 (CU2-1、CU2-2)

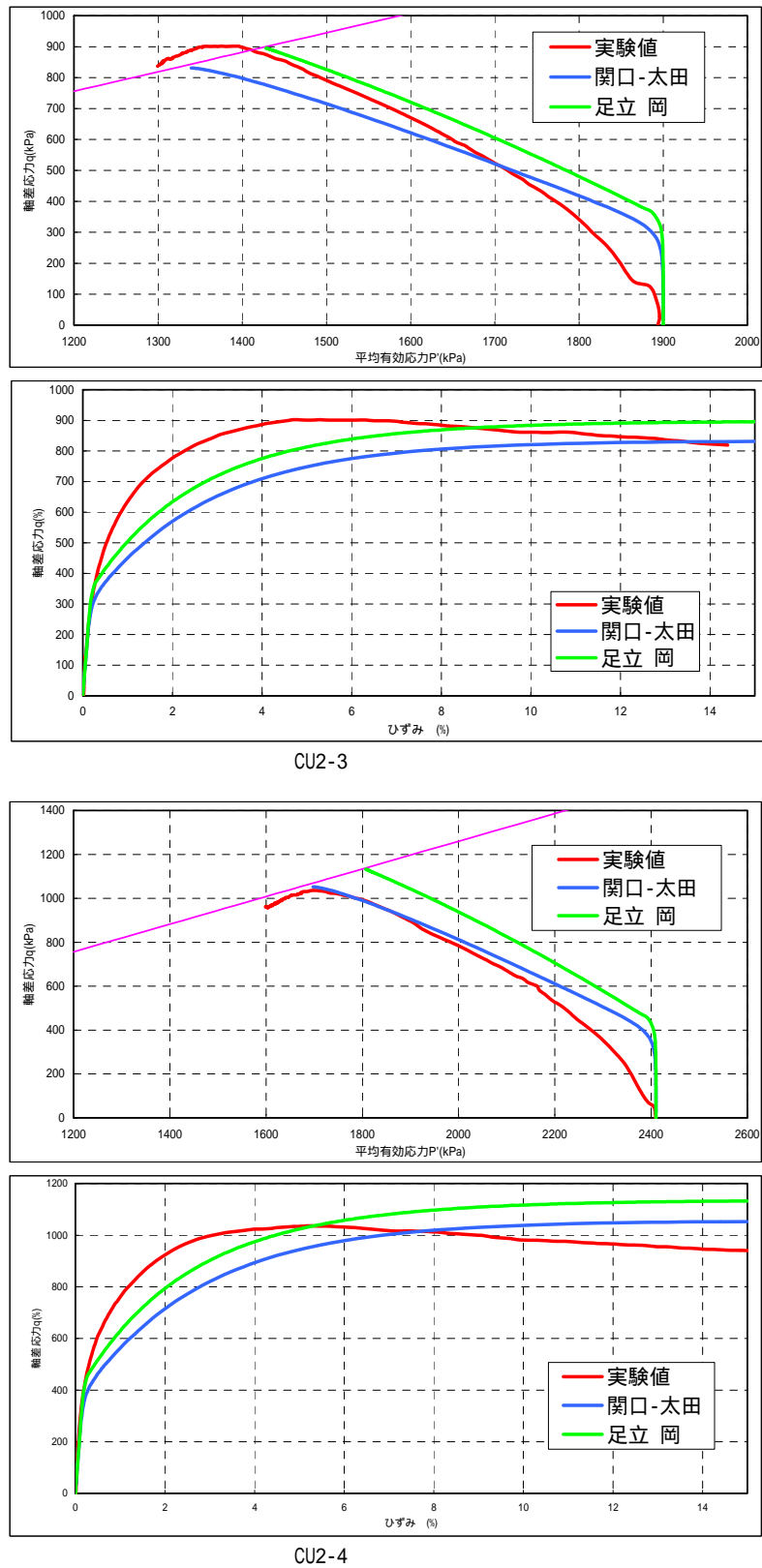


図 4-10(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B1、A0-B1 (CU2-3、CU2-4)

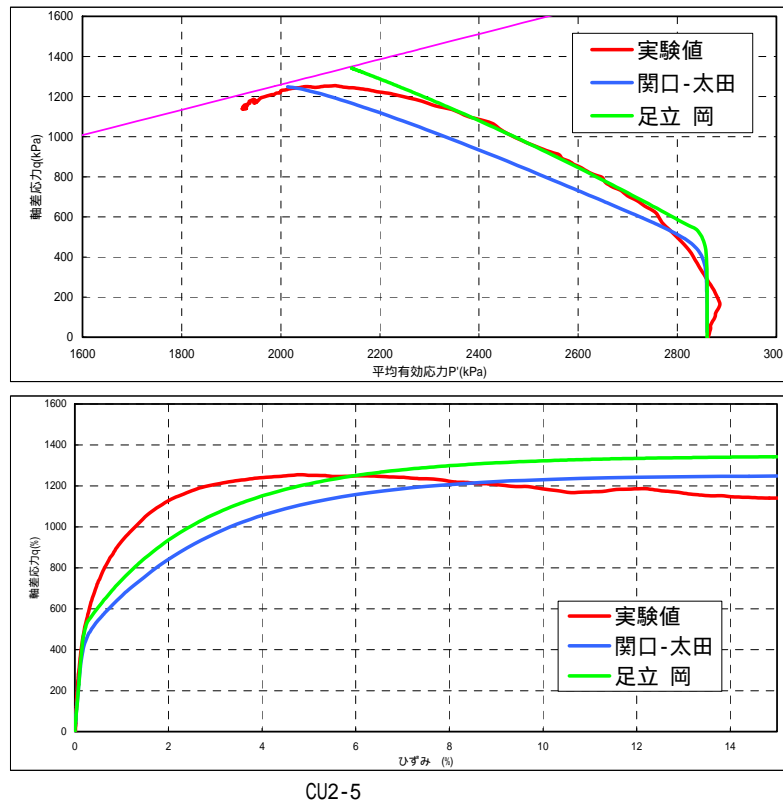
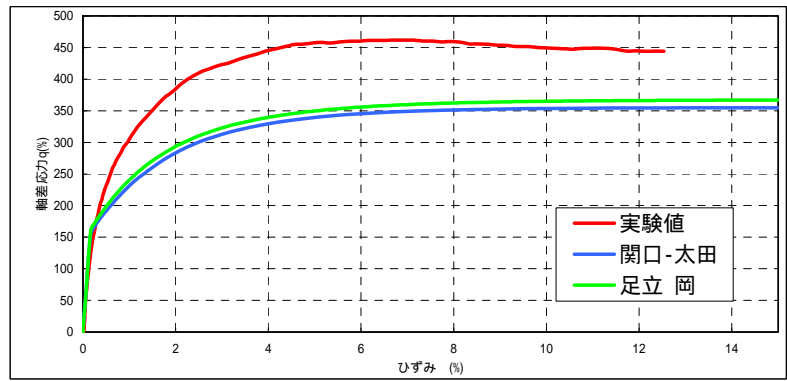
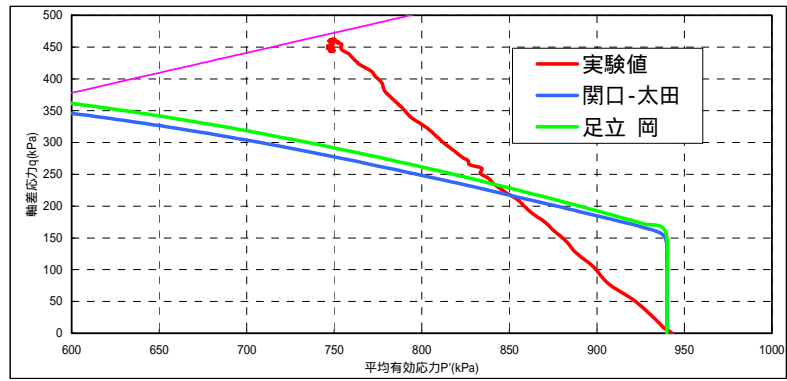
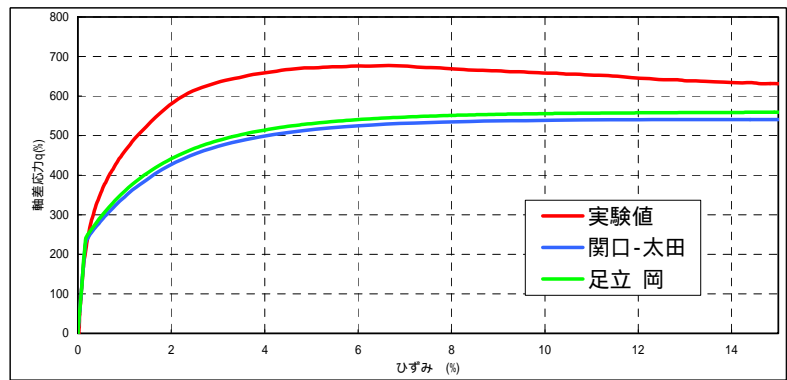
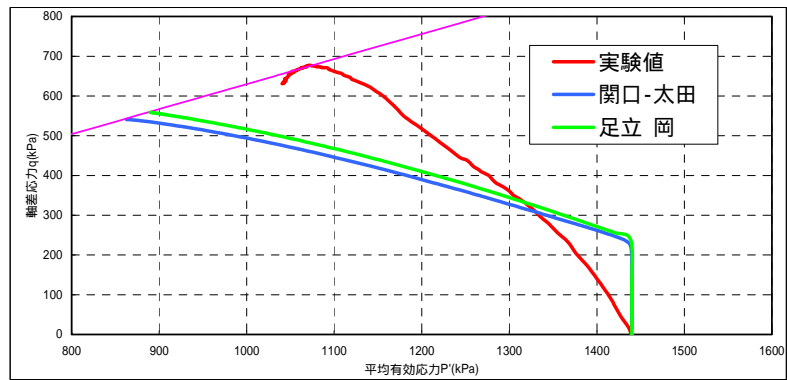


図 4-10(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B1、A0-B1 (CU2-5)

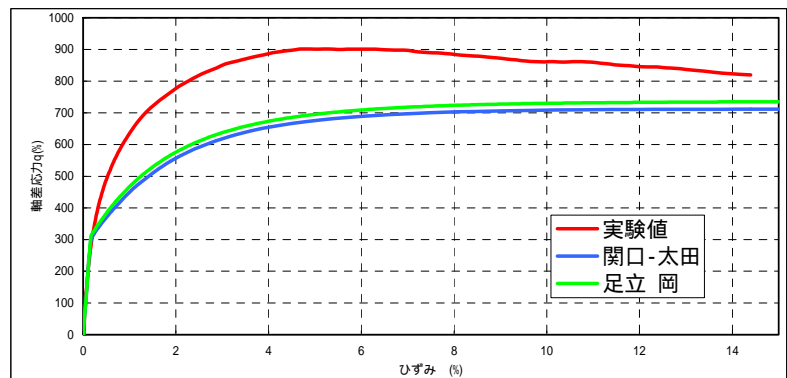
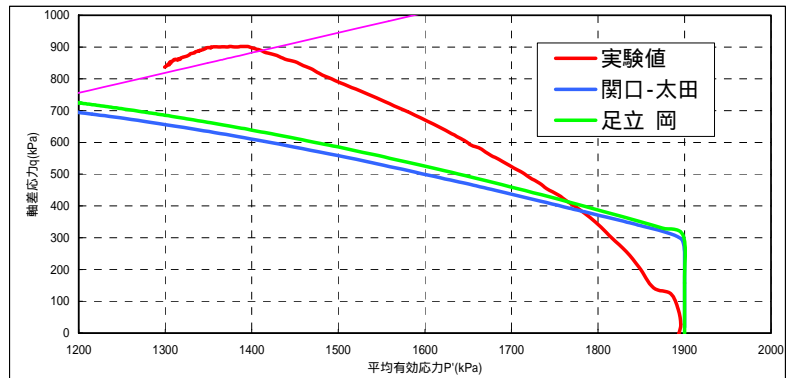


CU2-1

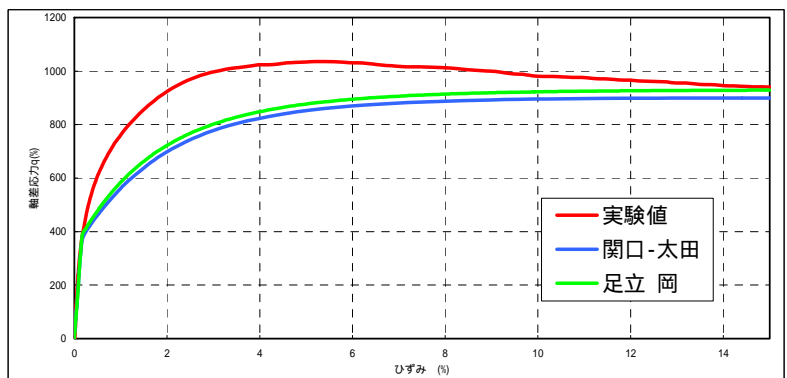
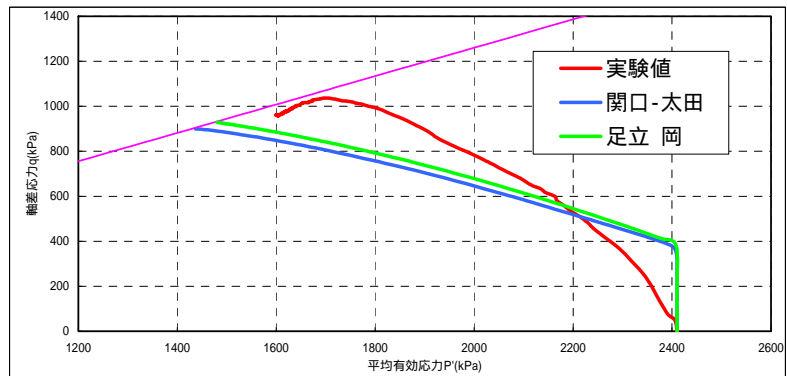


CU2-2

図 4-11(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A2、A0-A2 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3



CU2-4

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

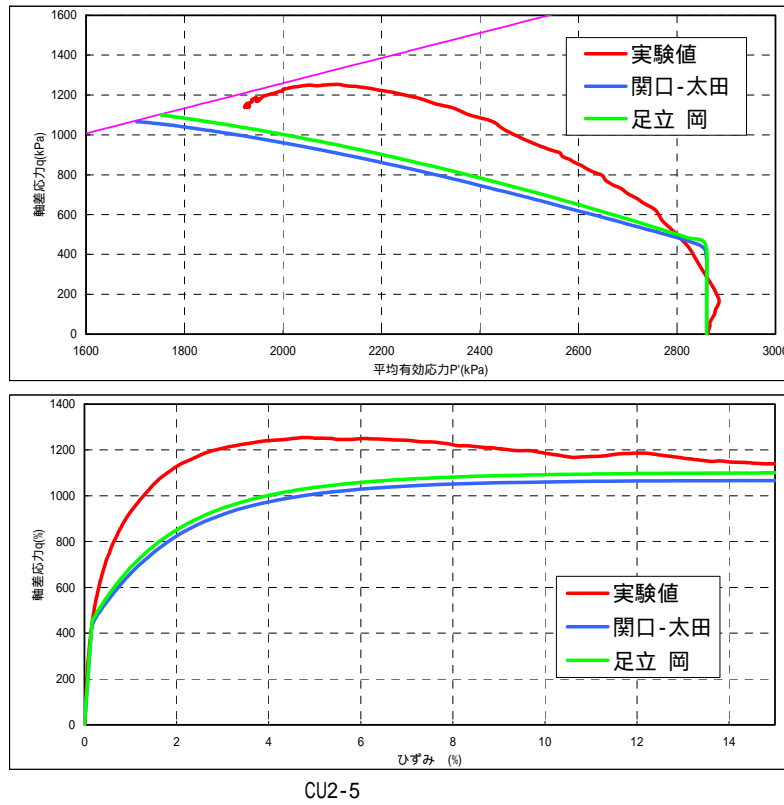
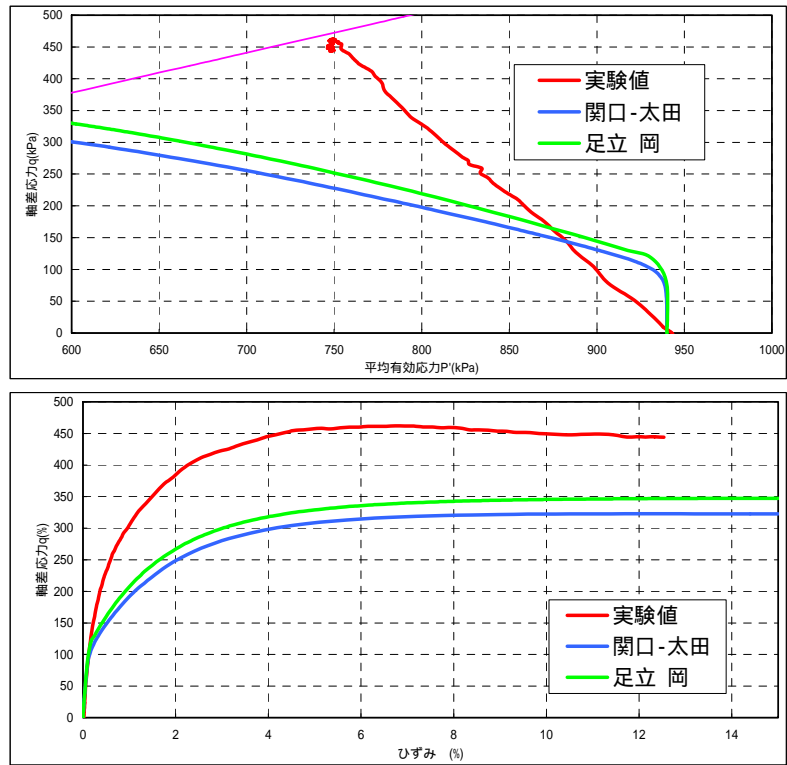
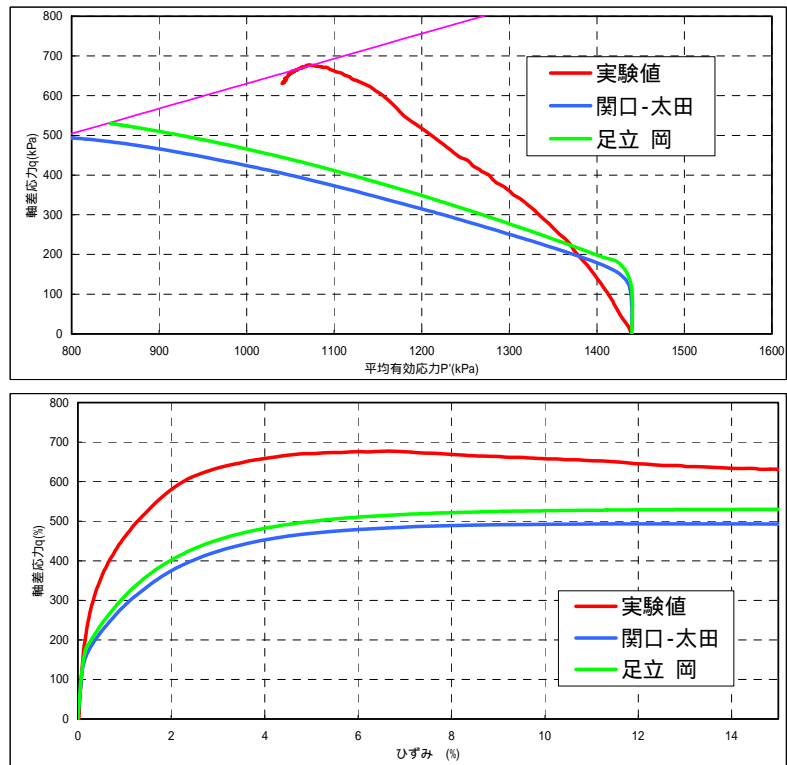


図 4-11(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A2、A0-A2 (CU2-5)

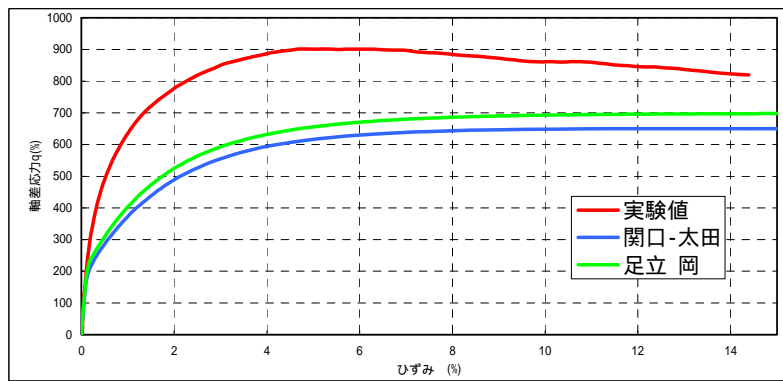
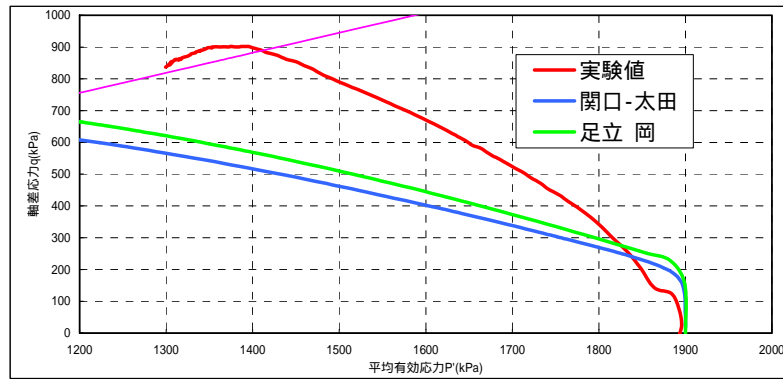


CU2-1

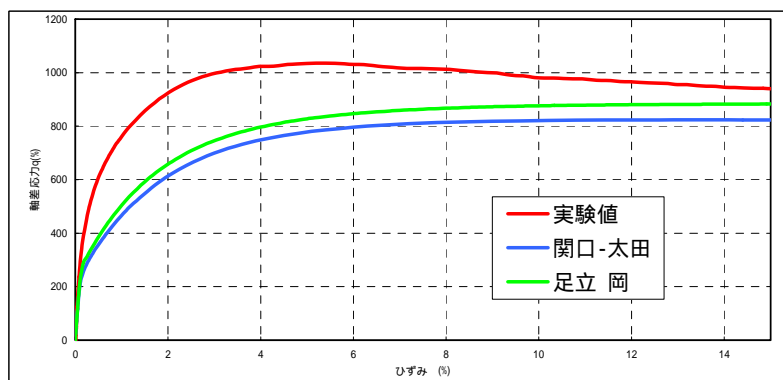
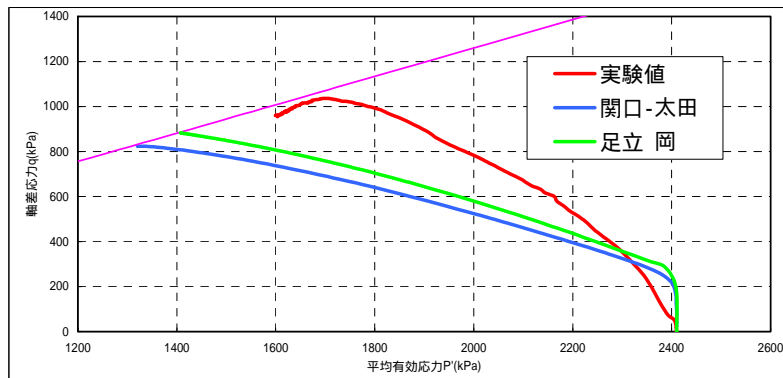


CU2-2

図 4-12(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B2、A0-B2 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3



CU2-4

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

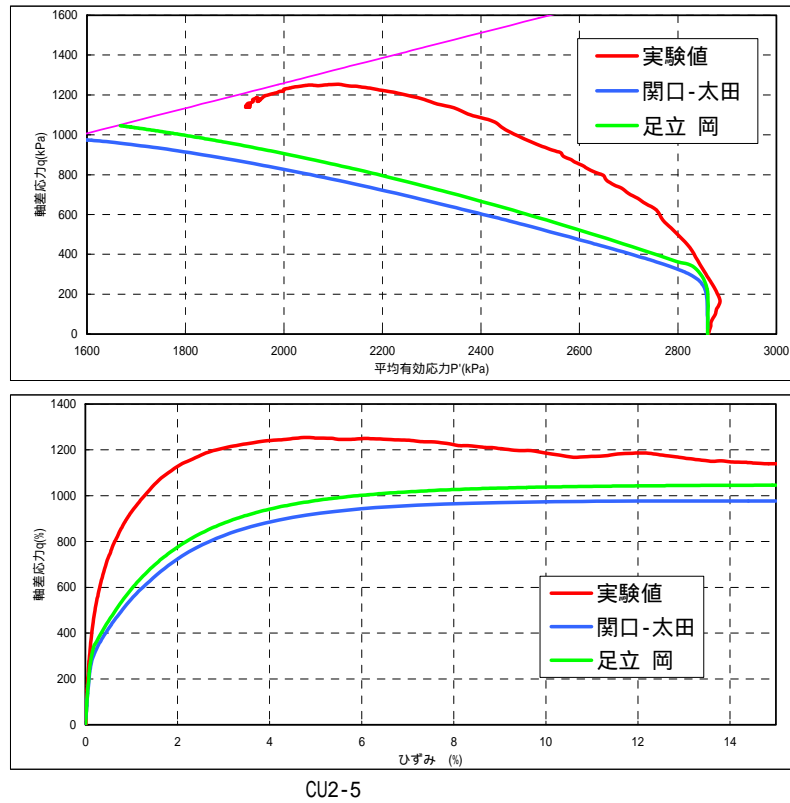
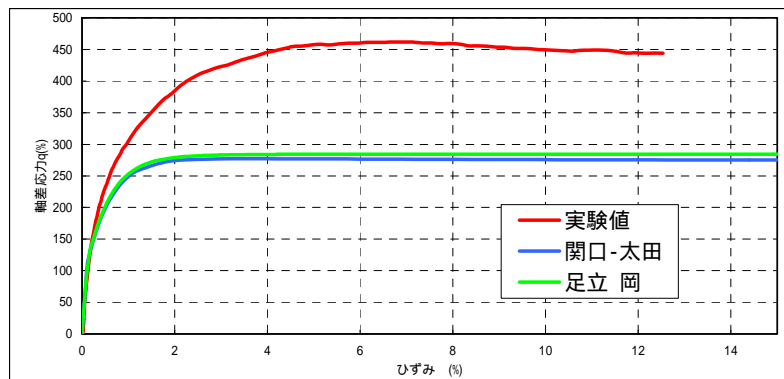
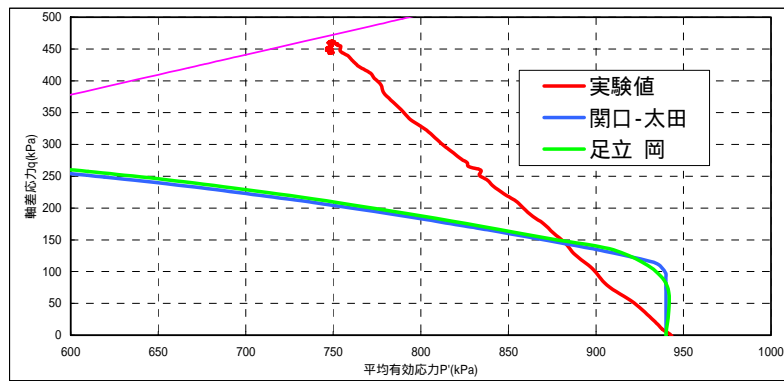
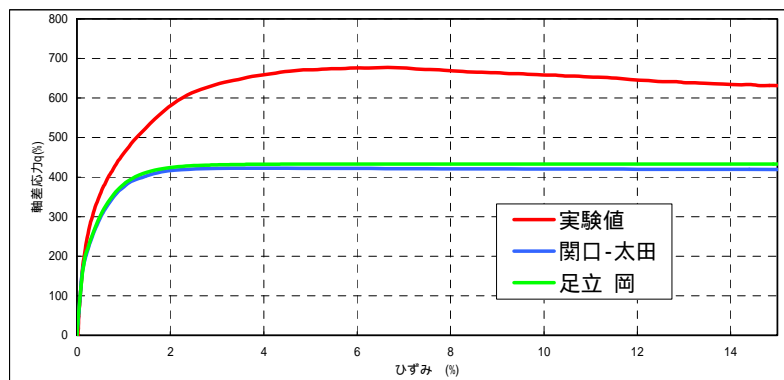
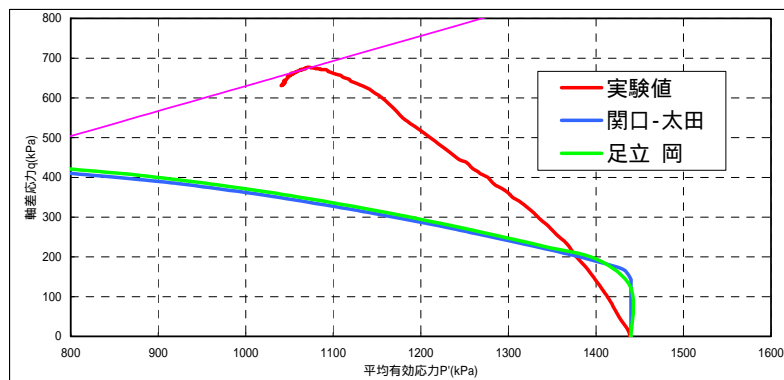


図 4-12(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B2、A0-B2 (CU2-5)

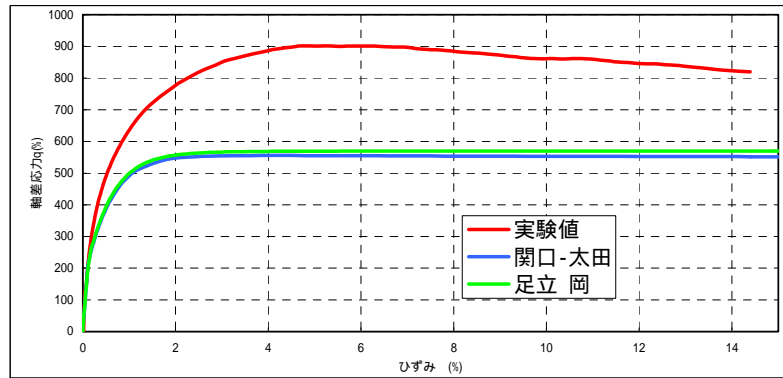
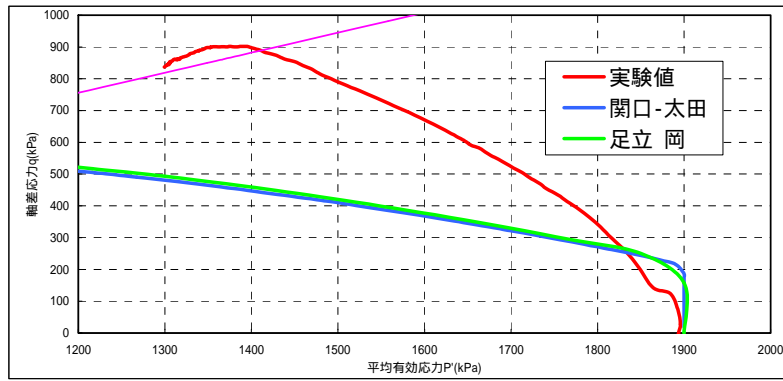


CU2-1

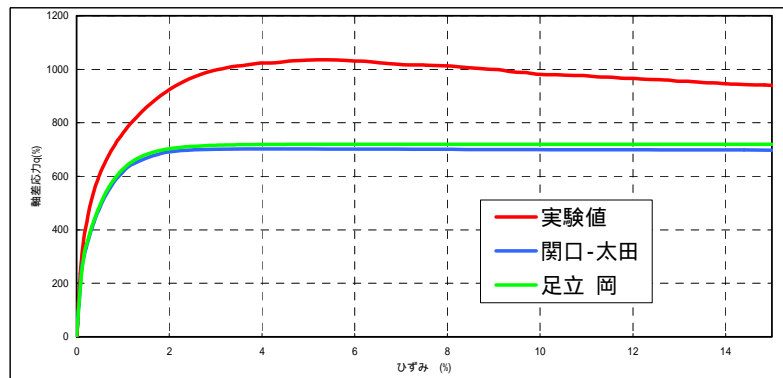
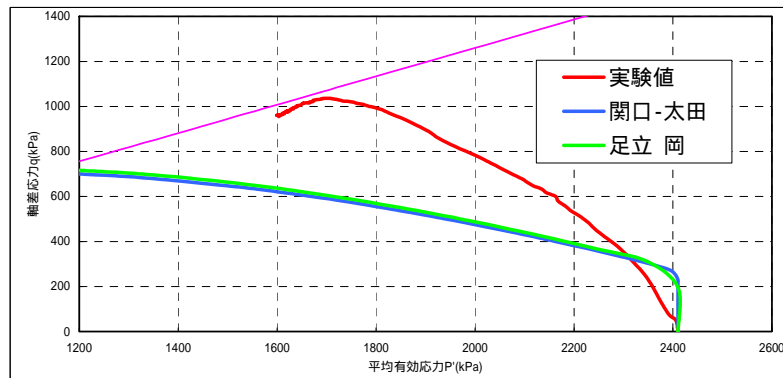


CU2-2

図 4-13(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A3、A0-A3 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3



CU2-4

図 4-13(b) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A3、A0-A3 (CU2-3、CU2-4)

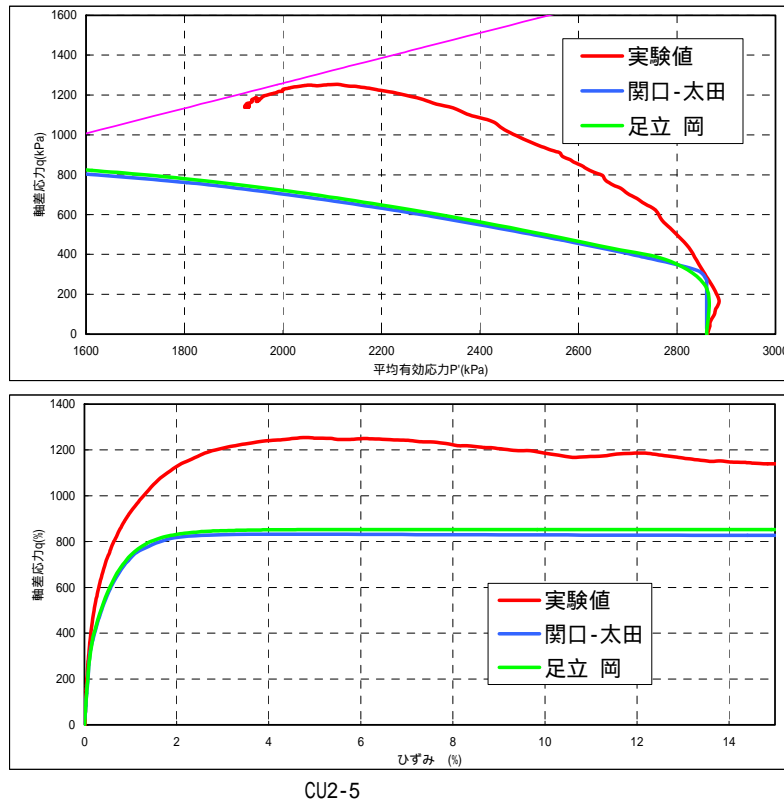


図 4-13(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-A3、A0-A3 (CU2-5)

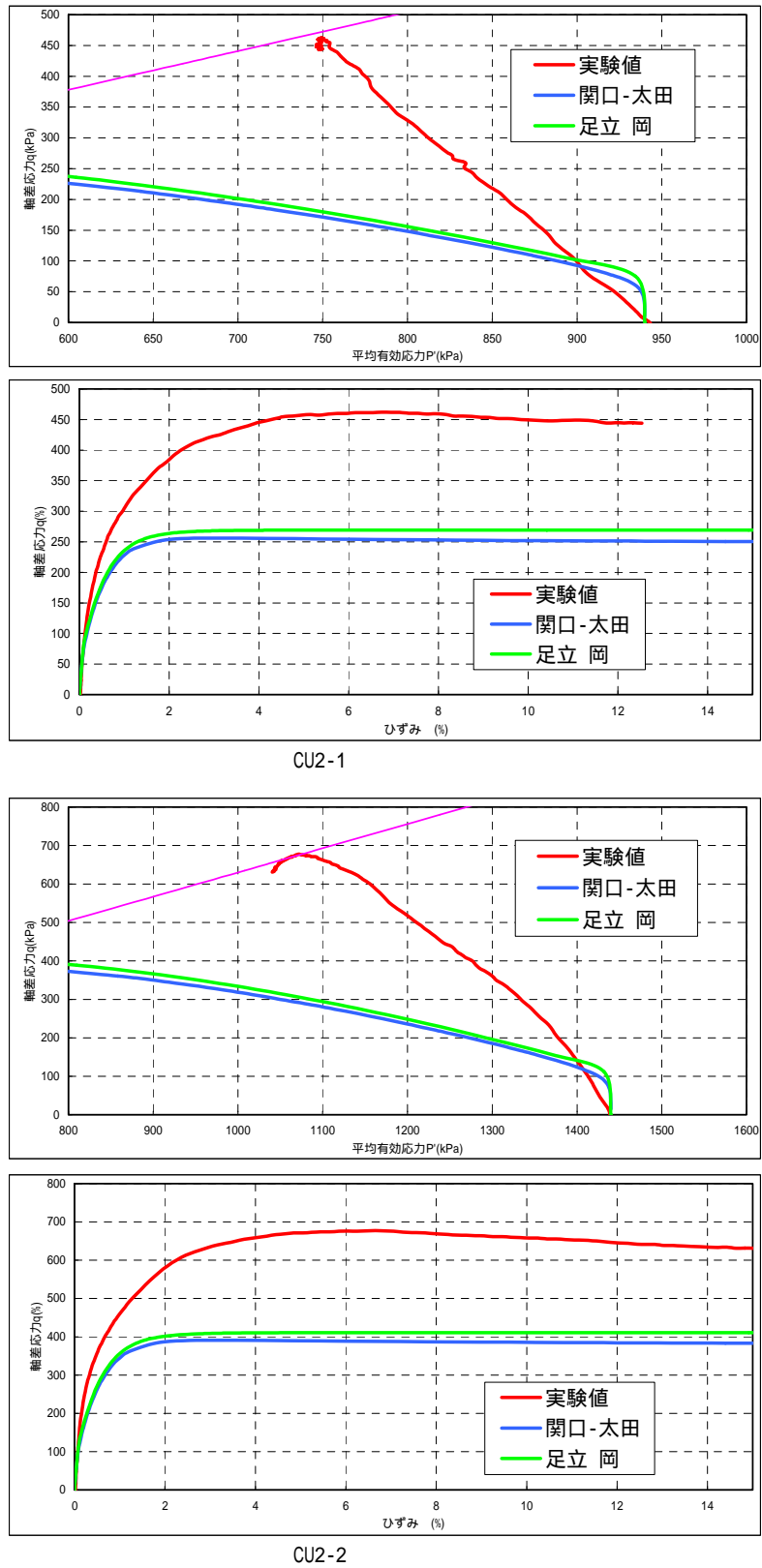
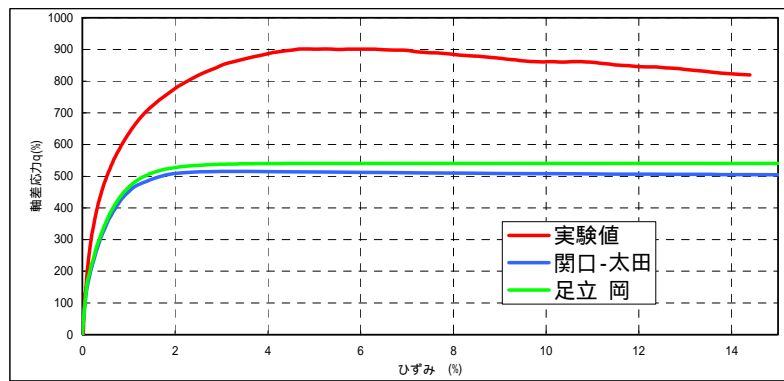
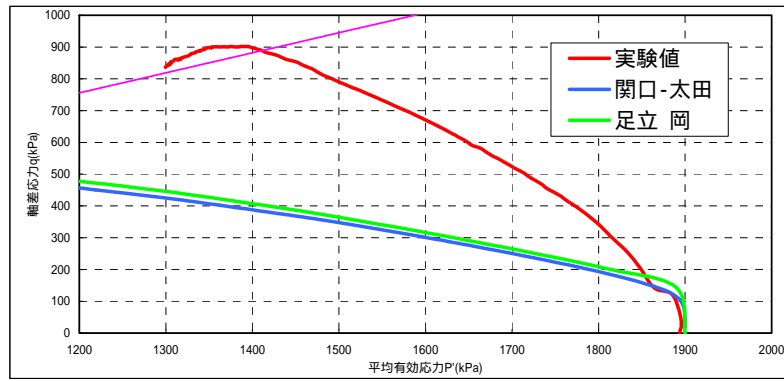
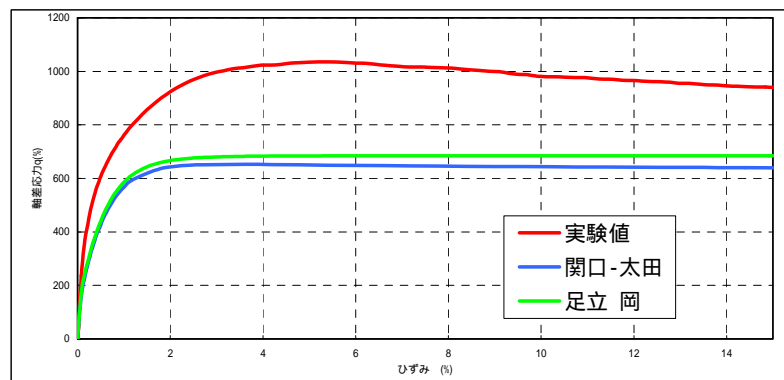
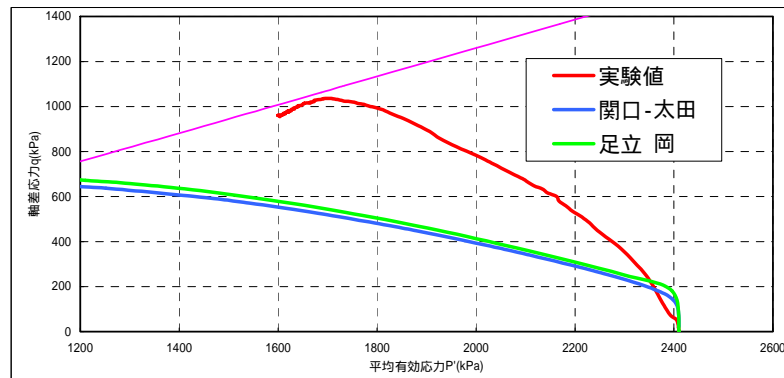


図 4-14(a) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B3、A0-B3 (CU2-1、CU2-2)



CU2-3



CU2-4

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

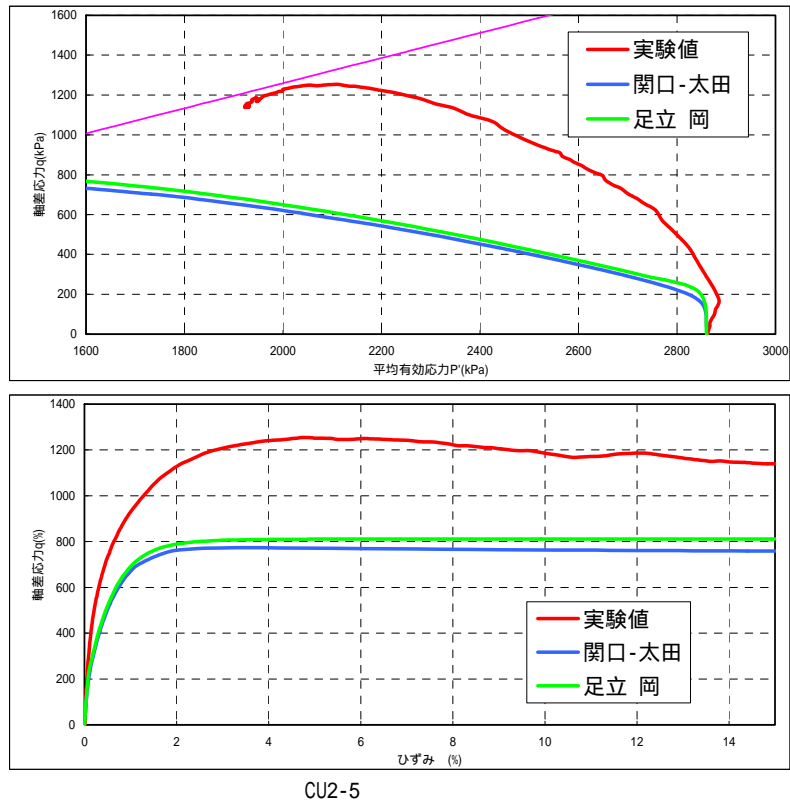


図 4-14(c) 圧密非排水三軸圧縮試験 S0-B3、A0-B3 (CU2-5)

4.5 圧密非排水三軸クリープ試験のシミュレーション解析

4.5.1 解析仕様

(1) 解析手法

(i) 関口 - 太田モデル

前述の圧密非排水三軸圧縮試験のシミュレーション解析で述べた(4-14)、(4-17)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

前述の圧密非排水三軸圧縮試験で述べた(4-19)と(4-20)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、(4-24)より $n+1$ ステップにおける軸ひずみ増分が求まり、最終的に次式から三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。

$$(\varepsilon_{11})_{n+1} = (\varepsilon_{11})_{n+1} + (\dot{\varepsilon}_{11})_{n+1} \Delta t \quad (4-27)$$

(1) 解析条件

既に実施されたクリープ試験における試験条件は、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%), 0.625MPa (同 50%), 0.875MPa (同 70%)であった（高治・鈴木, 1999）。このような異なる3種類の載荷応力に対して、表 4-4 に示したモデルとパラメータの組み合わせケースに対するシミュレーション解析を実施した。ただし、初期間隙比は全ケースとも $e_0=0.50$ として解析した。

4.5.2 結果

クリープ試験解析結果を図 4-15～図 4-20 に示す。

パラメータ A1 を用いた各モデルに対するケース (SO-A1、AO-A1) の解析結果は、他のパラメータを用いたケースと比べて試験結果とよく一致しており、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、せん断クリープひずみを過大に評価することがわかる。膨潤指数 κ を小さく設定した、SO-A2～SO-B3、AO-A2～AO-B3 においても、実験結果に比較してクリープ変形量が過大に評価されている。特に $\kappa=0.010$ に設定し

た関ロー太田モデル（SO-A3、SO-B3）ではクリープ破壊が生じている。

クリープ破壊が生じない範囲では解析結果における関ロー太田モデルと足立一岡モデルの差は小さい。

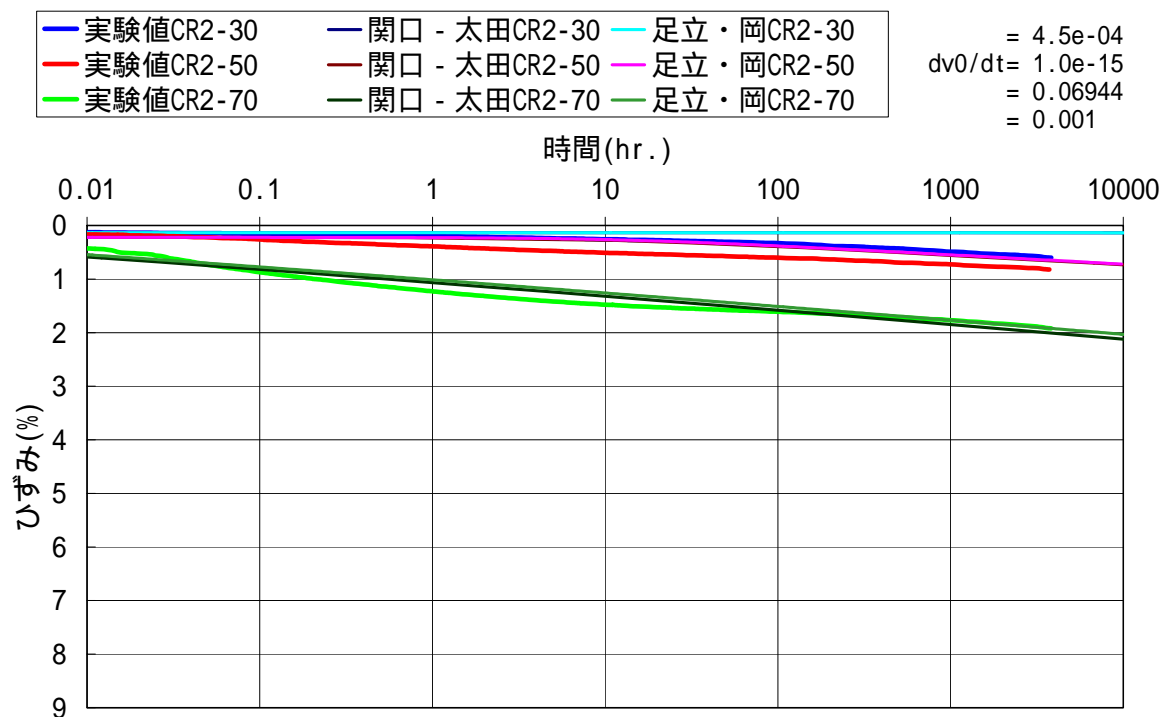


図 4-15 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A1、A0-A1

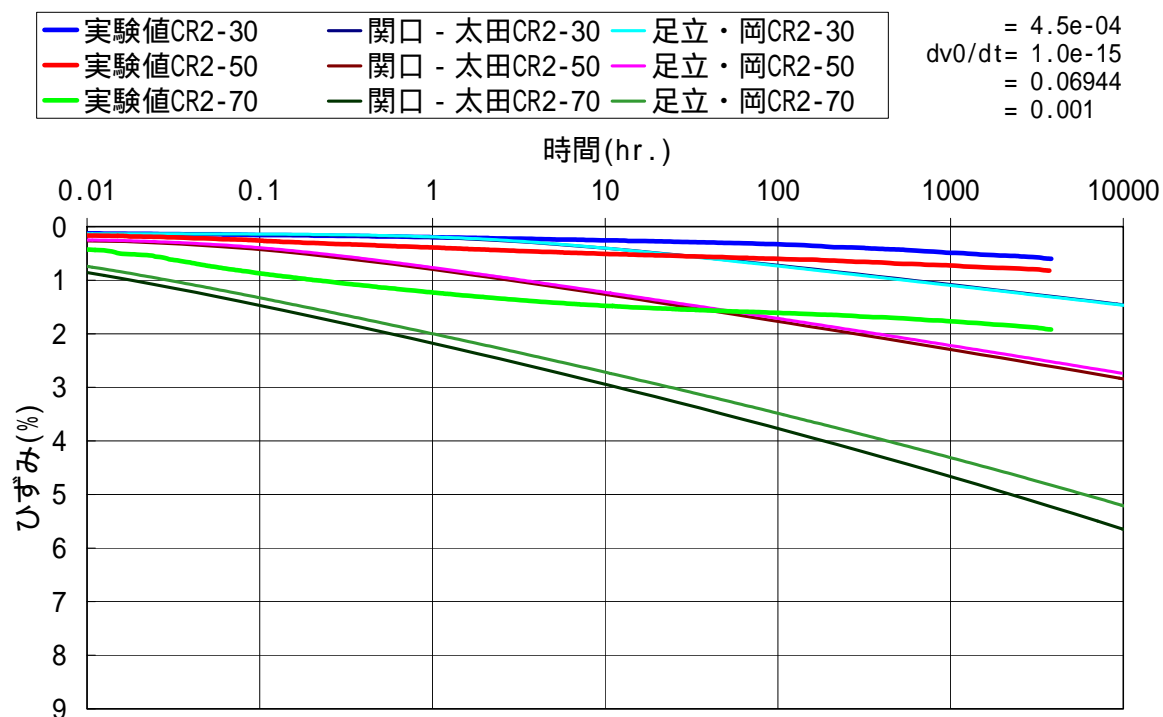


図 4-16 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B1、A0-B1

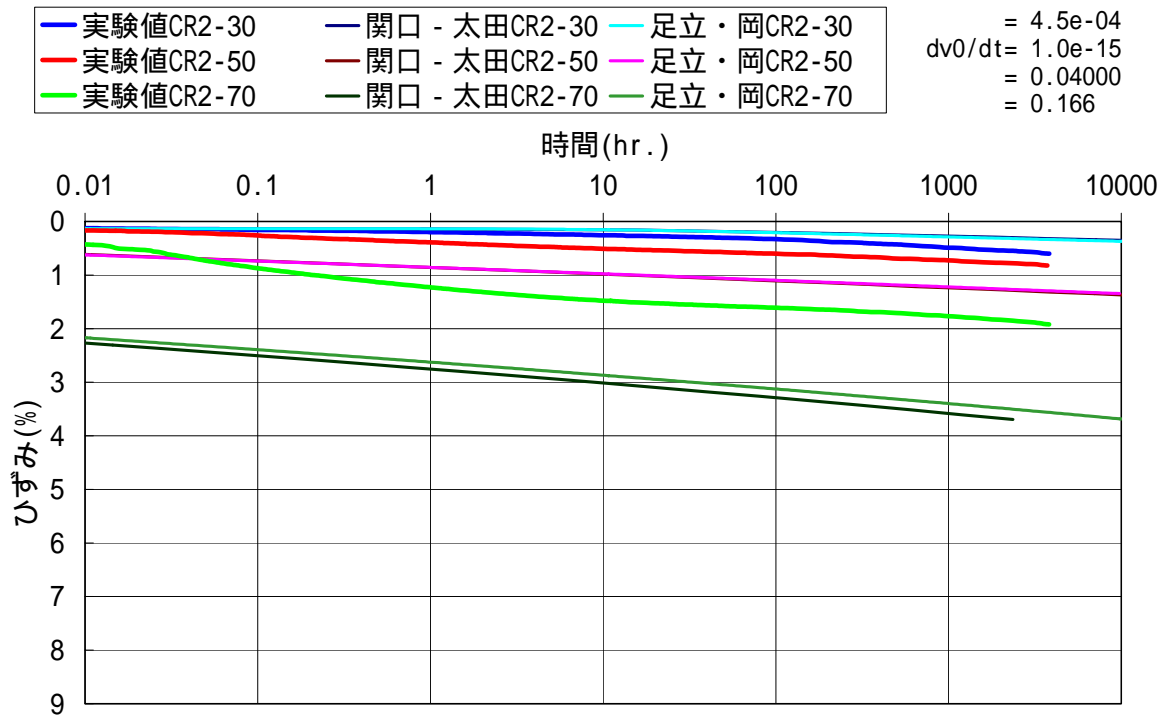


図 4-17 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A2、A0-A2

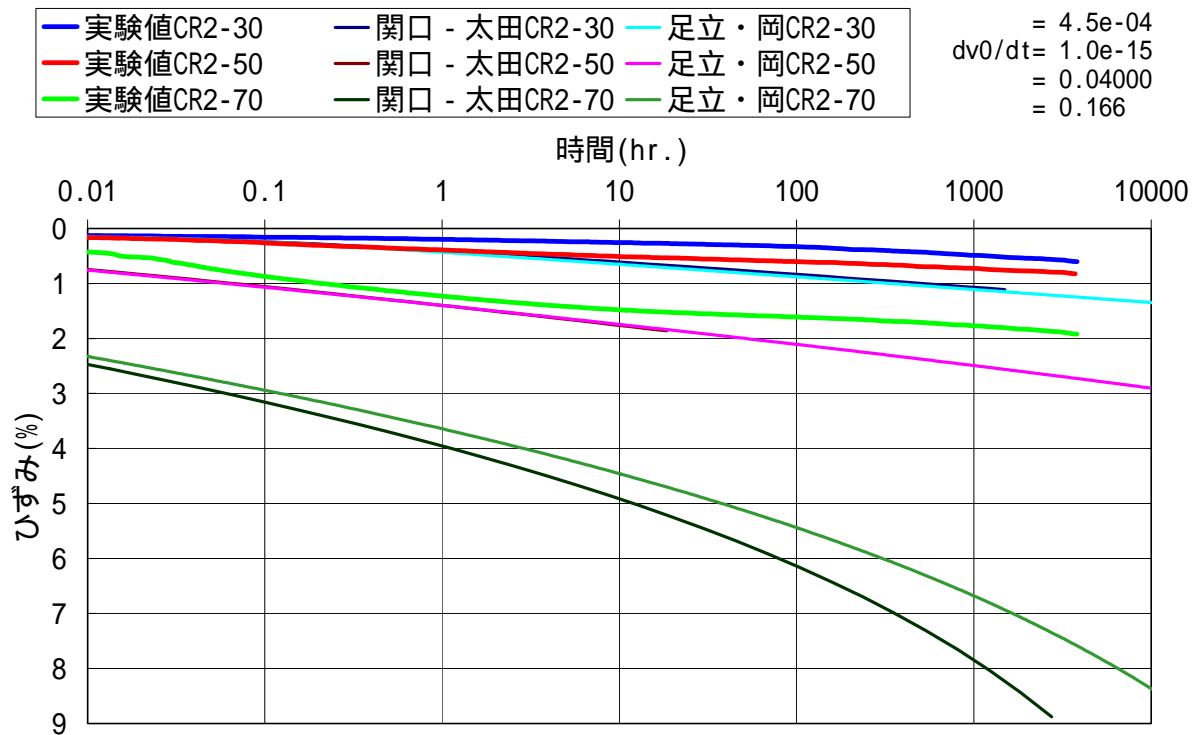


図 4-18 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B2、A0-B2

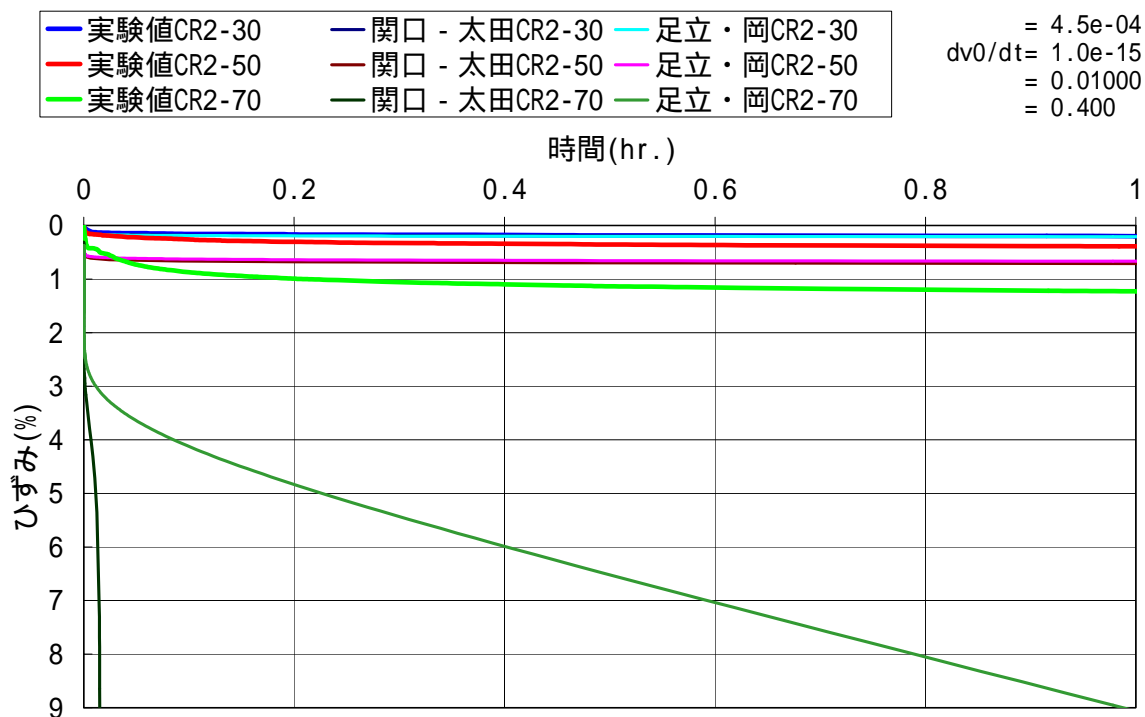


図 4-19 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-A3、A0-A3

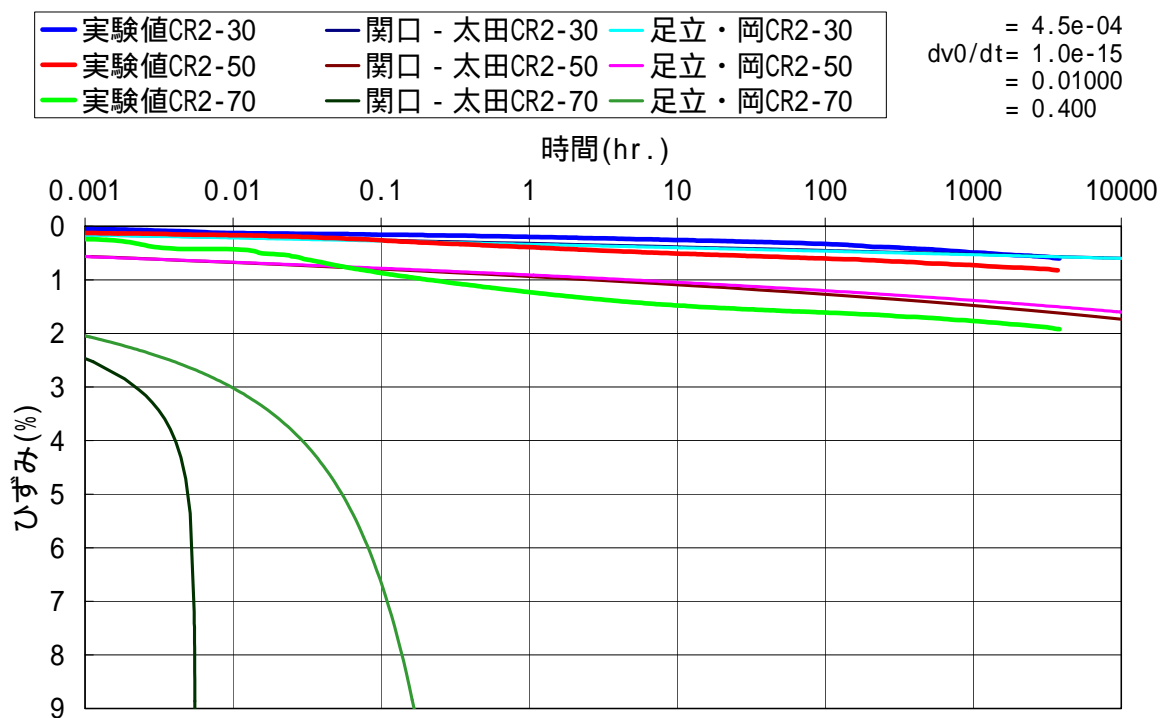


図 4-20 圧密非排水三軸クリープ試験 S0-B3、A0-B3

5 人工バリア中の緩衝材の長期挙動予測解析

5.1 概要

4章においては、緩衝材の要素試験に対して試験結果を精度良くシミュレーション解析可能なパラメータの検討とモデルの適用性確認を行ってきた。その結果、一次元圧密試験と圧密非排水三軸クリープ試験をシミュレーション解析するパラメータが異なることや、関口-太田モデルと足立-岡モデルの精度に差がないことが明らかになってきた。そこで、本章では、人工バリア中の緩衝材の力学挙動を前章と同じ複数のパラメータを用いて解析し、パラメータとモデルにより挙動予測がどのように異なるかを把握し、処分環境下での実現象の予測に対してどのパラメータとモデルを用いるのが望ましいかを検討する。今回の解析は、主として緩衝材の支持性能を評価するためのオーバーパックの自重沈下解析と応力緩衝性能を評価するための自重沈下も考慮したオーバーパックの腐食膨張解析の2種類とした。

5.2 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。

5.2.1 解析プログラムの概要

本研究では解析コード"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(Biot, 1941; Biot, 1956; Biot, 1962)を用いる。後にZienkiewicz(Zienkiewicz, 1977; Zienkiewicz et al., 1980; Zienkiewicz et al., 1982)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。

5.2.2 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

$$\sigma_{ji,j} - \alpha p_{,i} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i - \rho_f \dot{w}_i = 0 \quad (5-1)$$

水に対しては、

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i - \rho_f \frac{\dot{w}_i}{n} + \frac{R_i}{n} = 0 \quad (5-2)$$

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。 p は間隙水圧、 ρ, ρ_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 α 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、(5-1)式の左辺第5項、(5-2)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になる。

$$\sigma_{ji,j} - \alpha p_{,i} + \rho b_i - \rho \ddot{u}_i = 0 \quad (5-3)$$

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i + \frac{R_i}{n} = 0 \quad (5-4)$$

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、(5-4)式は次式のように書ける。

$$-p_{,i} + \rho_f b_i - \rho_f \ddot{u}_i + \frac{\dot{w}_i}{k} = 0 \quad (5-5)$$

一方、水の構成式を \dot{w} について書き直すと

$$\dot{w}_{i,i} = \dot{\varepsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} \quad (5-6)$$

となる。

(5-5)式を \dot{w}_i について整理し、(5-6)式に代入すると

$$-\bar{k} p_{,ii} + \bar{k} \rho_f b_{i,i} - \bar{k} \rho_f \ddot{u}_{i,i} + \dot{\varepsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} = 0 \quad (5-7)$$

ここで、(5-7)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、(5-7)式を整理すると

$$-\bar{k} p_{,ii} + \bar{k} \rho_f b_{i,i} + \dot{\varepsilon}_{ii} + \frac{\dot{p}}{Q} = 0 \quad (5-8)$$

となる。

(5-1)式、(5-8)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。

5.2.3 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

$$\Delta \sigma = D^{ep} \Delta \varepsilon \quad (5-9)$$

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、

$$D = \frac{E}{(1-\nu)^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu/2 \end{bmatrix} \quad (5-10)$$

平面歪および軸対称問題

$$D = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & 0 & \nu \\ \nu & 1-\nu & 0 & \nu \\ 0 & 0 & (1-2\nu)/2 & 0 \\ \nu & \nu & 0 & 1-\nu \end{bmatrix} \quad (5-11)$$

弾塑性のD行列は、流れ則に従うと一般に

$$D^{ep} = D^e - \frac{\frac{\partial f^T}{\partial \sigma} D^e D^e \frac{\partial g}{\partial \sigma}}{H^p + H^s} \quad (5-12)$$

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、

$$H^s = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} D^e_{ijrs} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{rs}} \quad (5-13)$$

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。

5.3 解析条件

5.3.1 解析に用いたメッシュ分割と基本的な境界条件

「第2次取りまとめ」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クの接地圧が大きく自重による沈下量が多いことから、縦置き方式を解析対象とする。

解析に用いた基本メッシュ分割および境界条件を図5-1に示す。本解析用メッシュ分割においては、「第2次取りまとめ」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）も解析範囲とした。対称性から、y軸を中心とした軸対称条件とする。メッシュの側面および、上面、下面は排水境界とする。

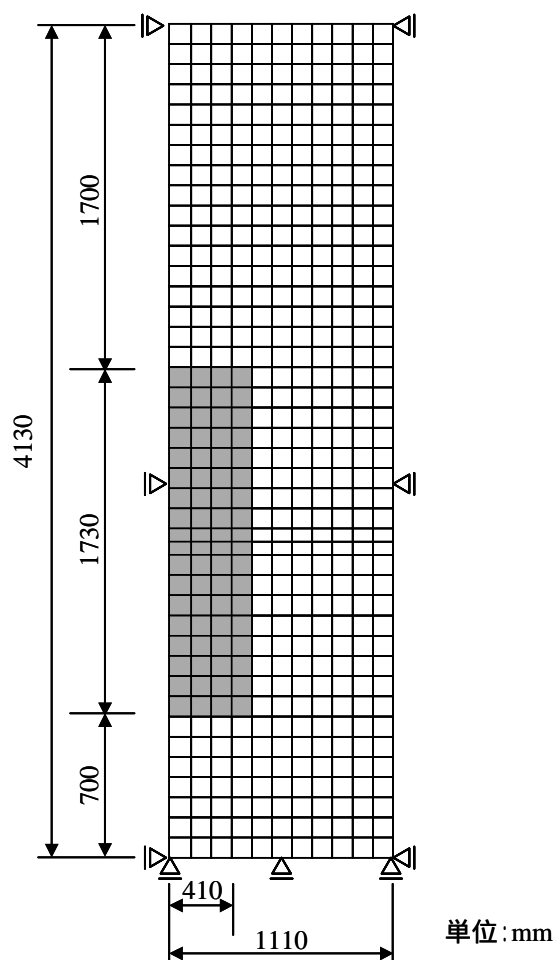


図 5-1 解析用メッシュ分割

5.3.2 物性値

緩衝材の力学挙動評価モデルには、関ロー太田モデルと足立一岡モデルを用いる。緩衝材の物性値に関しては、前章で検討した表 4-2 と表 4-3 の組み合わせで決まる 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 ν 、膨潤指数 κ 、および、粘性パラメータである二次圧縮指数 α 、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、「第 2 次取りまとめ」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「第 2 次取りまとめ」で示されている値

を用いる。各解析ケースにおいて共通する物性値を表 5-1に示す。初期膨張圧は「第2次取りまとめ」同様 0.5MPa としている。透水係数については後述する。

表 5-1 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	2.1×10^5
		密度	ρ	Mg m^{-3}	6.63
緩衝材	土粒子骨格	乾燥密度	ρ_d	Mg m^{-3}	1.60
		圧縮指数(自然対数)	λ	—	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)	σ'_{m0}	MPa	0.5
	間隙水	密度	ρ_w	Mg m^{-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 ν 、膨潤指数 κ 、および、粘性に関するパラメータである二次圧縮指数 α 、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 ν 、膨潤指数 κ 、二次圧縮指数 α は4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、4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 α 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、4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 α 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 5-1の解析用メッシュ分割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 T_v は次式で表される。

$$T_v = \frac{c_v t}{H^2} \quad c_v = \frac{k}{\rho_w g m_v} \quad (5-14)$$

ここに、 c_v は圧密係数、 t は圧密時間、 H は排水距離、 ρ_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(山口, 1984)。一次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、解析用メッシュ分割の添え字を p とすると、時間係数に関して次の関係が得られる。

$$\frac{c_v t_{c1}}{H_1^2} = \frac{c_v t_{cp}}{H_p^2} \quad (5-15)$$

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 5-2 から解析用メッシュ分割の最短排水距離は 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(5-15)に代入すると、次式に示すように、解析用メッシュ分割の一次圧密終了時間 t_{cp} が、一次元圧密試験における一次圧密終了時間 t_{c1} の 4900 倍となることがわかる。

$$\frac{c_v t_{c1}}{1^2} = \frac{c_v t_{cp}}{70^2} \quad \frac{t_{cp}}{t_{c1}} = 4900 \quad (5-16)$$

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。

$$t_c = \frac{\alpha}{\dot{v}_0} \quad (5-17)$$

従って、解析用メッシュ分割における一次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。

$$\begin{aligned} \frac{t_{cp}}{t_{c1}} &= \frac{\dot{v}_{01}}{\dot{v}_{0p}} = 4900 \\ \dot{v}_{0p} &= 4900 \times \dot{v}_{01} = 4900 \times 1.0 \times 10^{-15} = 2.45 \times 10^{-9} (1/h) \end{aligned} \quad (5-18)$$

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 5-2 に示す。ケース番号は、4 章と同じとする。

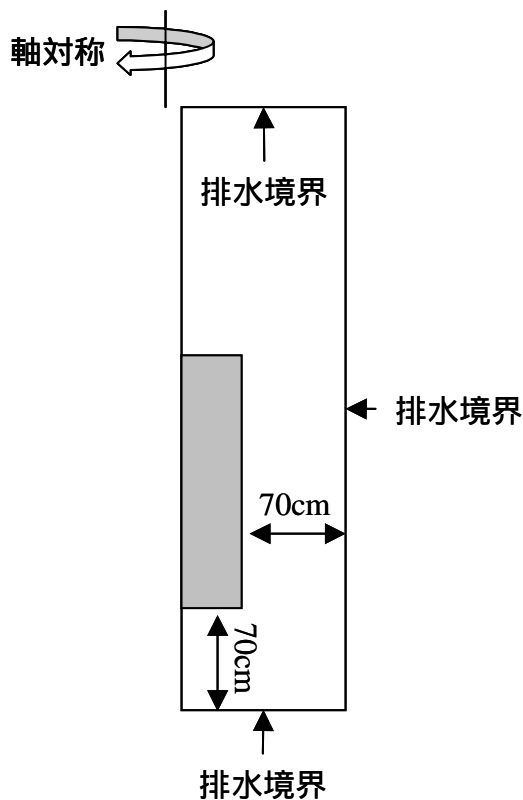


図 5-2 解析メッシュ分割の排水距離

表 5-2 変動させるパラメータと解析ケース番号

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

(3) 透水係数

透水係数を一定とする場合は、「第 2 次取りまとめ」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、「第 2 次取りまとめ」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。

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

$$\rho_e = \rho_d \frac{100 - R_s}{100 - R_s \frac{\rho_d}{\rho_{sk}}} \tag{5-19}$$

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

ここに、 K は固有透過度 (m^2)、 k は透水係数 (m/s)、 ρ_e は有効粘土密度 (Mg/m^3)、 ρ は水の密度 ($1Mg/m^3$)、 g は重力加速度 ($9.8m/s^2$)、 μ は水の粘性係数 ($10^{-3}Pa \cdot s$, $T=20^\circ C$ の場合)、 ρ_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 ($=30\%$)、 ρ_{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 ρ_s と間隙比 e から次式により求め、(5-19) より緩衝材の変形に伴って変化する透水係数を求める。

$$\rho_d = \frac{1}{1+e} \rho_s \tag{5-20}$$

ケイ砂混合体の土粒子密度 ρ_s は、「第2次取りまとめ」より初期間隙比が 0.68 で、乾燥密度が $1.60Mg/m^3$ なので、(5-20) 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 5-3 に示す。

表 5-3 透水係数の設定

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

5.3.3 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 β 法を用いる。ニューマーク β 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、 $\gamma=0.6$ 、 $\beta=0.32$ とする。

5.4 オーバーパックの自重沈下解析

5.4.1 オーバーパック自重沈下解析の解析条件

解析における基本的解析条件は前節で述べた通りであるが、今回の自重沈下解析では「第2次取りまとめ」の自重沈下解析と若干異なるので相違点を以下のように整理した。

- ① 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 ν 、膨潤指数 κ 、二次圧縮指数 α 、一次圧密終了時の初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 。
- ② 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。
- ③ 解析メッシュ分割上部において z 軸方向の変位を拘束していない。
- ④ 解析メッシュ分割上部における埋め戻し材の部分を考慮している。
- ⑤ 「第2次取りまとめ」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 5-3に比較のため本研究で用いる解析メッシュ分割を再掲し、同時に「第2次取りまとめ」で用いた解析メッシュ分割を示す。また、本解析で用いるパラメータと「第2次取りまとめ」で用いたパラメータの一覧を表 5-4に示す。構成モデルには、関口ー太田モデルと足立ー岡モデルを用いる。なお、足立ー岡モデルの粘性パラメータは、4.2.2 節の式(4-2)で示すように、二次圧密係数 α 、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 5-3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、関口ー太田モデルを S0、足立ー岡モデルを 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 5-5に示す。

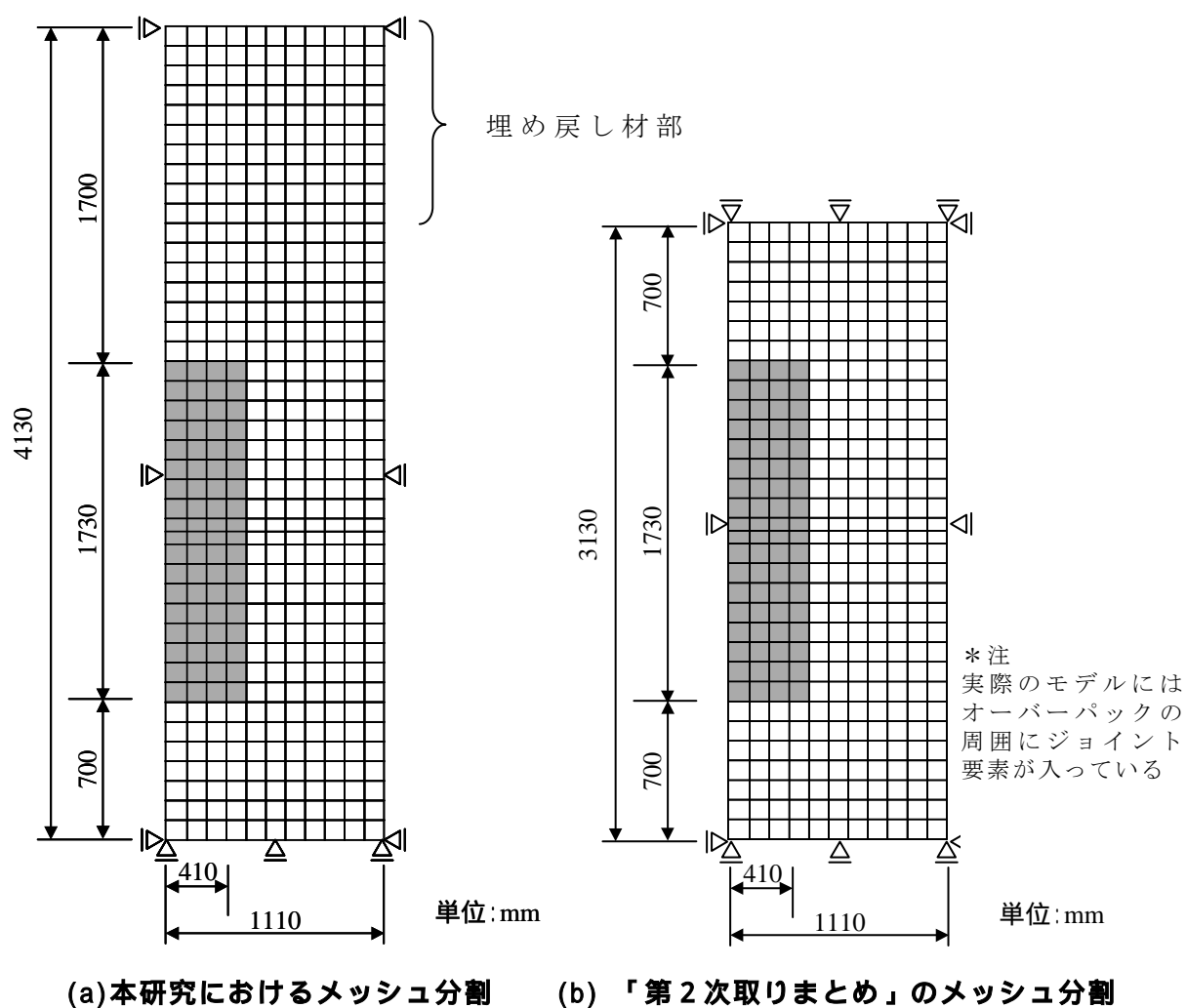


図 5-3 解析メッシュ分割

表 5-4 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 κ	ポアソン 比 ν	関口-太田モデル		足立-岡モデル	
			二次圧縮 係数 α	初期体積ひずみ 速度 \dot{v}_0 (1/h)	m'	C (1/h)
A1	0.07	0.001	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	62.5	1.94×10^{-15}
A2	0.04	0.166	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	100.9	1.94×10^{-15}
A3	0.01	0.400	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	140.1	1.94×10^{-15}
B1	0.07	0.001	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	23.4	4.75×10^{-9}
B2	0.04	0.166	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	37.8	4.75×10^{-9}
B3	0.01	0.400	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	52.5	4.75×10^{-9}
「第2次取 りまとめ」	0.07	0.400	5.0×10^{-4}	2.00×10^{-8}	—	—

表 5-5 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

5.4.2 解析結果

各ケースの自重による沈下の経時変化を図 5-4と図 5-5に示す。また、一万年後における沈下量を表 5-6に示す。表 5-6には、「第2次取りまとめ」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。

「第2次取りまとめ」との比較では、各ケースの沈下量とも、「第2次取りまとめ」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、「第2次取りまとめ」よりも粘性の影響が小さい A1～A3 でも 7.39mm～9.83mm と「第2次取りまとめ」の沈下量よりも大きい。これは、「第2次取りまとめ」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 5-4及び、図 5-5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 5-4に示すように、B1～B3 では、A1～A3 と比較して二次圧縮指数 α 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 α 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 α 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 5-6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 関口ー太田モデルの方が大きいですが、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、足立ー岡モデルの沈下過程は、関口ー太田モデルと比べて緩やかである。関口ー太田モデルでは、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、足立ー岡モデルは、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。

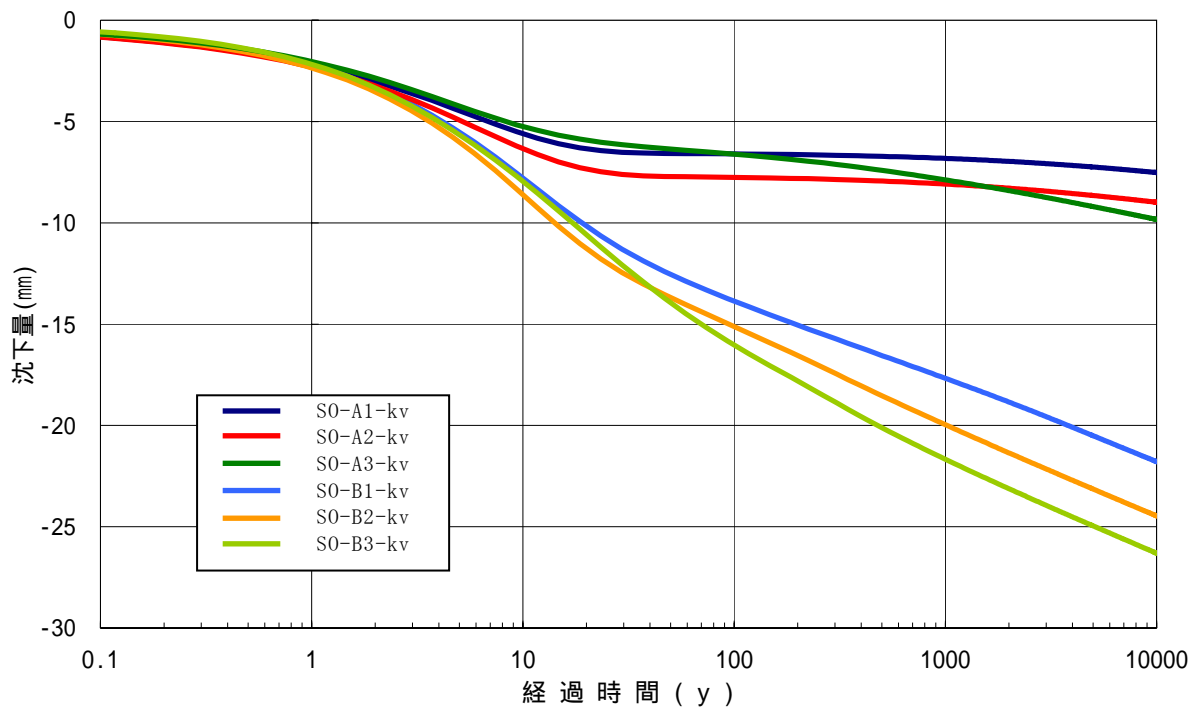
透水係数を変化させた場合と一定とした場合の比較を図 5-7に示す。構成モデルやパラメータによらず両者の差はほとんどなく、透水係数の変化はオーバーパックの自重沈下にほとんど影響を及ぼさないと言える。

オーバーパック直下要素の応力パスを図 5-8と図 5-9に示す。図 5-8は、関口ー太田モデルで透水係数を変化させた場合であり、図 5-9は、足立ー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。

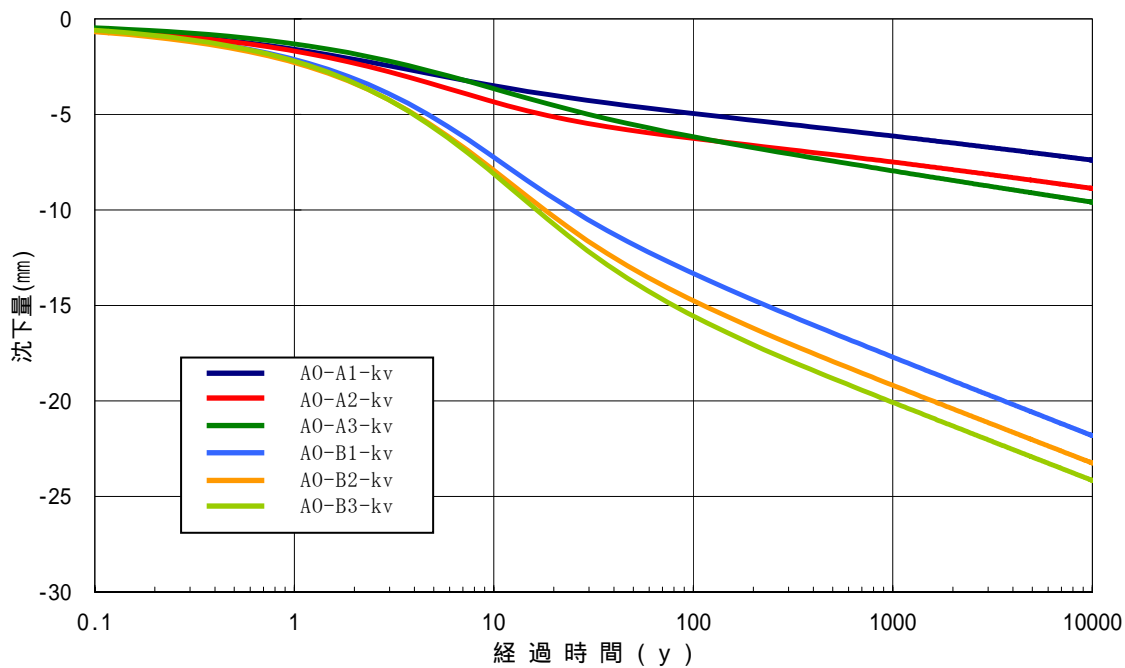
応力比に関しては、最大でも 0.2 以下であり、応力的には問題がないことがわかる。

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 5-10～図 5-13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。

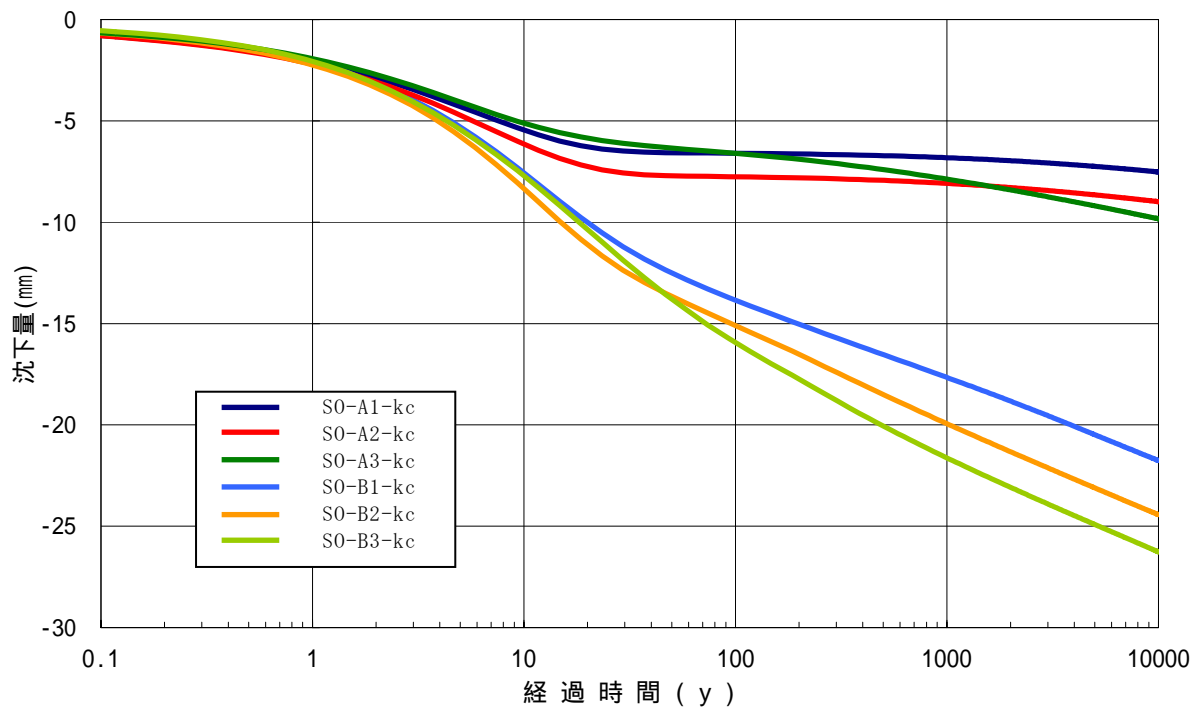


(a) 関口 - 太田モデル

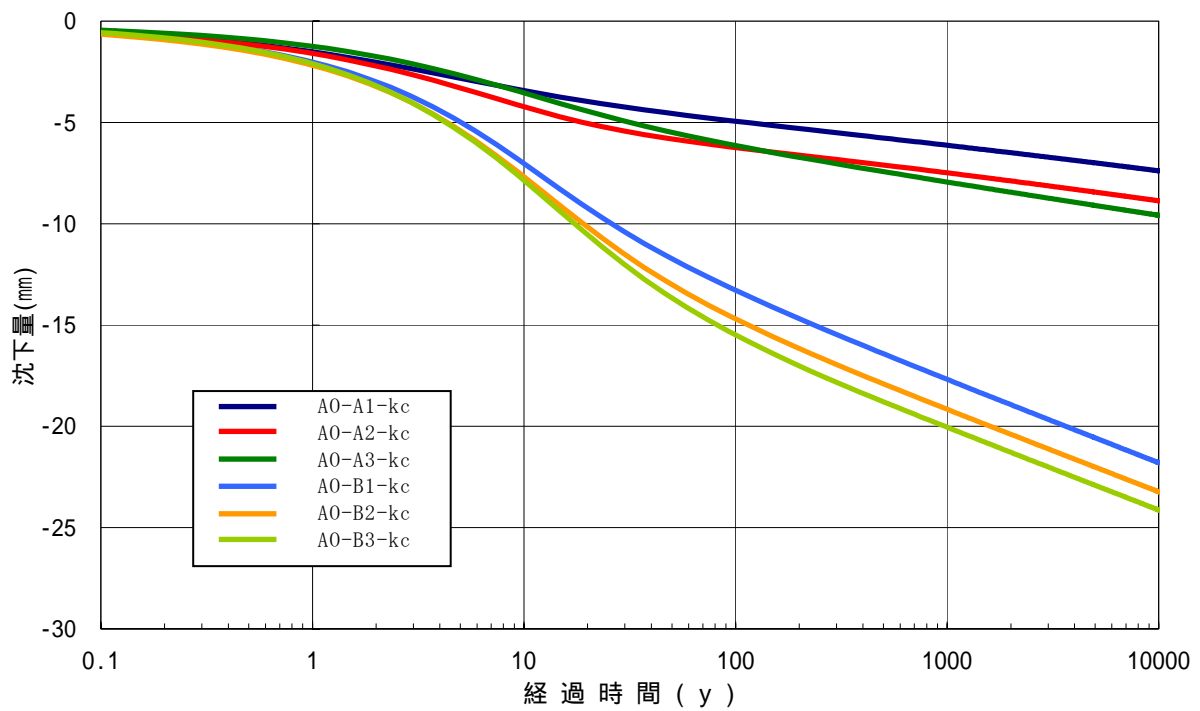


(b) 足立 - 岡モデル

図 5-4 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

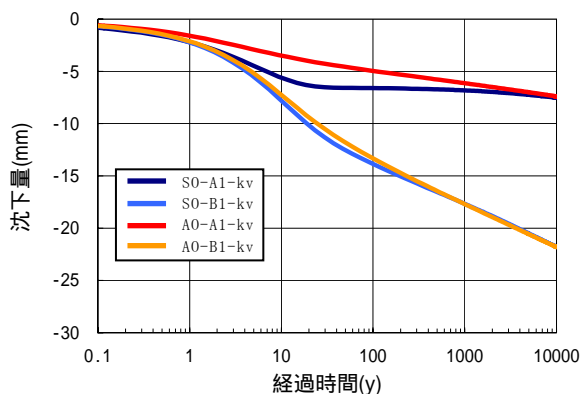


(b) 足立 - 岡モデル

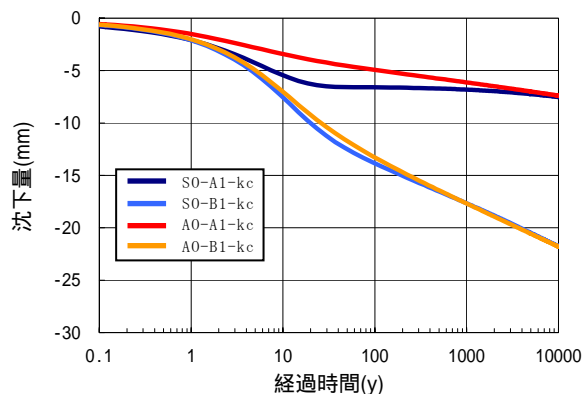
図 5-5 自重による沈下量の経時変化(透水係数一定の場合)

表 5-6 各ケースにおける一万年後の沈下量(単位：mm)

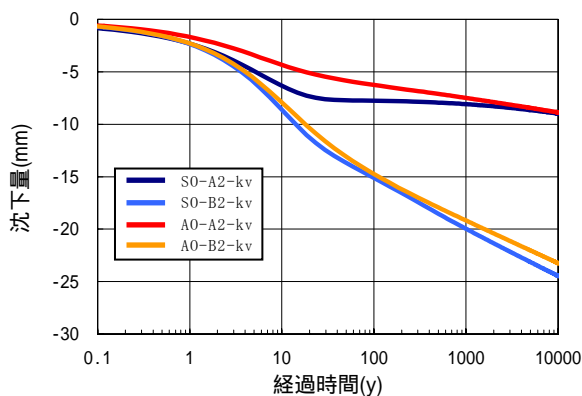
構成モデル	透水係数	ケース番号	沈下量(mm)
関口ー太田モデル(S0)	変動(kv)	A1	7.52
		A2	8.99
		A3	9.83
		B1	21.79
		B2	24.47
		B3	26.31
	一定(kc)	A1	7.52
		A2	8.99
		A3	9.83
		B1	21.76
		B2	24.43
		B3	26.27
足立ー岡モデル(A0)	変動(kv)	A1	7.39
		A2	8.87
		A3	9.59
		B1	21.81
		B2	23.25
		B3	24.16
	一定(kc)	A1	7.39
		A2	8.87
		A3	9.59
		B1	21.80
		B2	23.23
		B3	24.14
「第2次取りまとめ」 関口ー太田モデル	一定		5.10



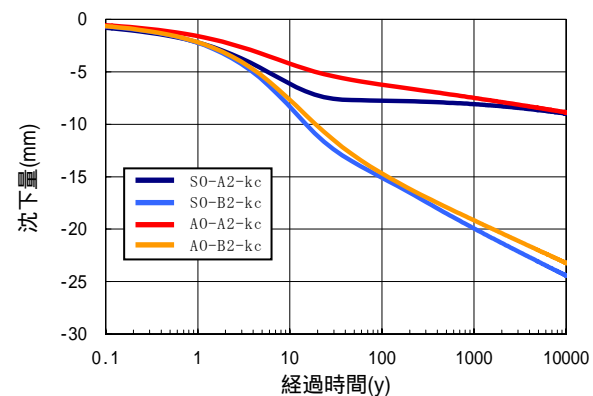
(a) caseA1 と caseB1 (透水係数変化)



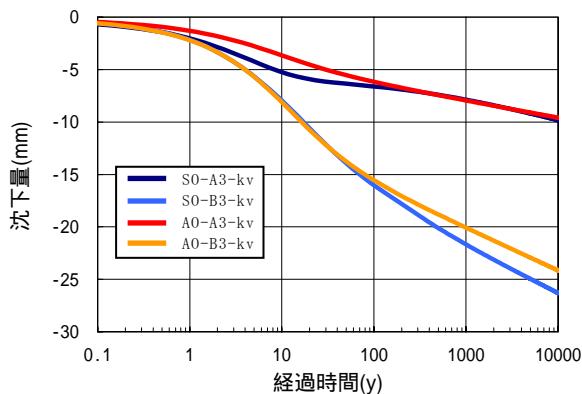
(b) caseA1 と caseB1 (透水係数一定)



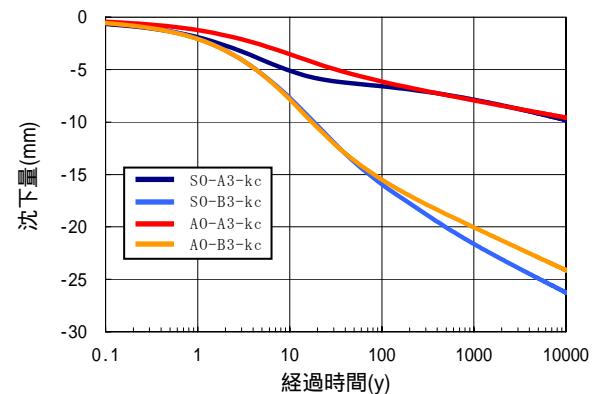
(c) caseA2 と caseB2 (透水係数変化)



(d) caseA2 と caseB2 (透水係数一定)

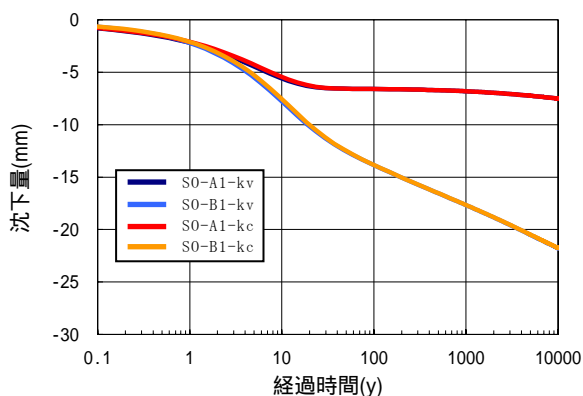


(e) caseA3 と caseB3 (透水係数変化)

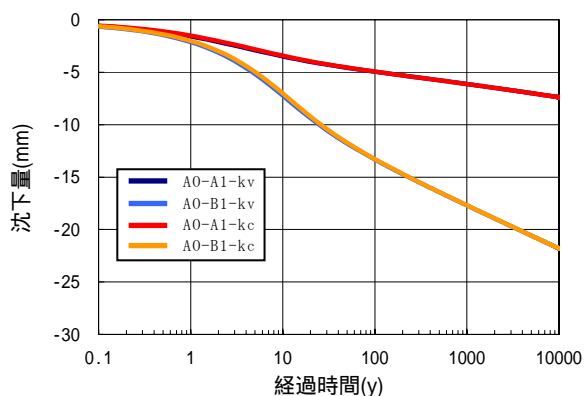


(f) case5 と case6 (透水係数一定)

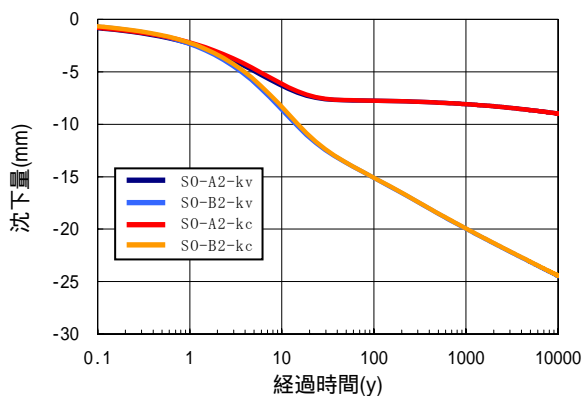
図 5-6 構成モデル間の自重沈下における差異



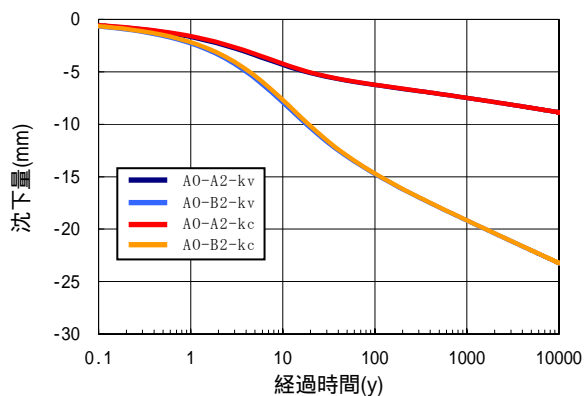
(a) caseA1 と caseB1(関口 - 太田モデル)



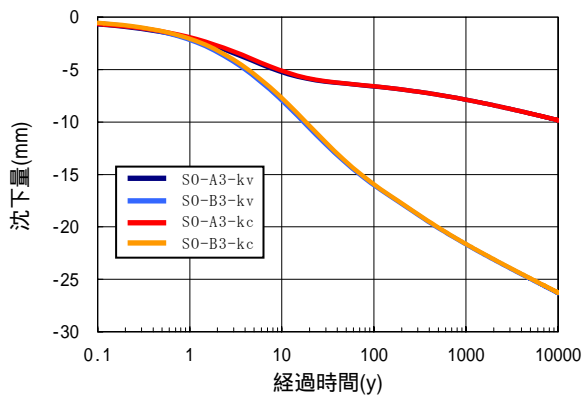
(b) caseA1 と caseB1(足立 - 岡モデル)



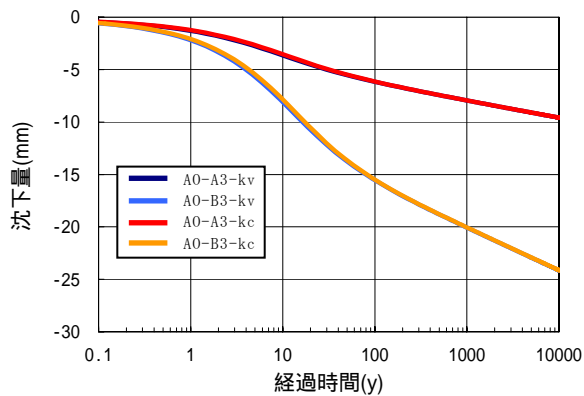
(c) caseA2 と caseB2 (関口 - 太田モデル)



(d) caseA2 と caseB2(足立 - 岡モデル)

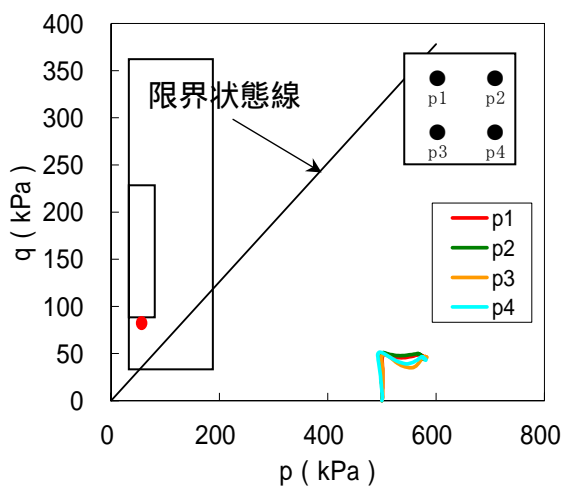


(e) caseA3 と caseB3(関口 - 太田モデル)

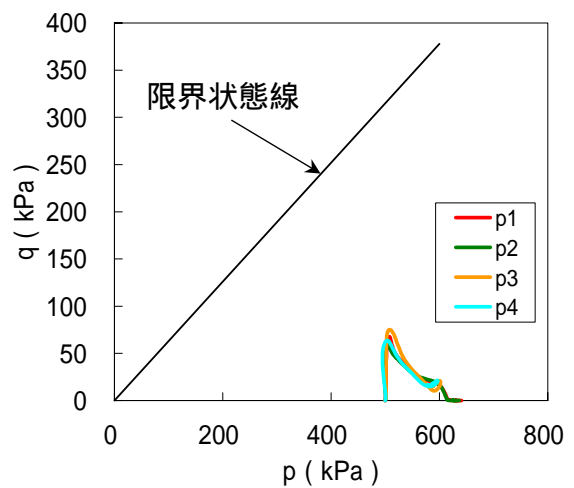


(f) caseA3 と caseB3(足立 - 岡モデル)

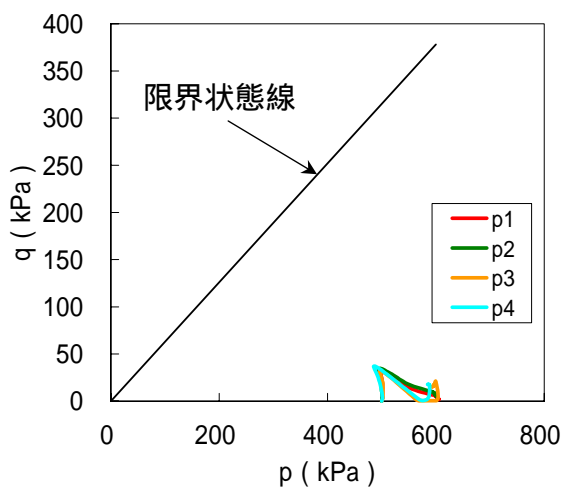
図 5-7 透水係数が変化する場合と一定の場合における自重沈下の差異



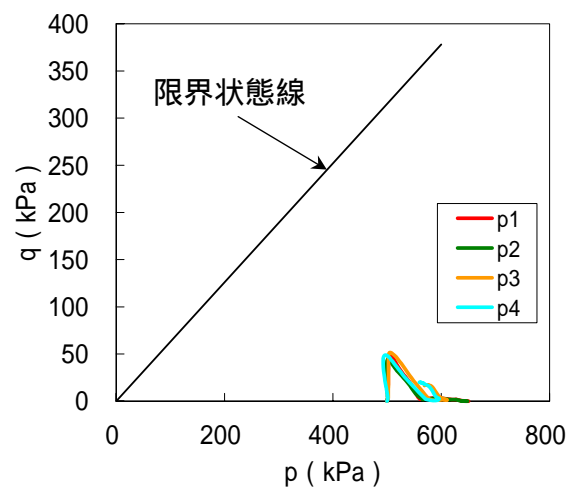
(a) CaseA1



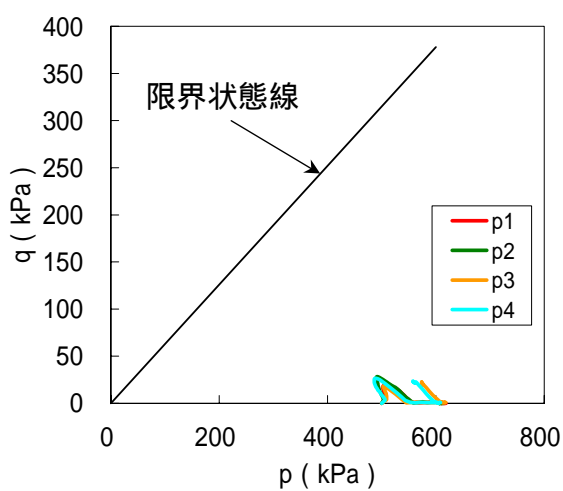
(b) CaseB1



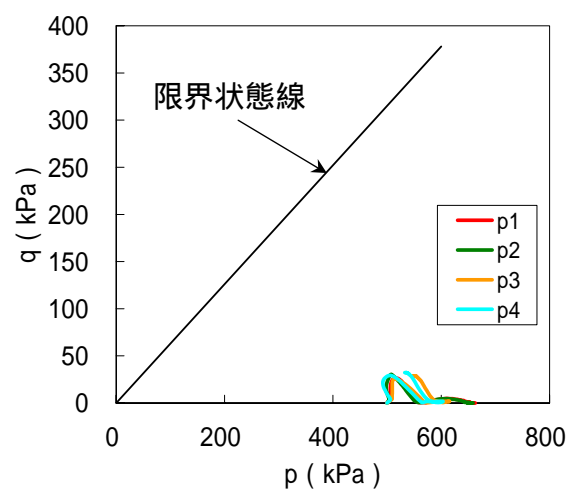
(c) CaseA2



(d) CaseB2

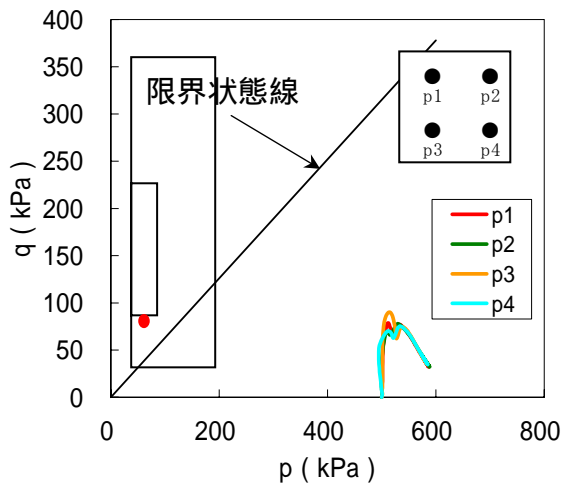


(e) CaseA3

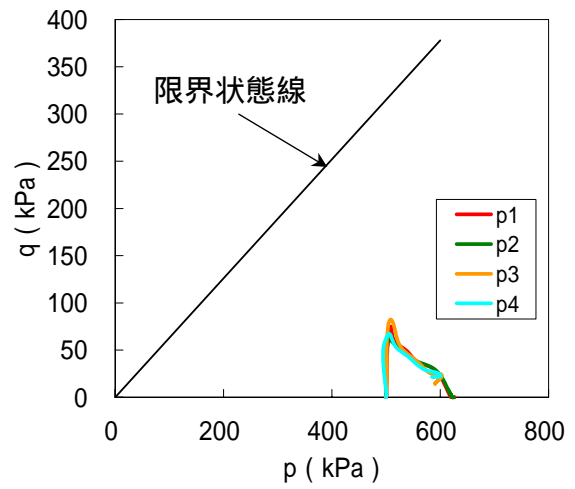


(f) CaseB3

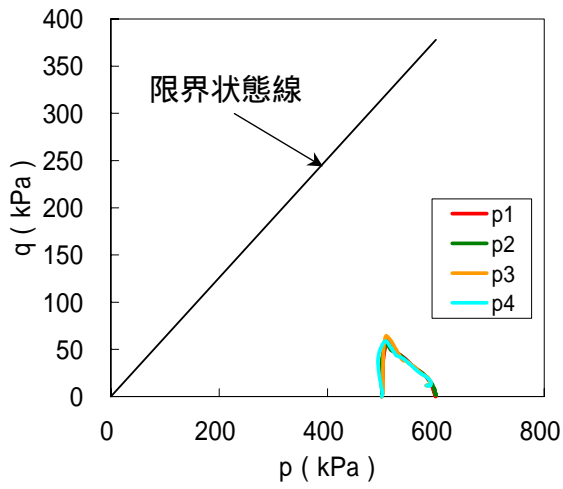
図 5-8 オーバーバック直下の応力パス(関口 - 太田モデル, 透水係数変化)



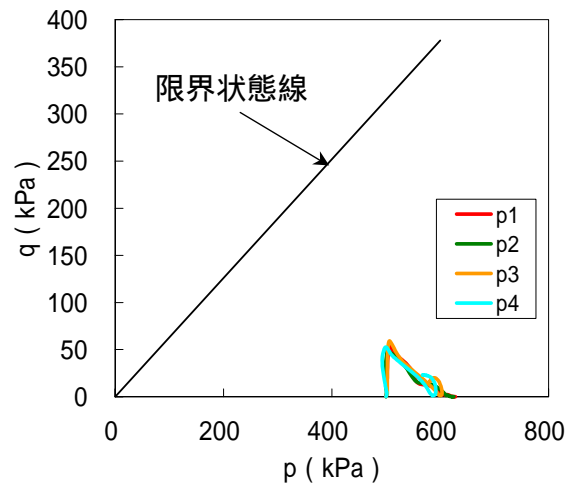
(a) CaseA1



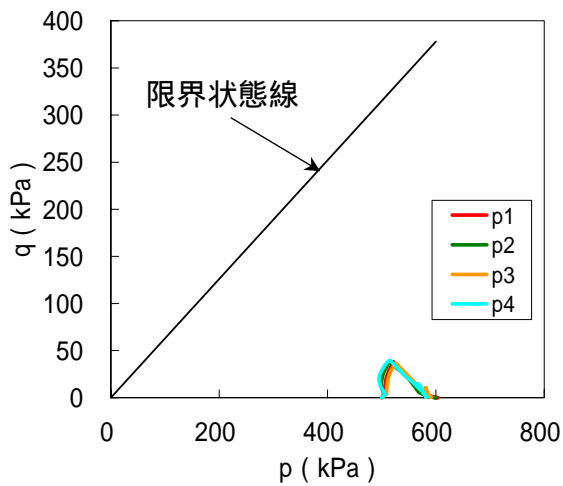
(b) CaseB1



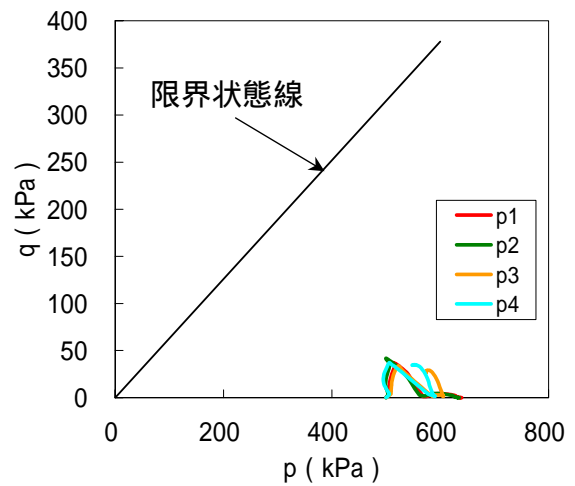
(c) CaseA2



(d) CaseB2



(e) CaseA3



(f) CaseB3

図 5-9 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)

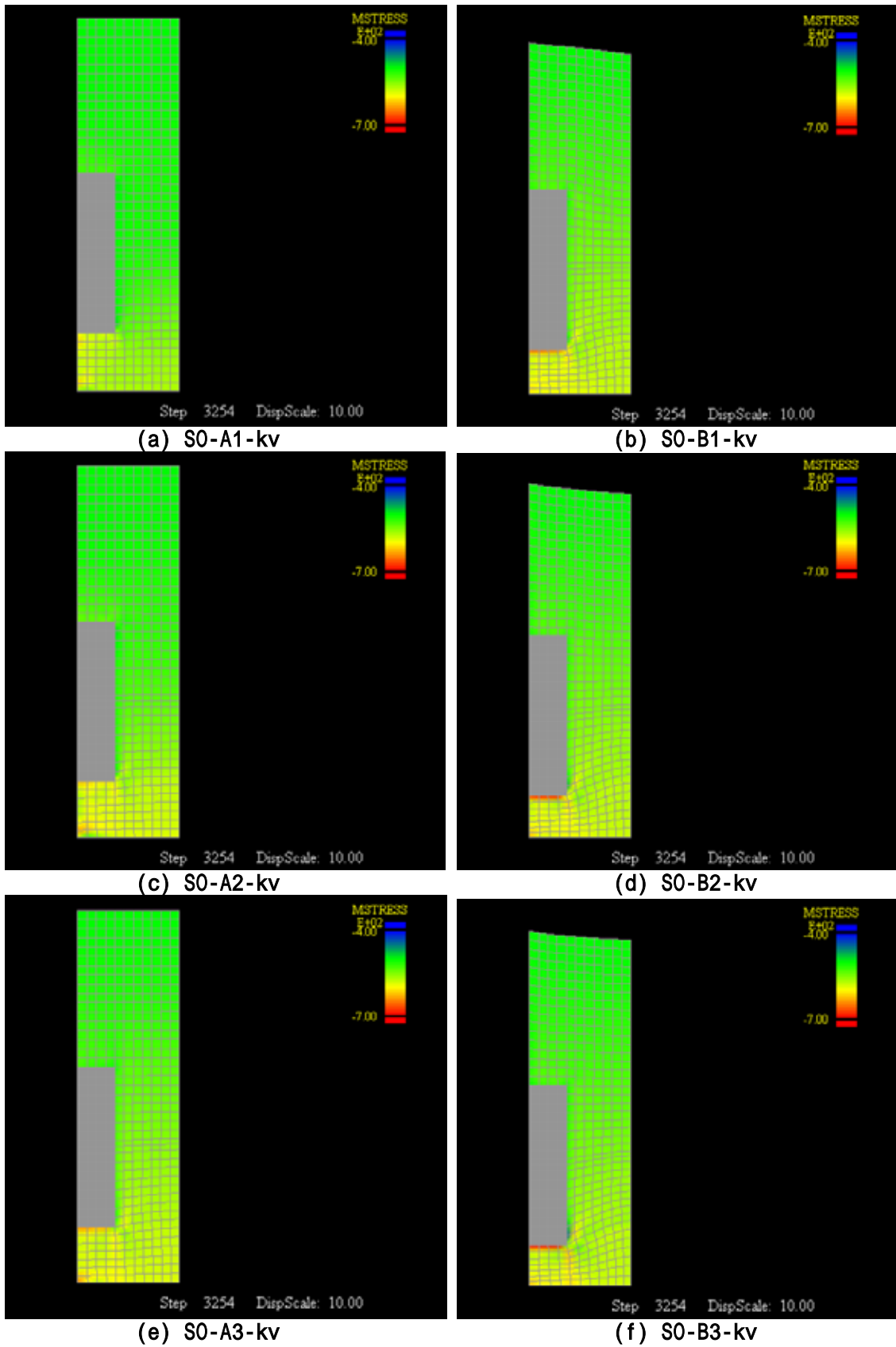


図 5-10 平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

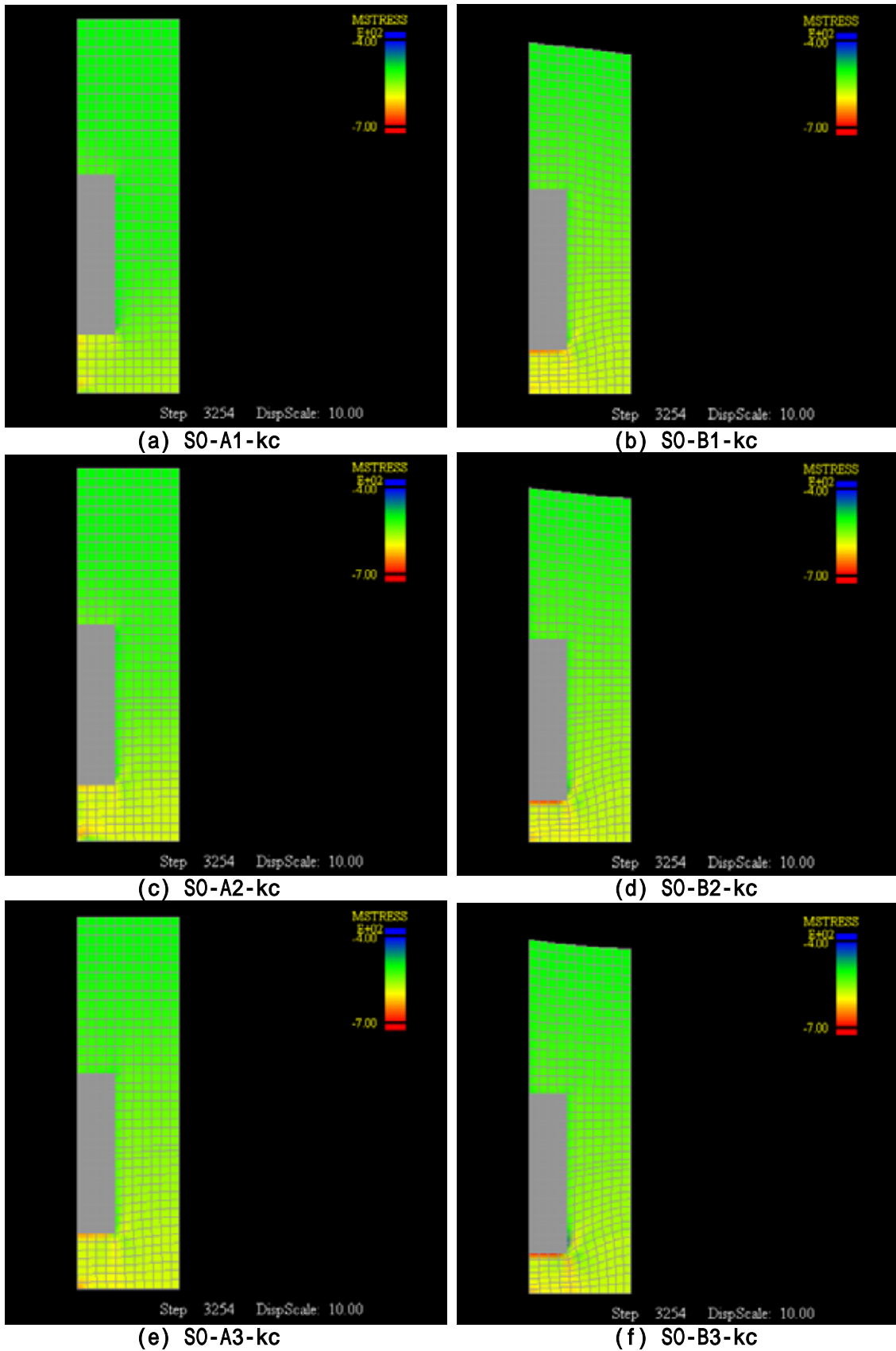


図 5-11 平均有効応力コンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

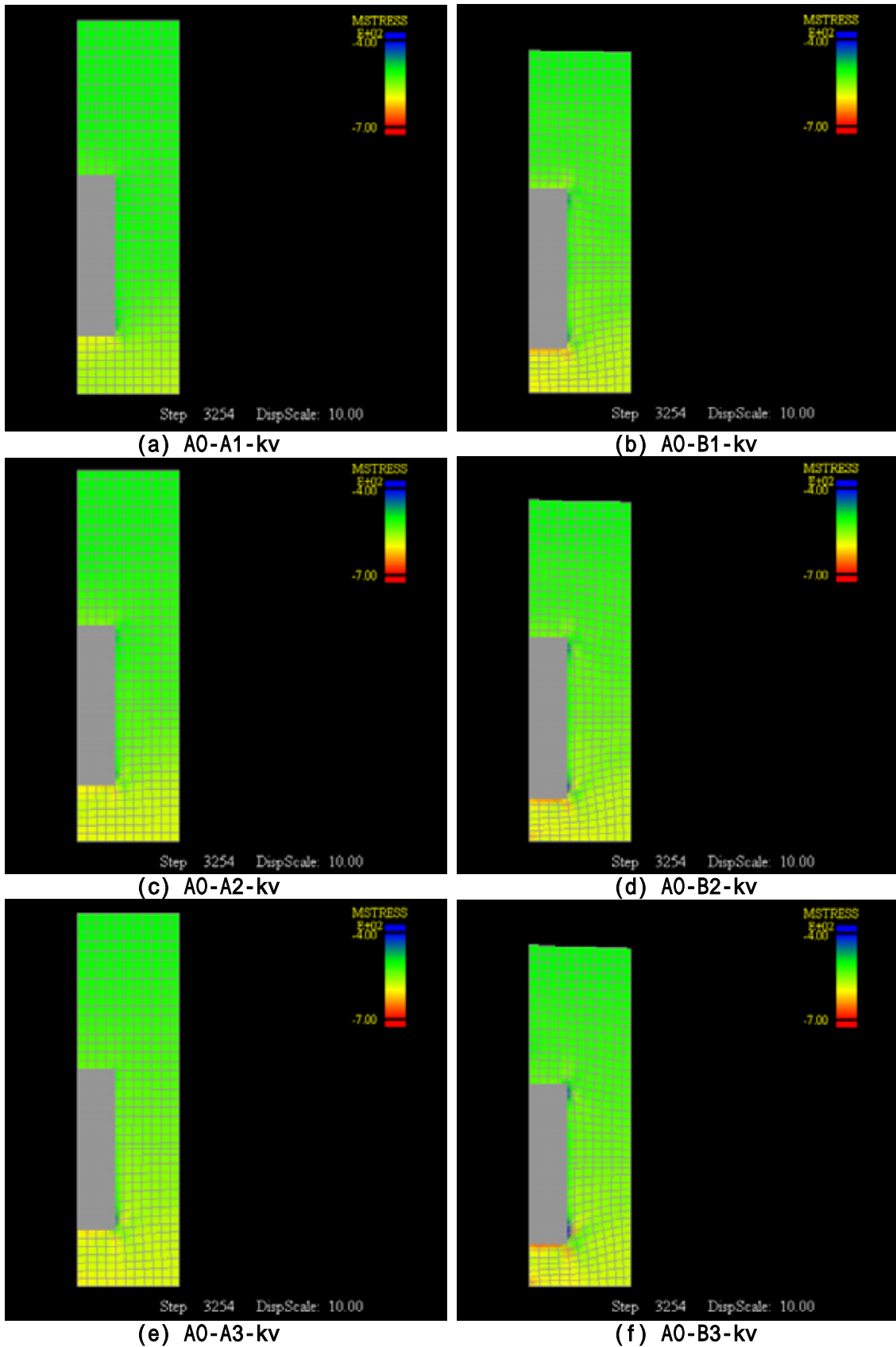


図 5-12 平均有効応力コンター図(足立 - 網モデル、透水係数変化、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

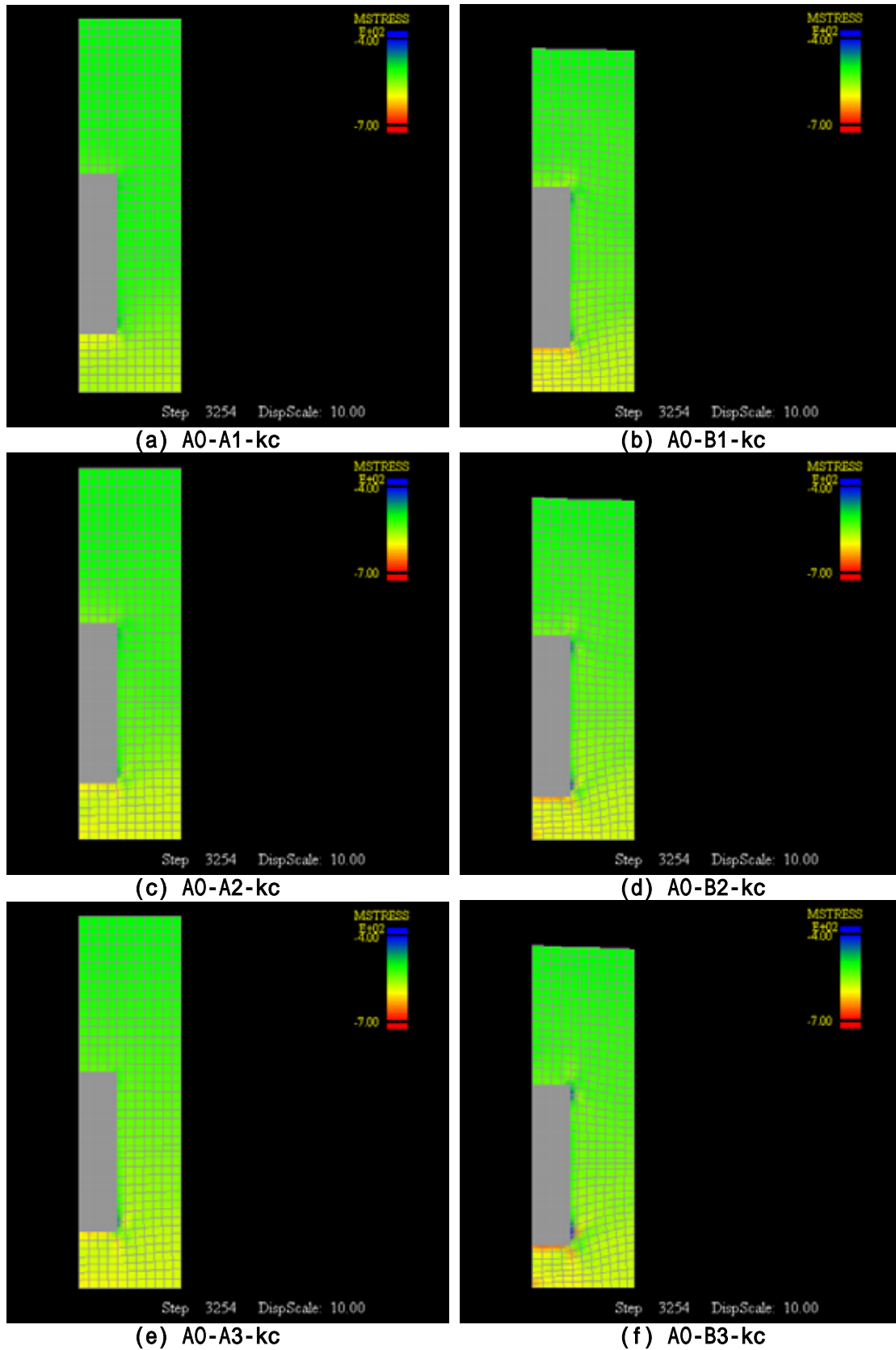


図 5-13 平均有効応力のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定、 $t=10,000y$ 、単位 kPa)

5.4.3 まとめ

オーバーパットの自重沈下解析により、以下の結果が得られた。

- ① 粘性パラメータによるオーバーパット自重沈下量の変動が大きい。
- ② 圧密が卓越するため、膨潤指数 κ の変化による自重沈下量の変動は小さい。
- ③ 構成モデル間の違いが、オーバーパット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。
- ④ 透水係数の変化の有無が、オーバーパット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。

- ① オーバーパット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。
- ② オーバーパット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。
- ③ 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。

5.5 オーバーパットの腐食膨張と自重沈下の同時解析

オーバーパット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。

- ① 緩衝材の支持力性能の観点から破壊により、オーバーパットの大規模な沈下が発生する可能性はあるか
- ② 緩衝材の応力緩衝性を評価する上で最適なモデルとパラメータセットはどのようなものか
- ③ 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

5.5.1 解析方法

オーバーパット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、オーバーパット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ト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 5-14に示す方法によって、オーバーパットの膨張と自重によ

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。

構成モデルには関ロー太田モデルと足立一岡モデルを用いる。パラメータとしては、5.4節と同様に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5-7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5-8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5-15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。

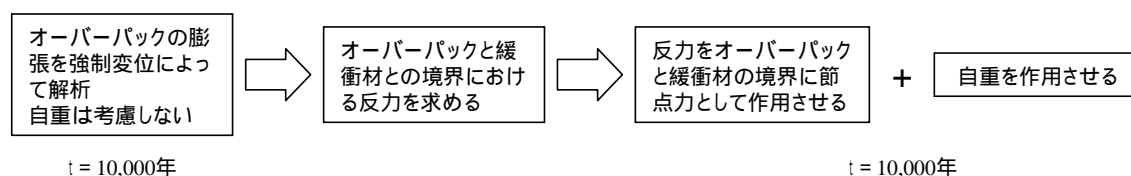


図 5-14 オーバーパックの膨張と自重による沈下を同時に考慮した解析手法

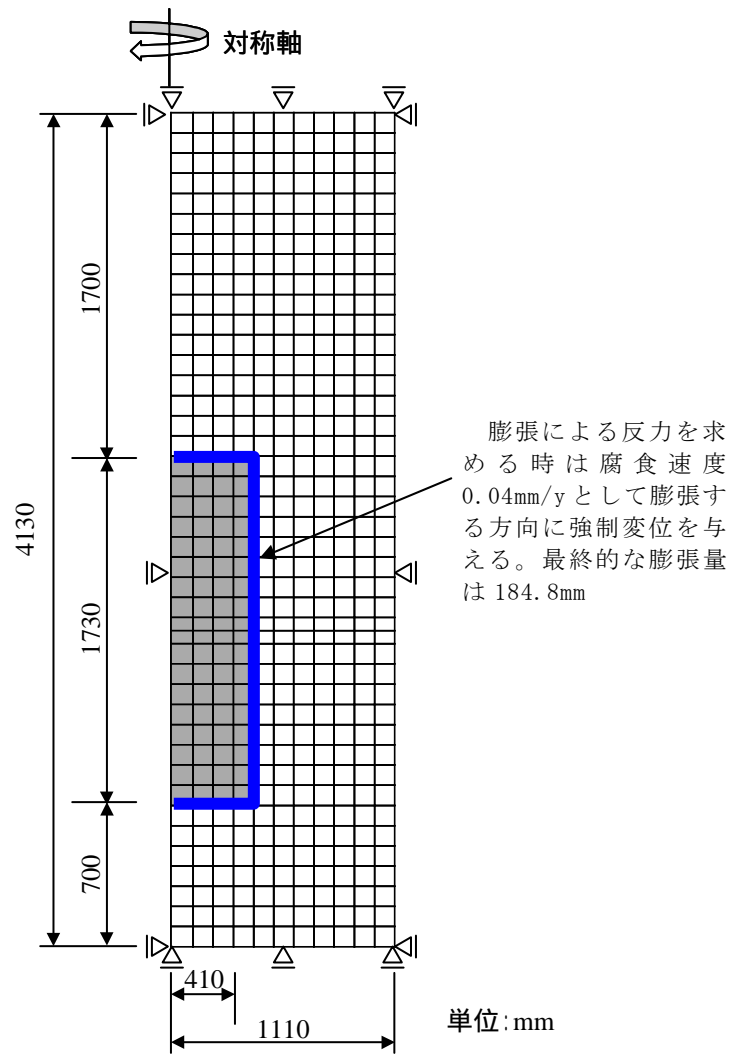


図 5-15 オーバーバックの腐食膨張と自重沈下同時解析に用いる解析モデルと境界条件

表 5-7 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 κ	ポアソン比 ν	関口ー太田モデル		足立ー岡モデル	
			二次圧縮係数 α	初期体積ひずみ速度 \dot{v}_0 (1/h)	m'	C (1/h)
A1	0.07	0.001	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	62.46	1.94×10^{-15}
A2	0.04	0.166	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	23.42	1.94×10^{-15}
A3	0.01	0.400	4.5×10^{-4}	1.00×10^{-15}	100.92	1.94×10^{-15}
B1	0.07	0.001	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	37.84	4.75×10^{-9}
B2	0.04	0.166	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	140.10	4.75×10^{-9}
B3	0.01	0.400	1.2×10^{-3}	2.45×10^{-9}	52.54	4.75×10^{-9}

表 5-8 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
関口ー太田モデル	変化	S0-A1~A3-kv, S0-B1~B3-kv
	一定	S0-A1~A3-kc, S0-B1~B3-kc
足立ー岡モデル	変化	A0-A1~A3-kv, A0-B1~B3-kv
	一定	A0-A1~A3-kc, A0-B1~B3-kc

5.5.2 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 5-16と図 5-17に示す。また、最終的な沈下量を表 5-9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。①緩衝材が全体的な破壊に至っていない、②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。①②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。

解析による最終沈下量は、表 5-9の膨張のみを除く沈下量の欄に示すように、18.67cm~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差をとって0.19cm~0.73cmである。前述の自重沈下量は、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。

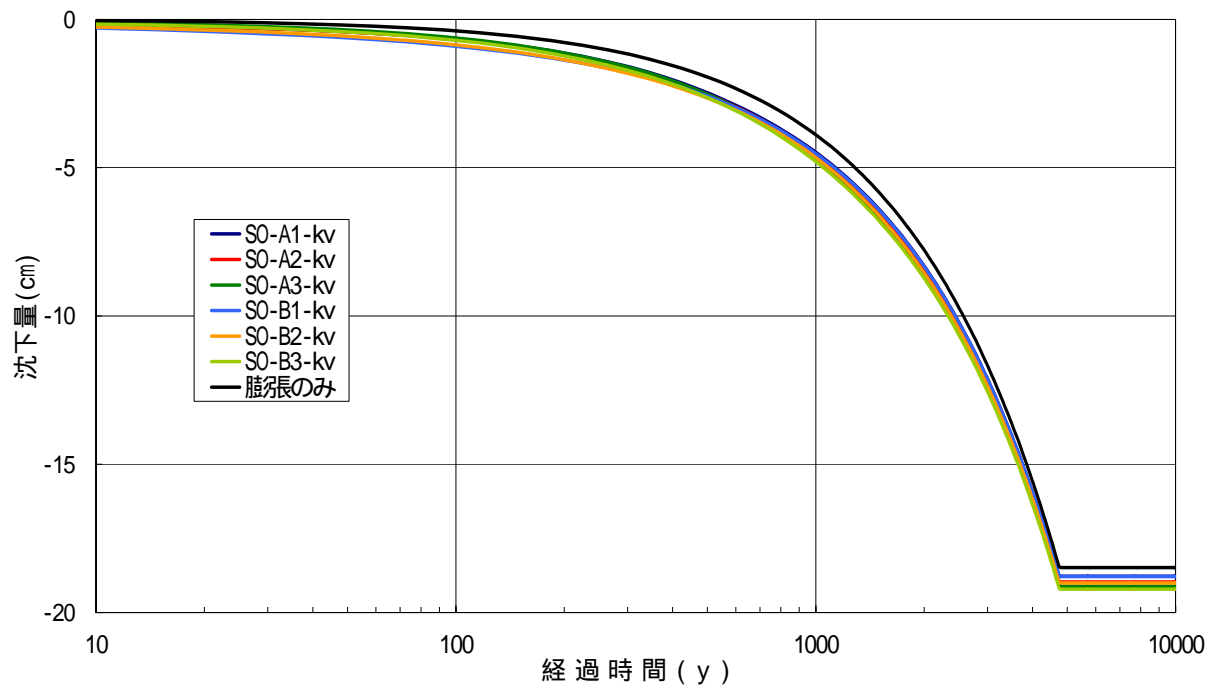
パラメータの変動による差異は、沈下量全体からみた場合、図 5-16と図 5-17に示すようにごくわずかである。表 5-9に示した最終沈下量によると、関口ー太田モデルで透水係

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 κ とポアソン比 ν を変化させた A1~A3 または、B1~B3 間で大きく、膨潤指数 κ が小さいほど最終沈下量が大きくなる。圧縮指数 λ は全ケースで共通なので、膨潤指数 κ 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 κ が小さいケースで、沈下量が大きくなると考えられる。

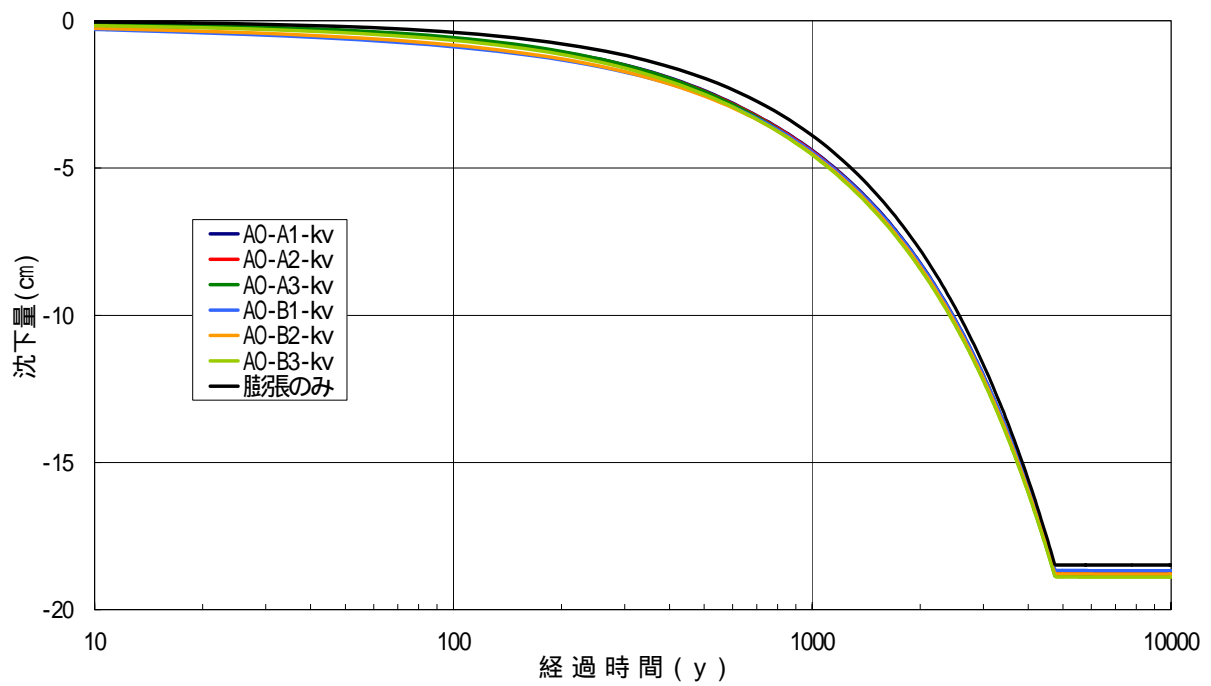
一方、粘性パラメータが異なる A と B との間では、最終沈下量の差異はほとんどない。本研究では、オーバーパックの膨張を強制変位で与えている。オーバーパックの膨張が終了する 4,750 年以降、オーバーパックの変位は拘束されることになり、それに対する反力は形状を維持する力となる。この反力を用いて、膨張と自重の同時解析を行うが、形状を維持しようとする力の影響が大きく、時間とともに二次圧密が進行するような状態にならない。このため、最終沈下量でみた場合、粘性パラメータの変化による差異はほとんど生じないものと考えられる。粘性パラメータの変化による差異は、後述するように応力緩和という形で、緩衝材の応力状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

構成モデル間の差異は、関ロー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 5-18 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 5-19 に示す沈下の経時変化にはほとんど差が見られない。

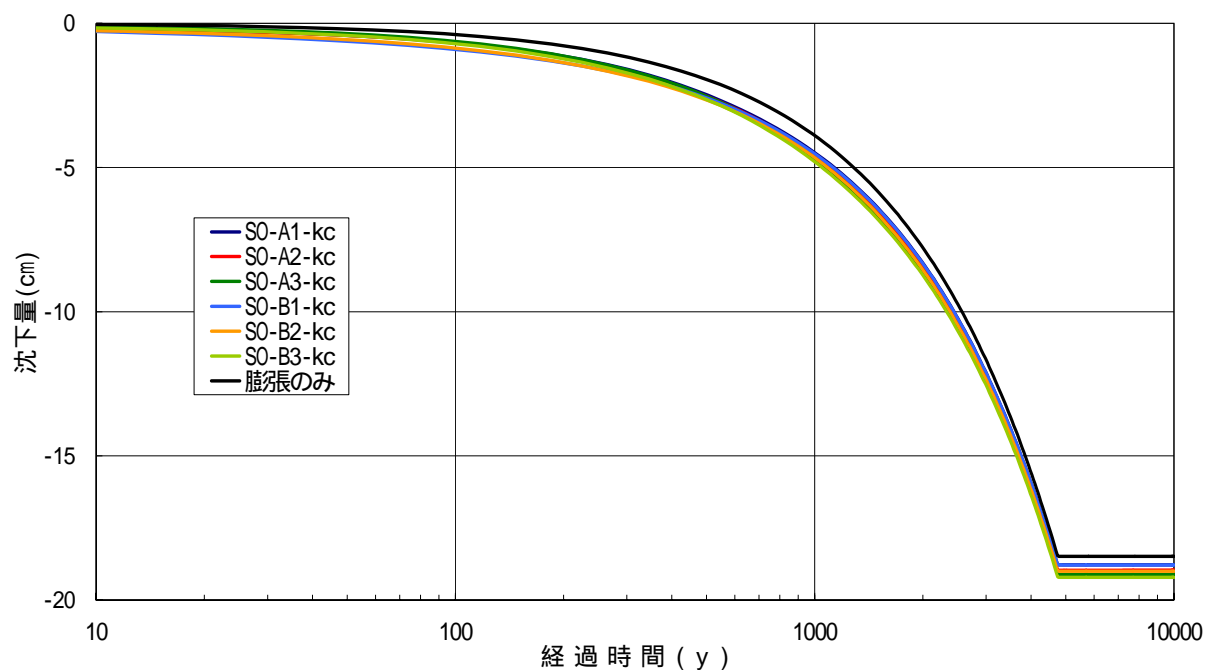


(a) 関口 - 太田モデル

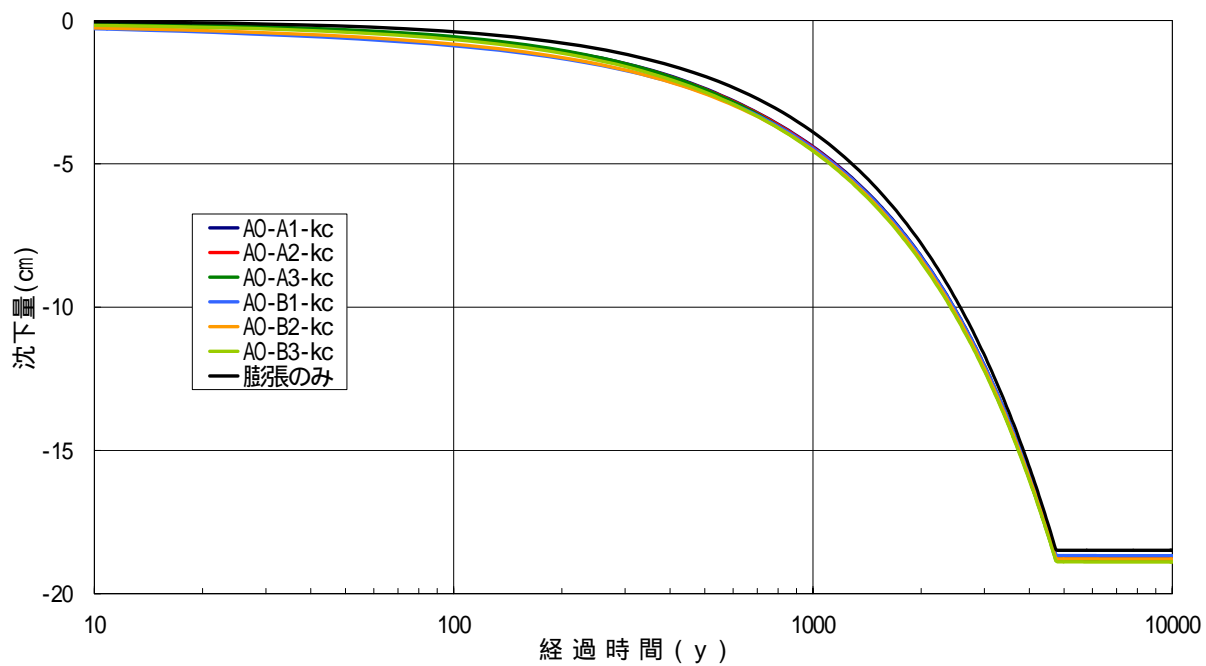


(b) 足立 - 岡モデル

図 5-16 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

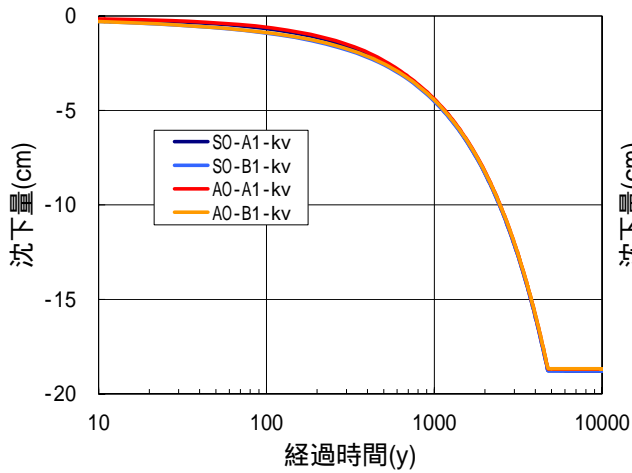


(b) 足立 - 岡モデル

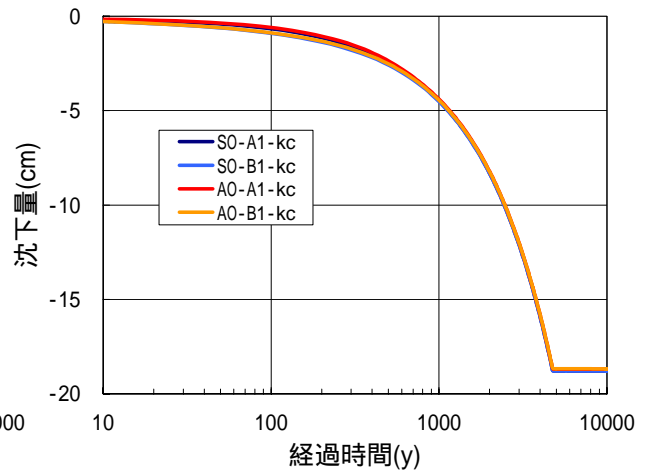
図 5-17 オーバーバックの膨張と自重を考慮した場合の沈下量(透水係数一定)

表 5-9 各ケースの一万年後の沈下量

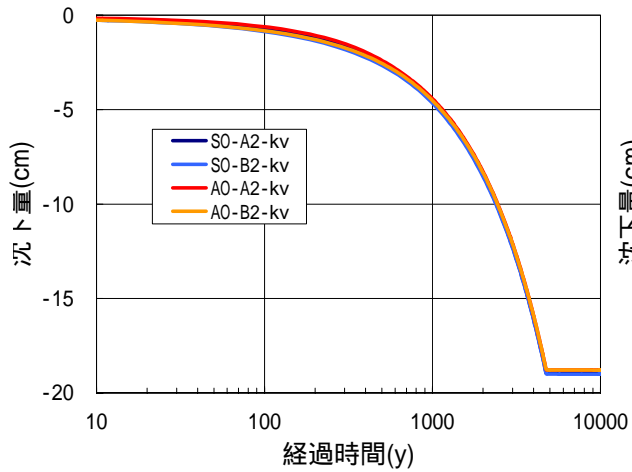
構成モデル	透水係数	ケース番号	沈下量(cm)
関口 - 太田モデル	変動	A1	18.78
		A2	18.97
		A3	19.11
		B1	18.79
		B2	19.00
		B3	19.21
	一定	A1	18.78
		A2	18.97
		A3	19.12
		B1	18.79
		B2	19.00
		B3	19.21
足立 - 岡モデル	変動	A1	18.69
		A2	18.78
		A3	18.86
		B1	18.67
		B2	18.79
		B3	18.89
	一定	A1	18.69
		A2	18.79
		A3	18.86
		B1	18.67
		B2	18.79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



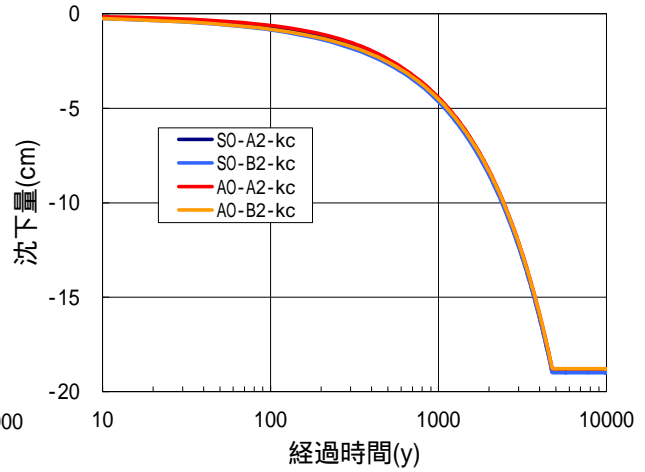
(a) A1 と B1 (透水係数変化)



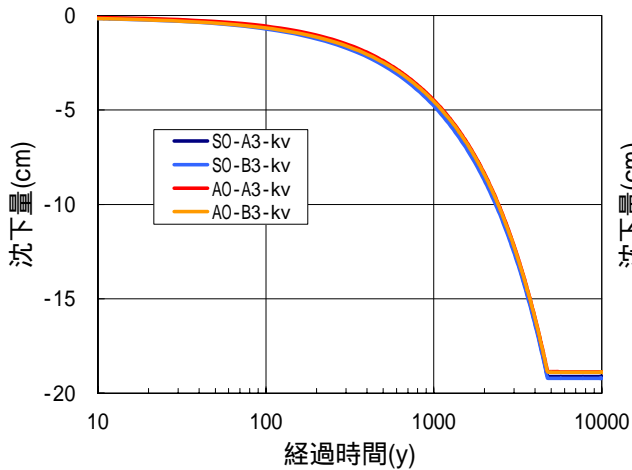
(b) A1 と B1 (透水係数一定)



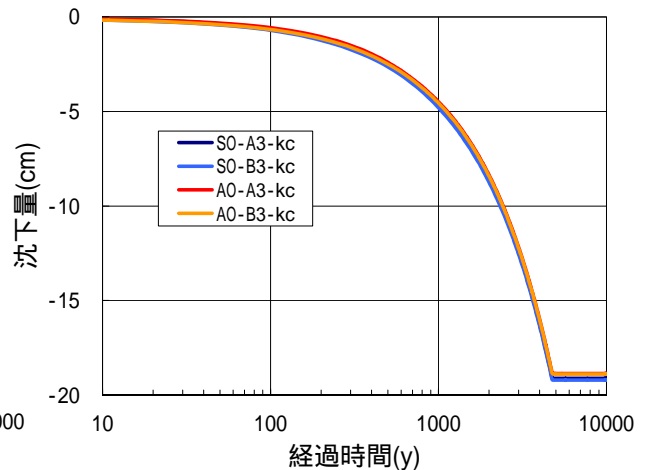
(c) A2 と B2 (透水係数変化)



(d) A2 と B2 (透水係数一定)

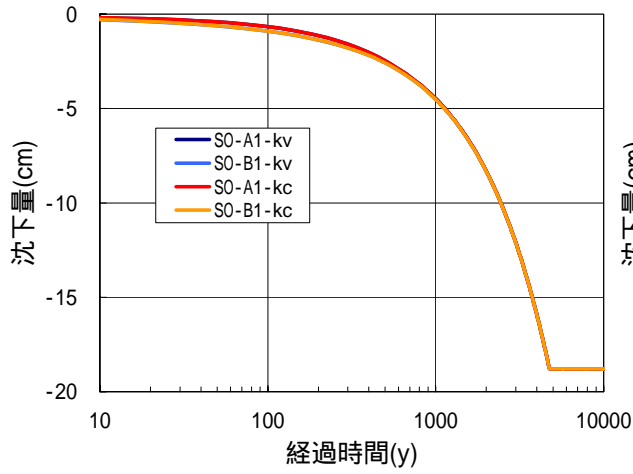


(e) A3 と B3 (透水係数変化)

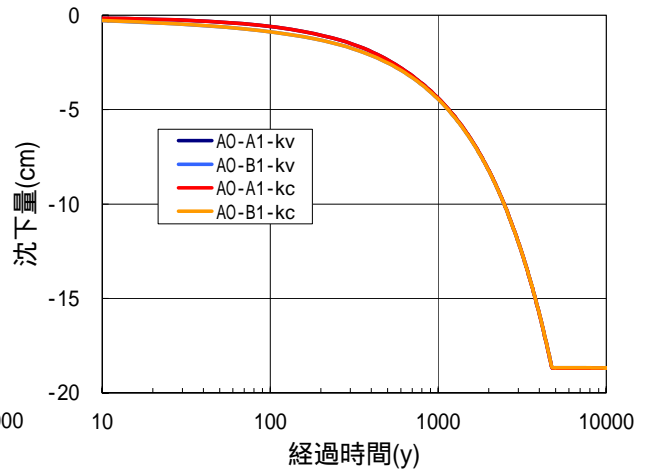


(f) A3 と B3 (透水係数一定)

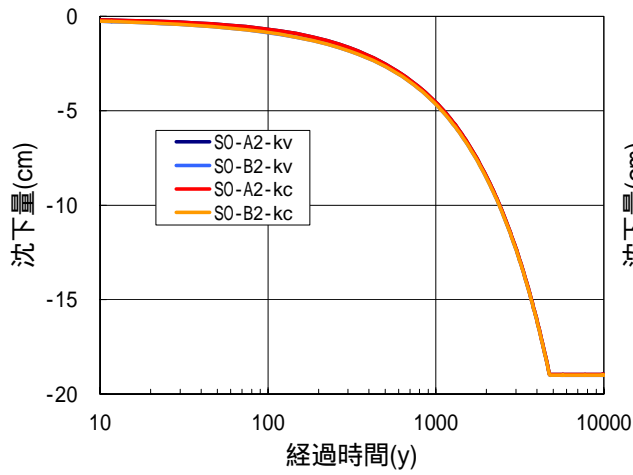
図 5-18 オーバーパックの沈下量に対する構成モデル間の比較



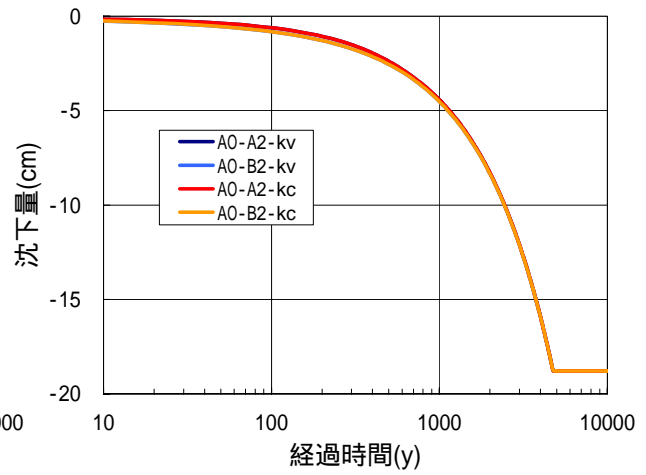
(a) A1 と B1 (関口 - 太田モデル)



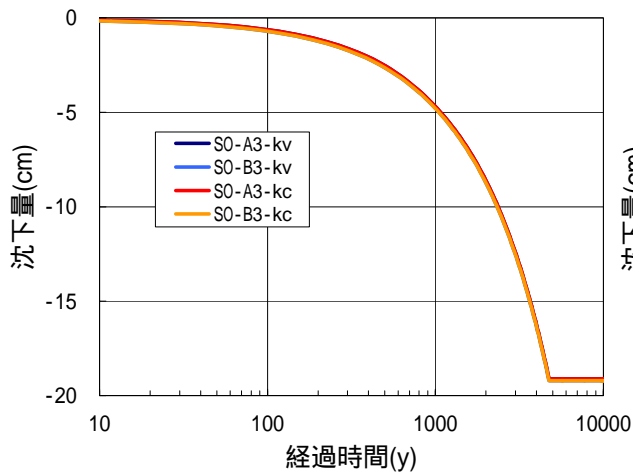
(b) A1 と B1 (足立 - 岡モデル)



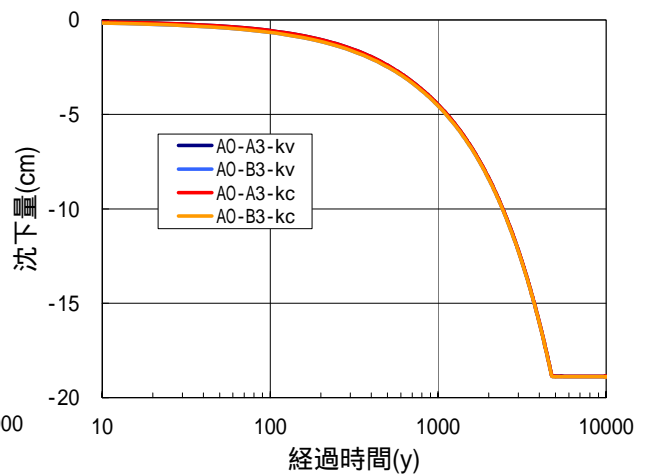
(c) A2 と B2 (関口 - 太田モデル)



(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 5-19 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 5-20～図 5-23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 κ に関しては、その値が大きいほど広い範囲にわたり q/Mp 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/Mp は、粘性パラメータよりも膨潤指数 κ に対する感度が大きいといえる。

膨潤指数 κ が大きいほど、応力度が大きくなるのは、前述した自重沈下で述べたのとは逆に、膨潤指数 κ が大きいほど、ダイレイタンス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 κ 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 5-24から図 5-35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/Mp 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一岡モデルでは、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、足立一岡モデルでは関口一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一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 κ 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 κ の大きな

A1, B1 での応力が大きい。これは、 q/Mp のコンター図に関して述べたように、膨潤指数 κ が大きいほど変形しにくいためである。

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。

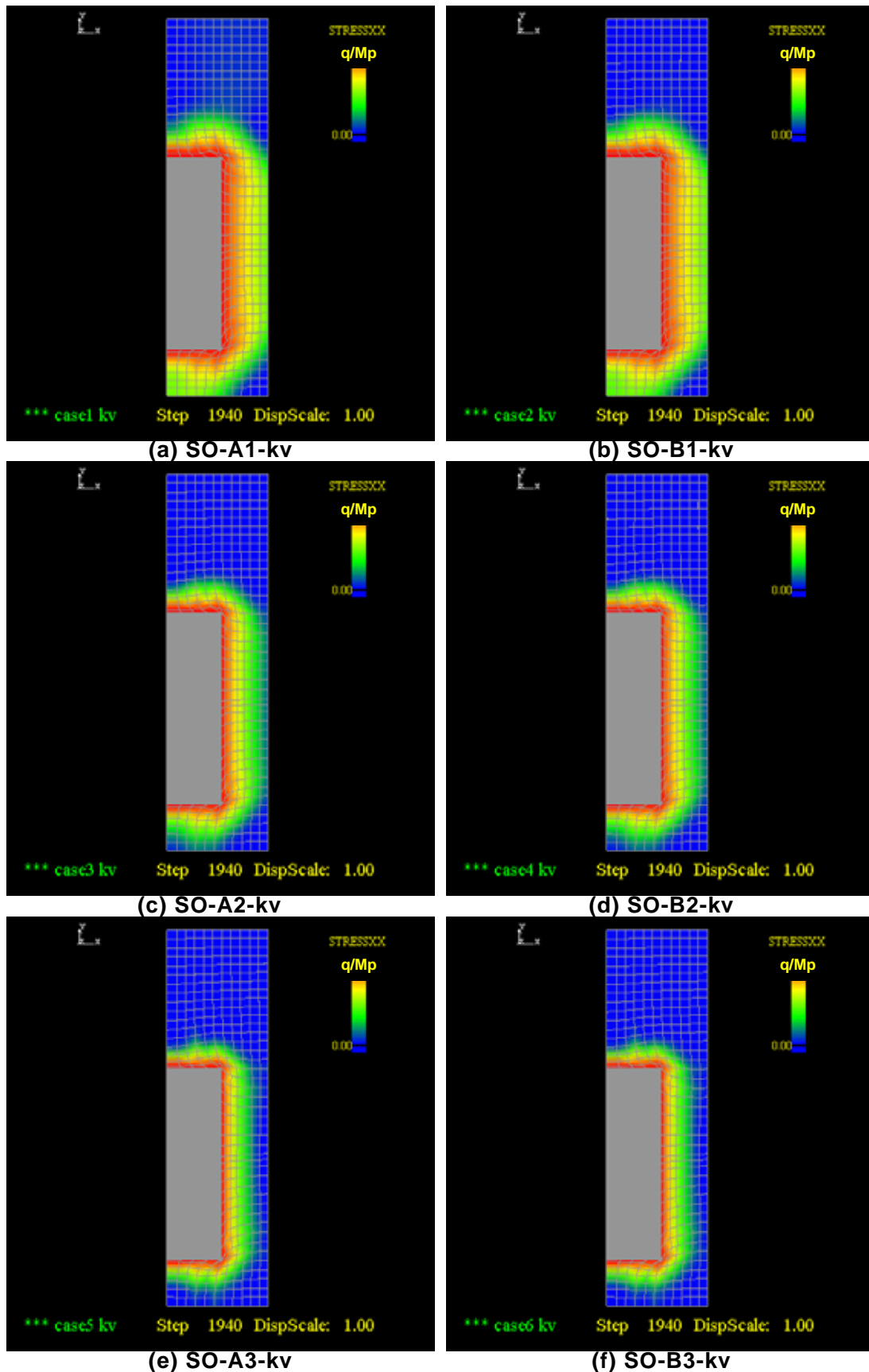


図 5-20 オーバーバック膨張終了時における q/Mp のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数変化)

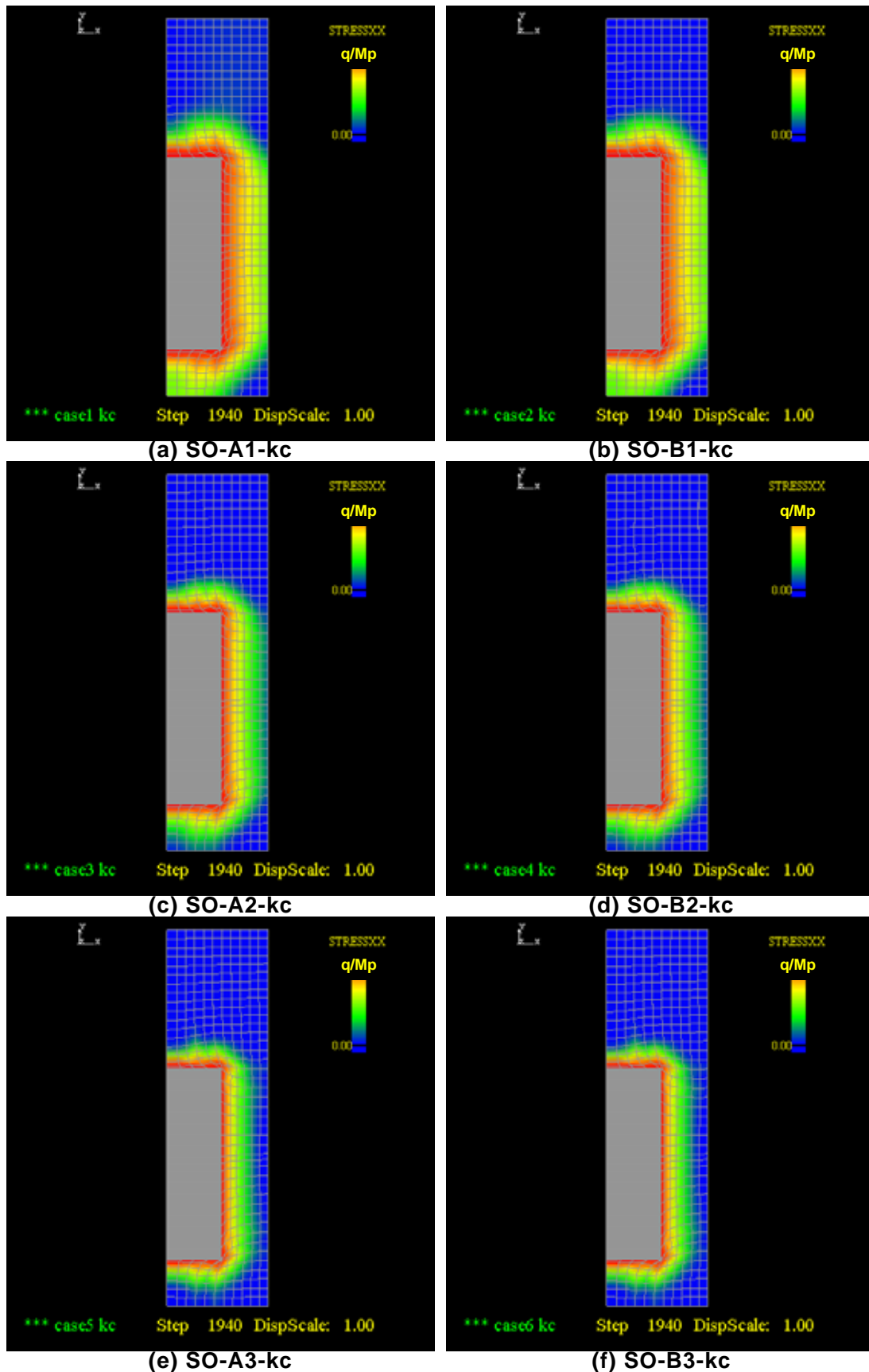


図 5-21 オーバーバック膨張終了時における q/Mp のコンター図(関口 - 太田モデル、透水係数一定)

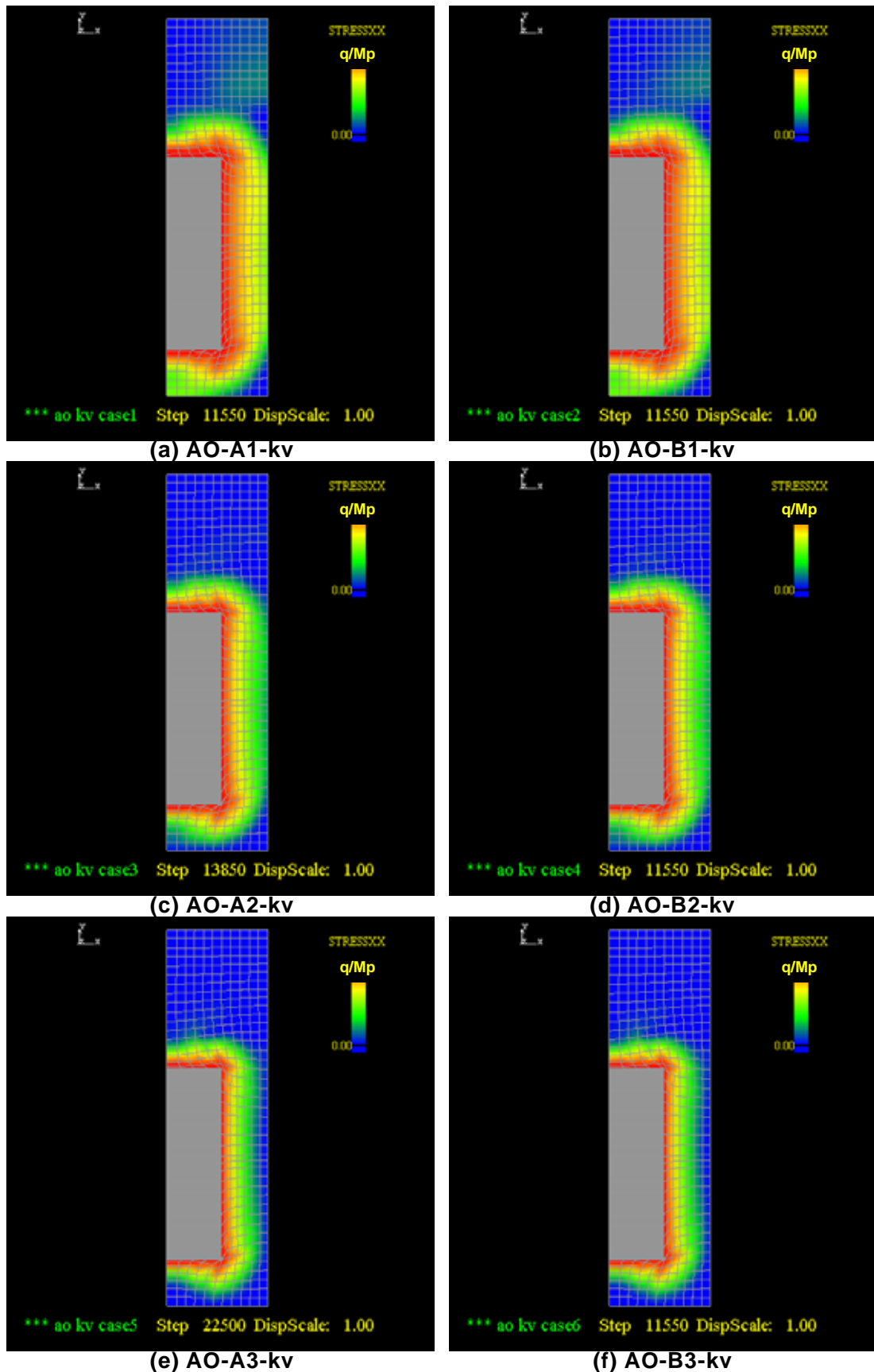


図 5-22 オーバーバック膨張終了時における q/Mp のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数変化)

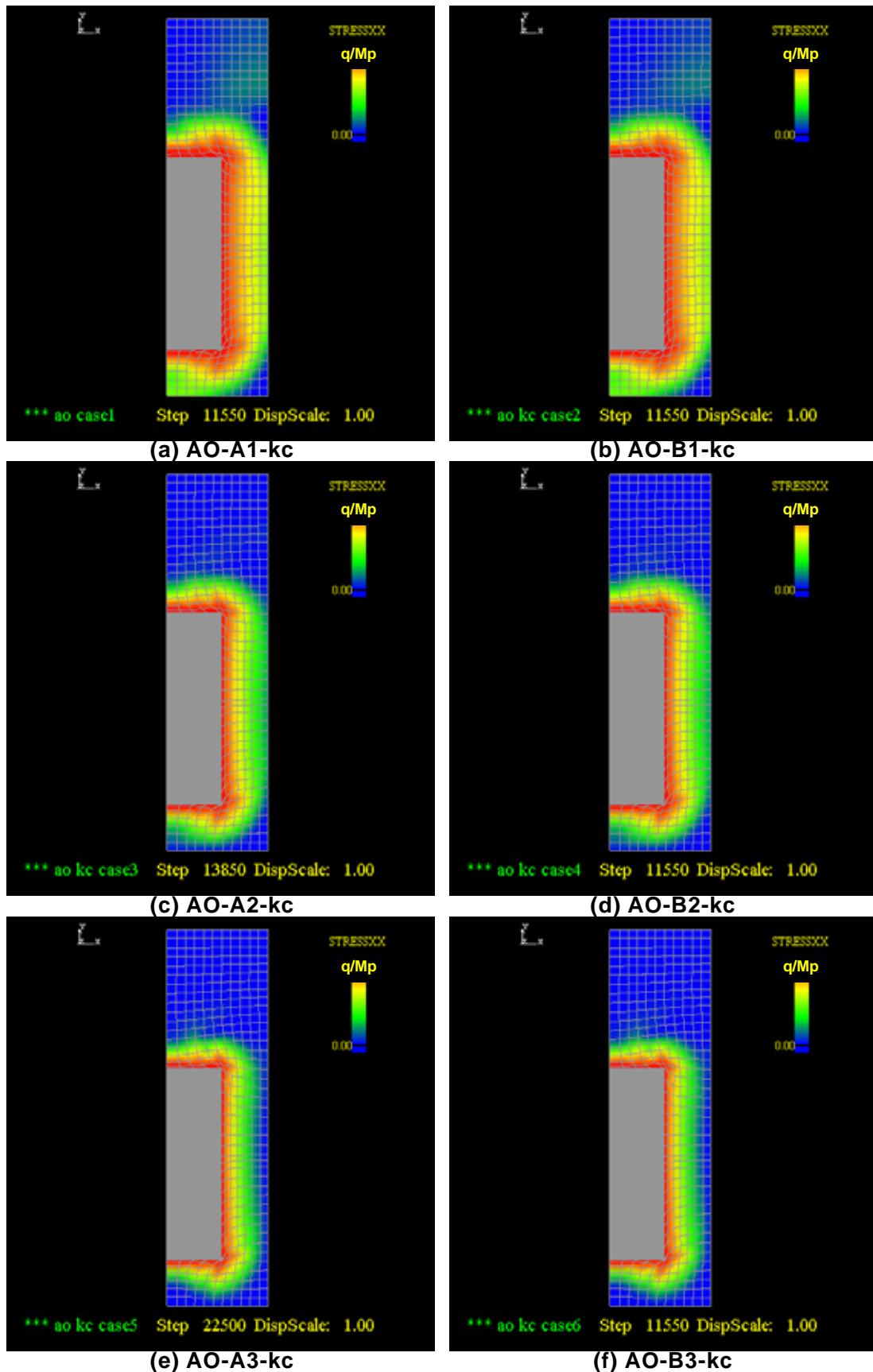


図 5-23 オーバーバック膨張終了時における q/Mp のコンター図(足立 - 岡モデル、透水係数一定)

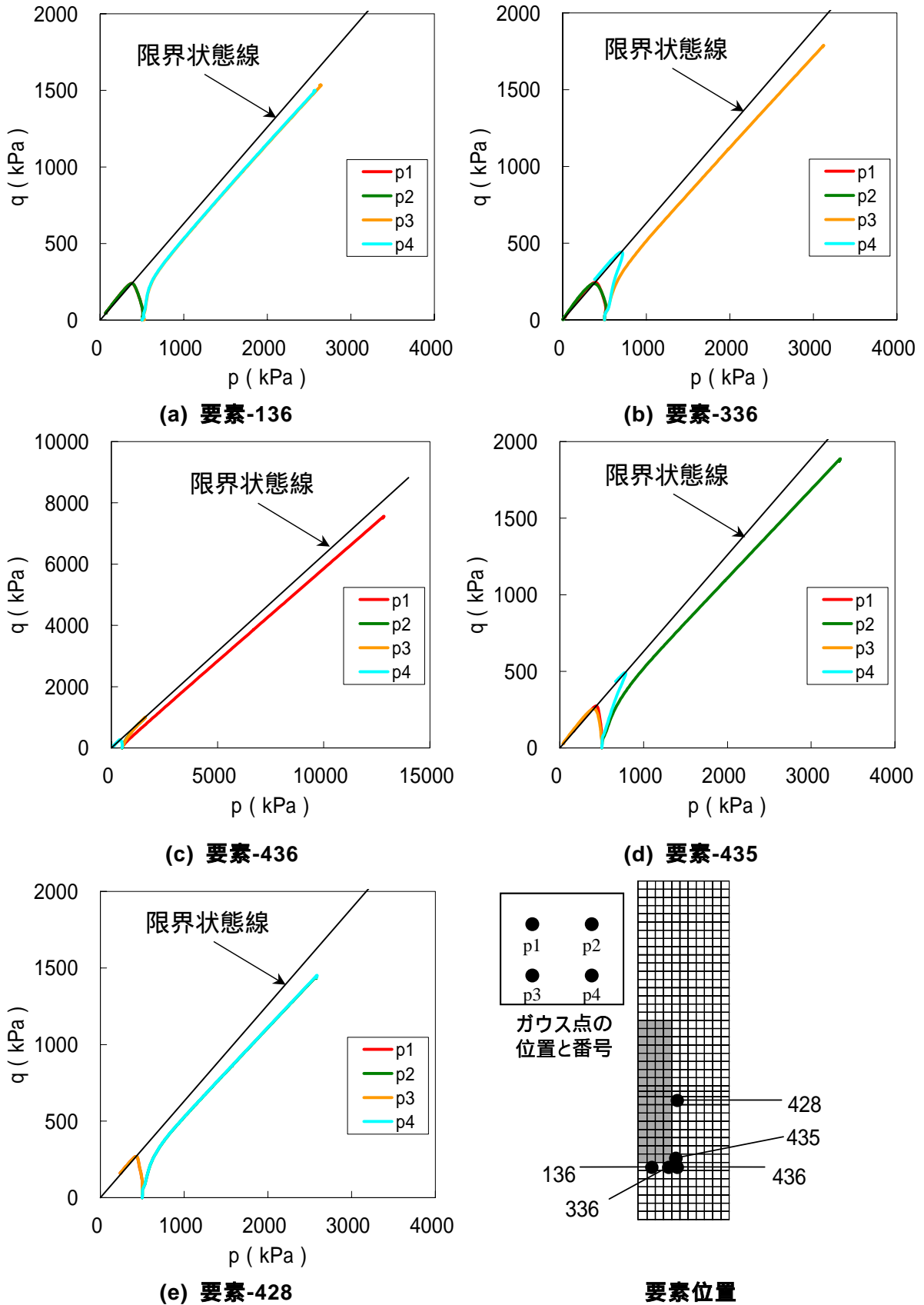


図 5-24 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-A1-kv)

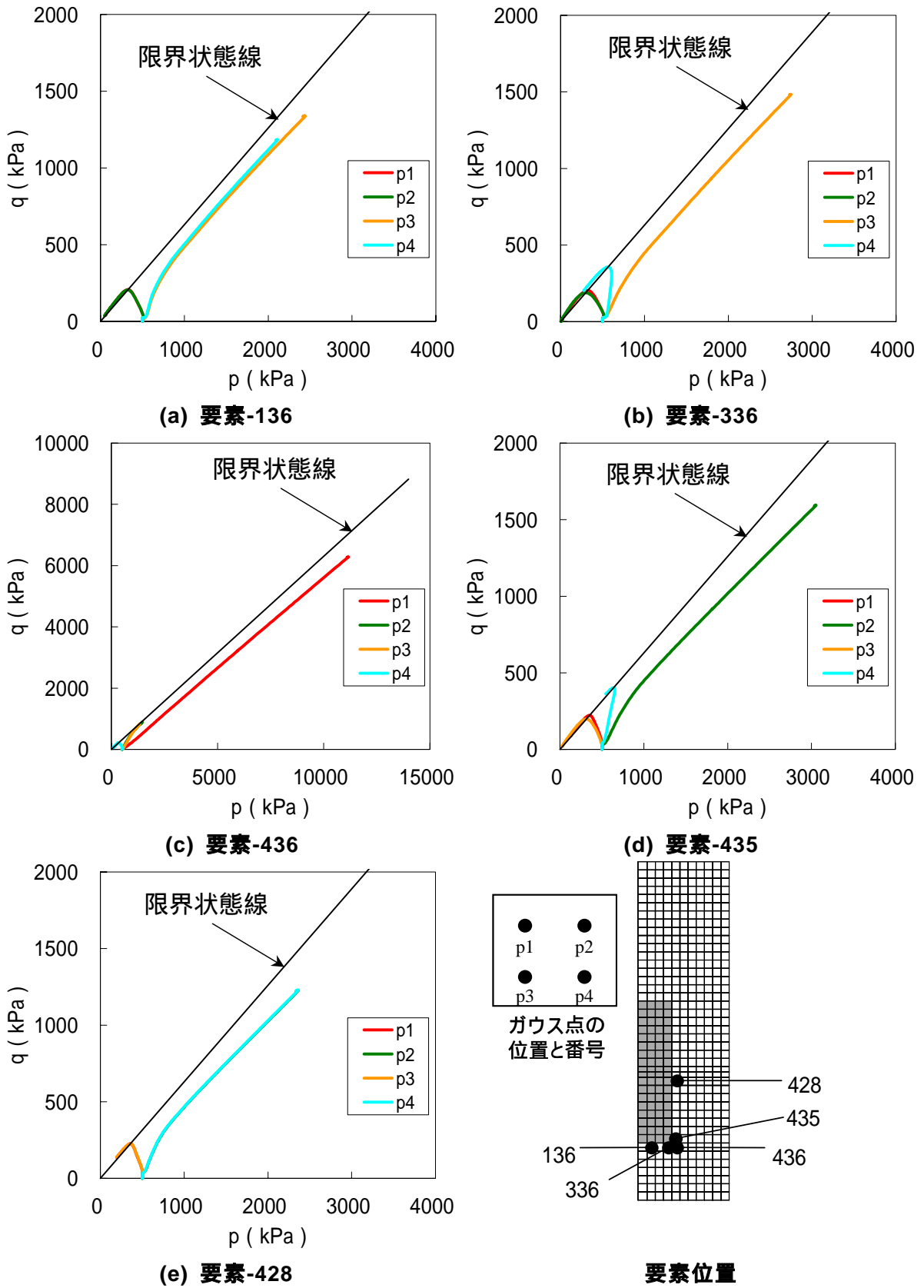


図 5-25 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-A2-kv)

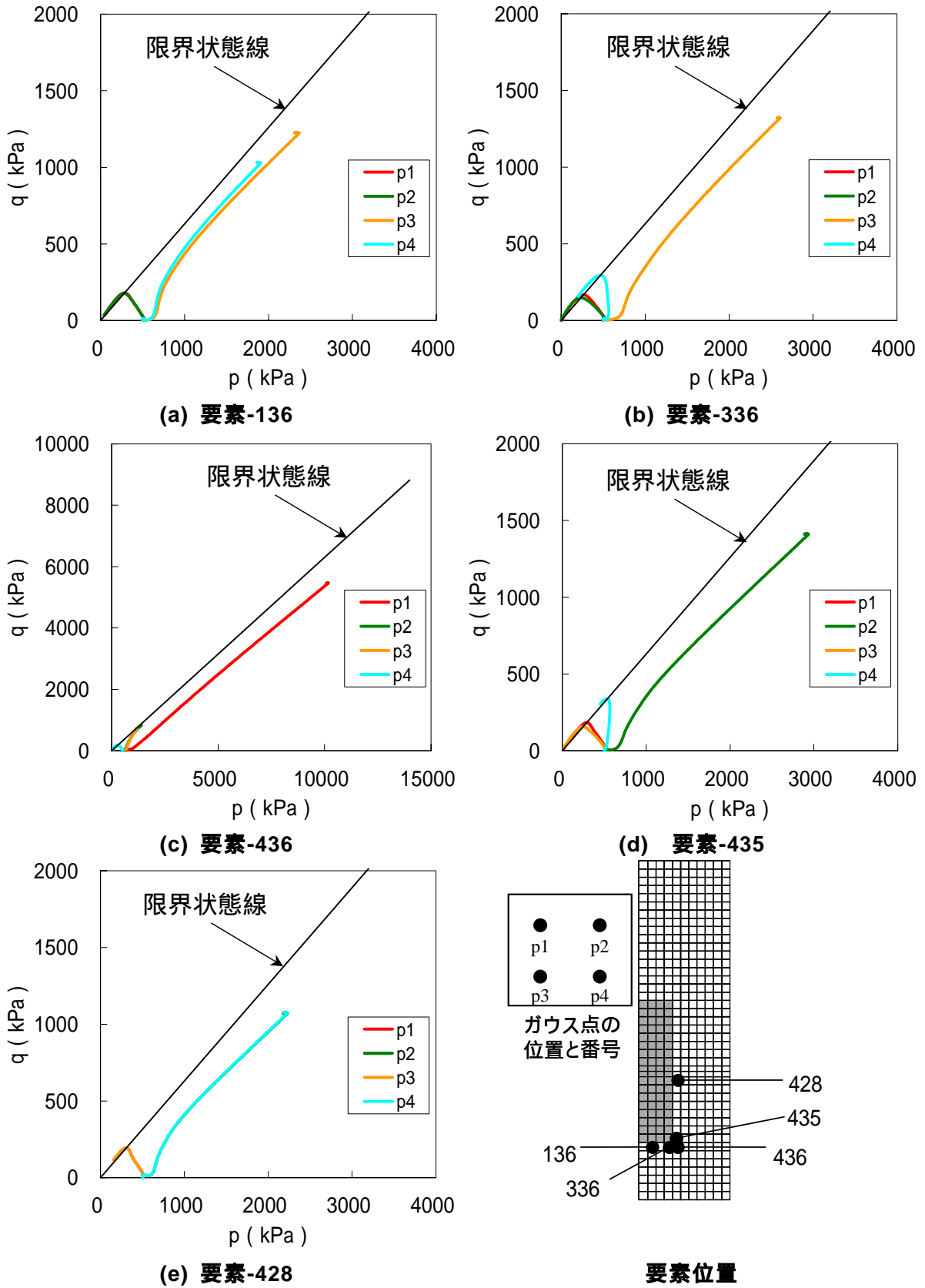


図 5-26 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-A3-kv)

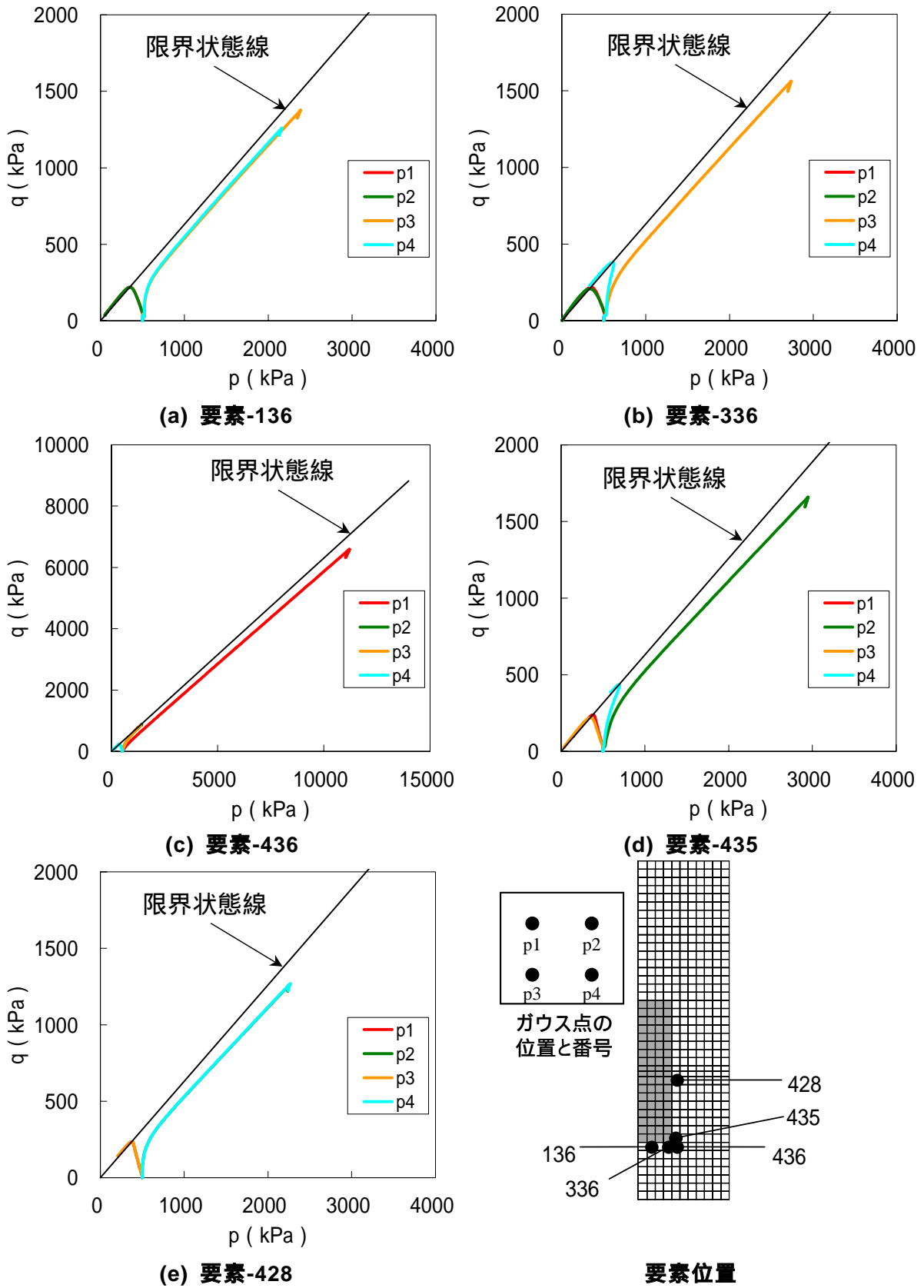


図 5-27 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-B1-kv)

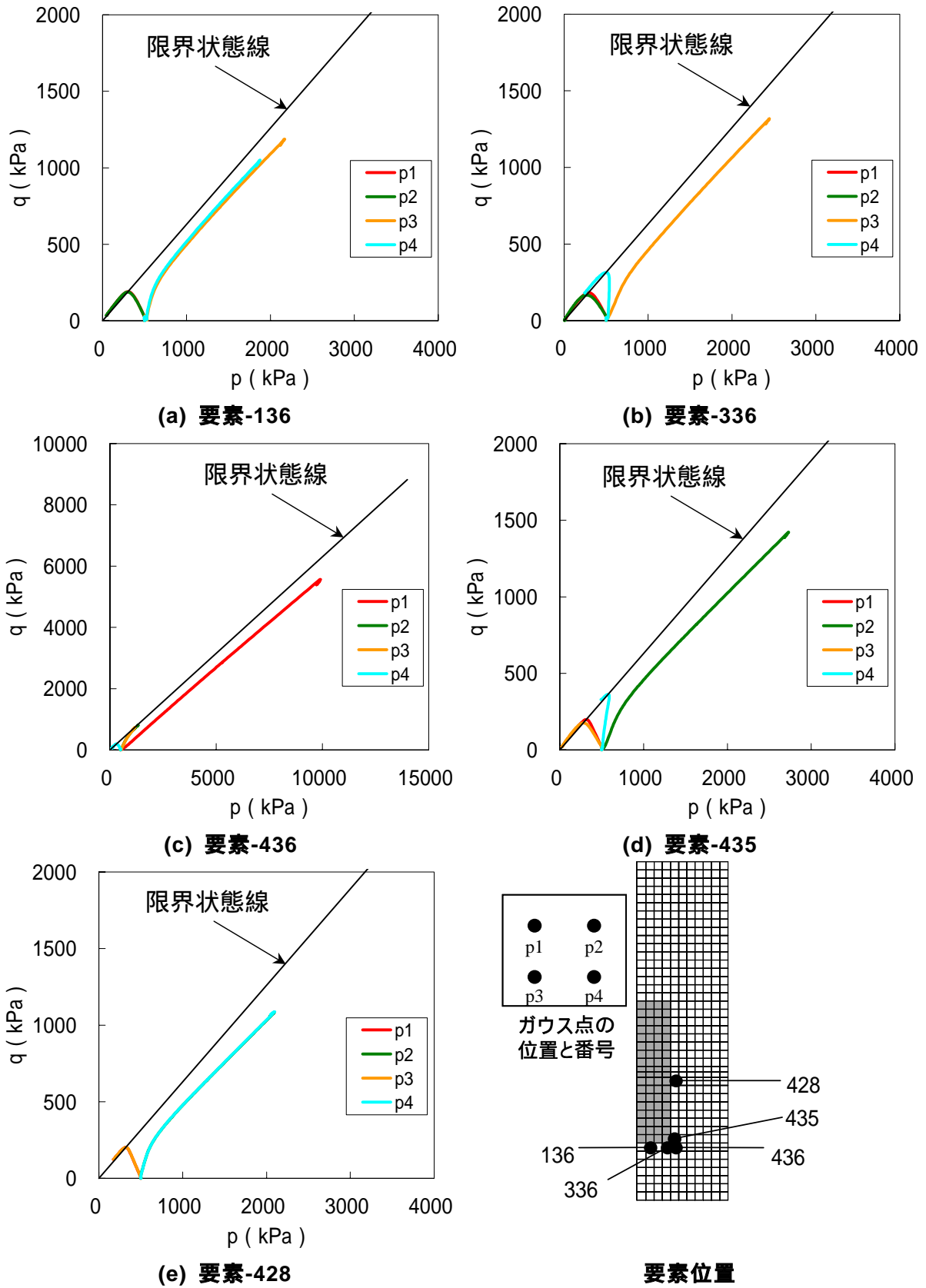


図 5-28 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-B2-kv)

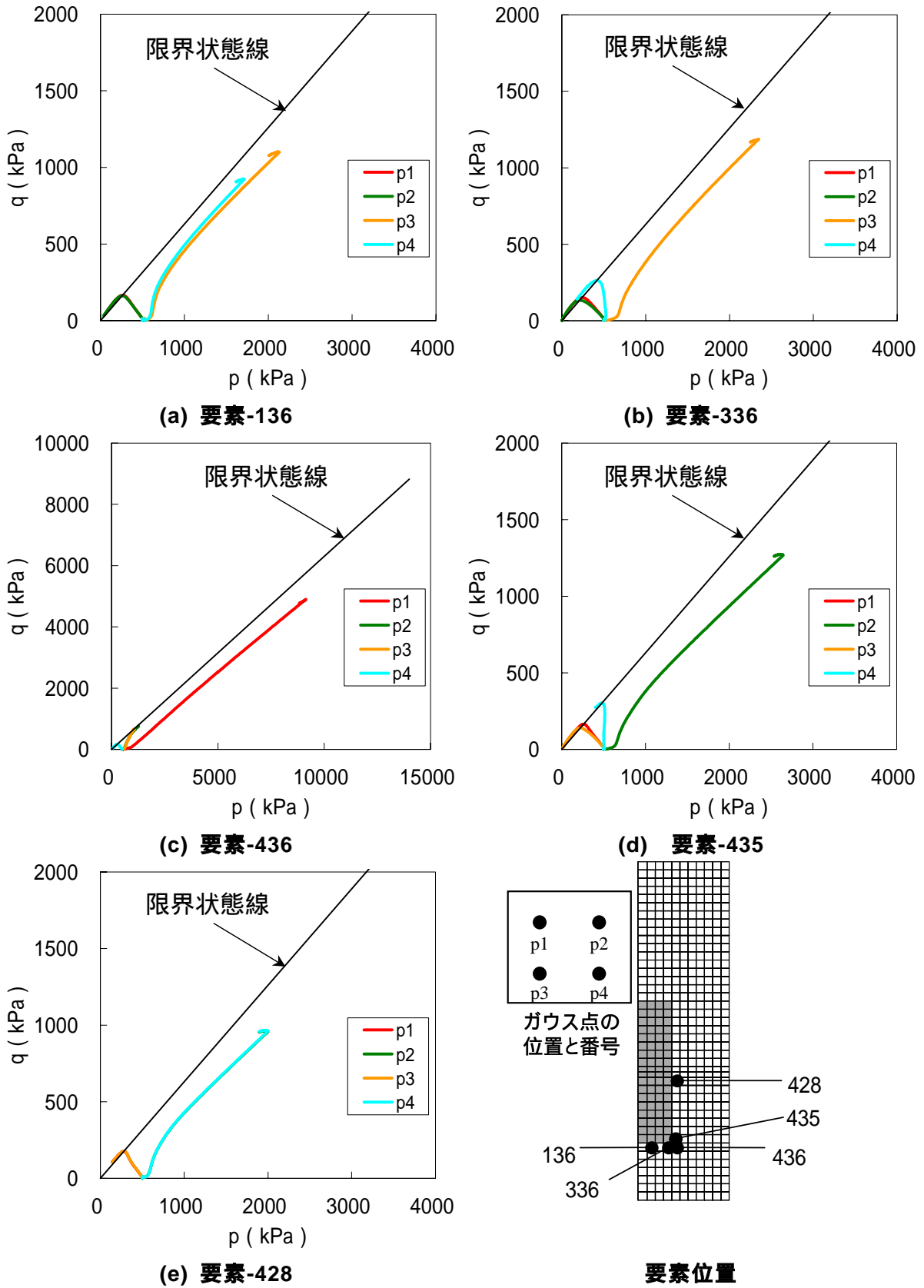
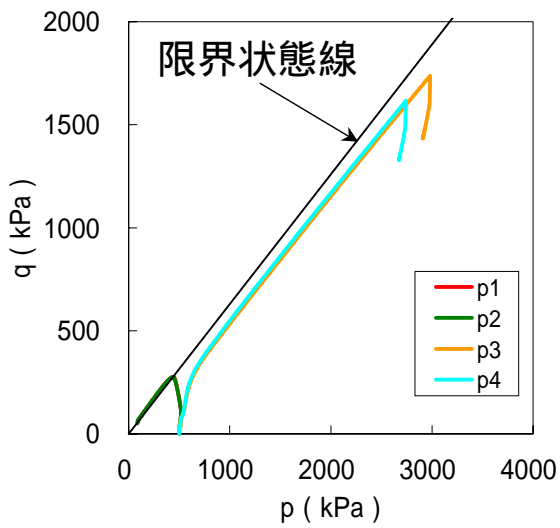
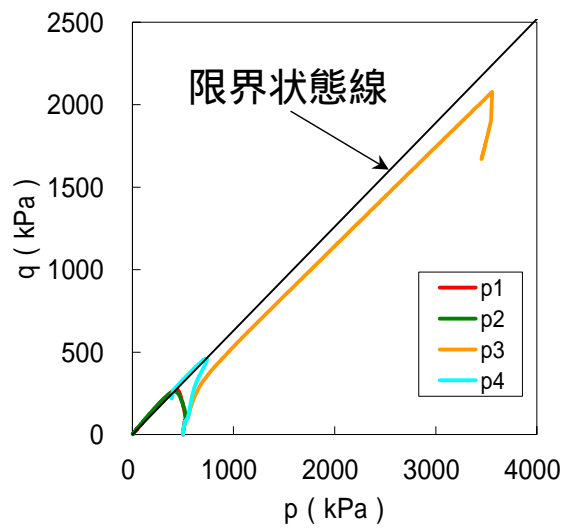


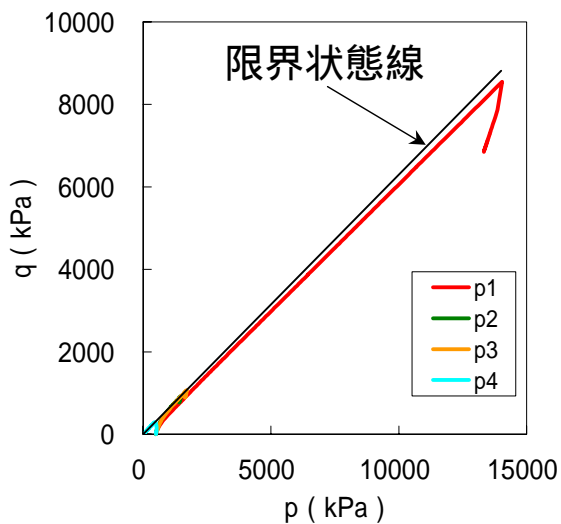
図 5-29 オーバーバック周辺要素の応力パス(関口 - 太田モデル透水係数変化 S0-B3-kv)



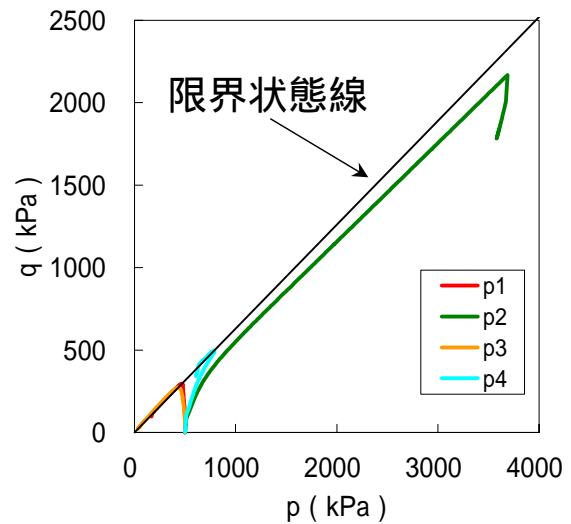
(a) 要素-136



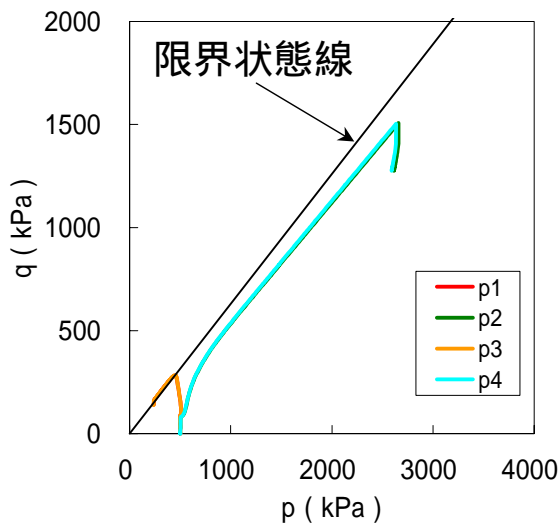
(b) 要素-336



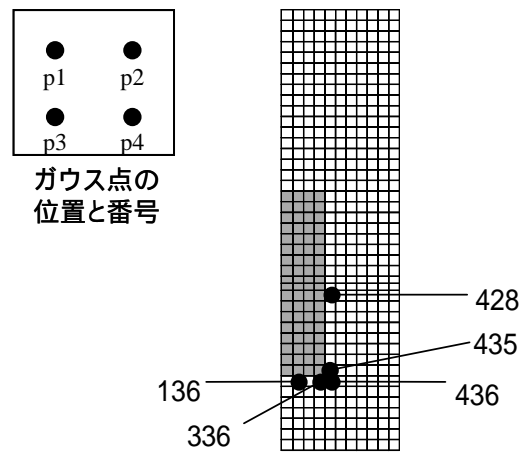
(c) 要素-436



(d) 要素-435



(e) 要素-428



要素位置

図 5-30 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 A0-A1-kv)

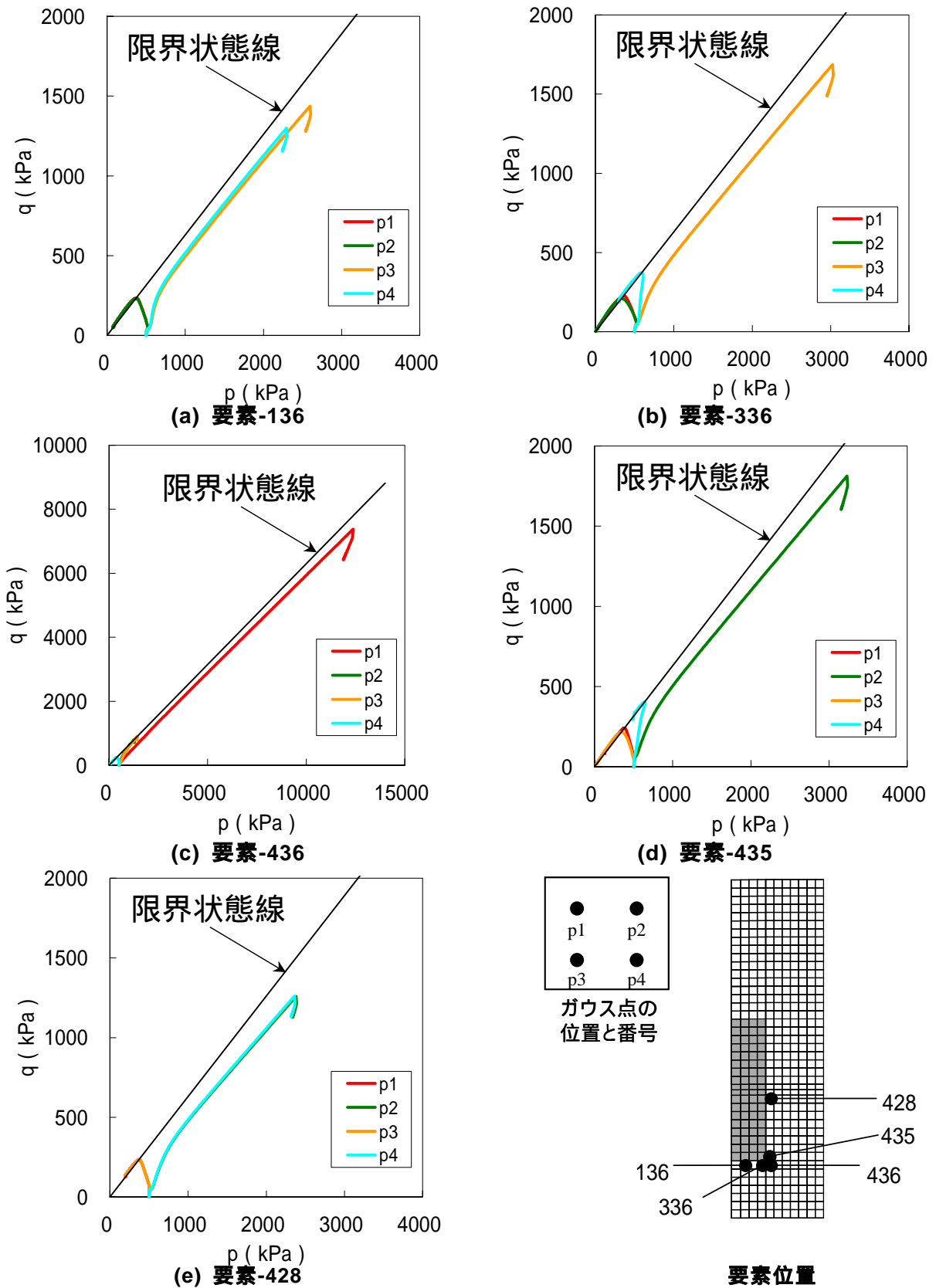


図 5-31 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-A2-kv)

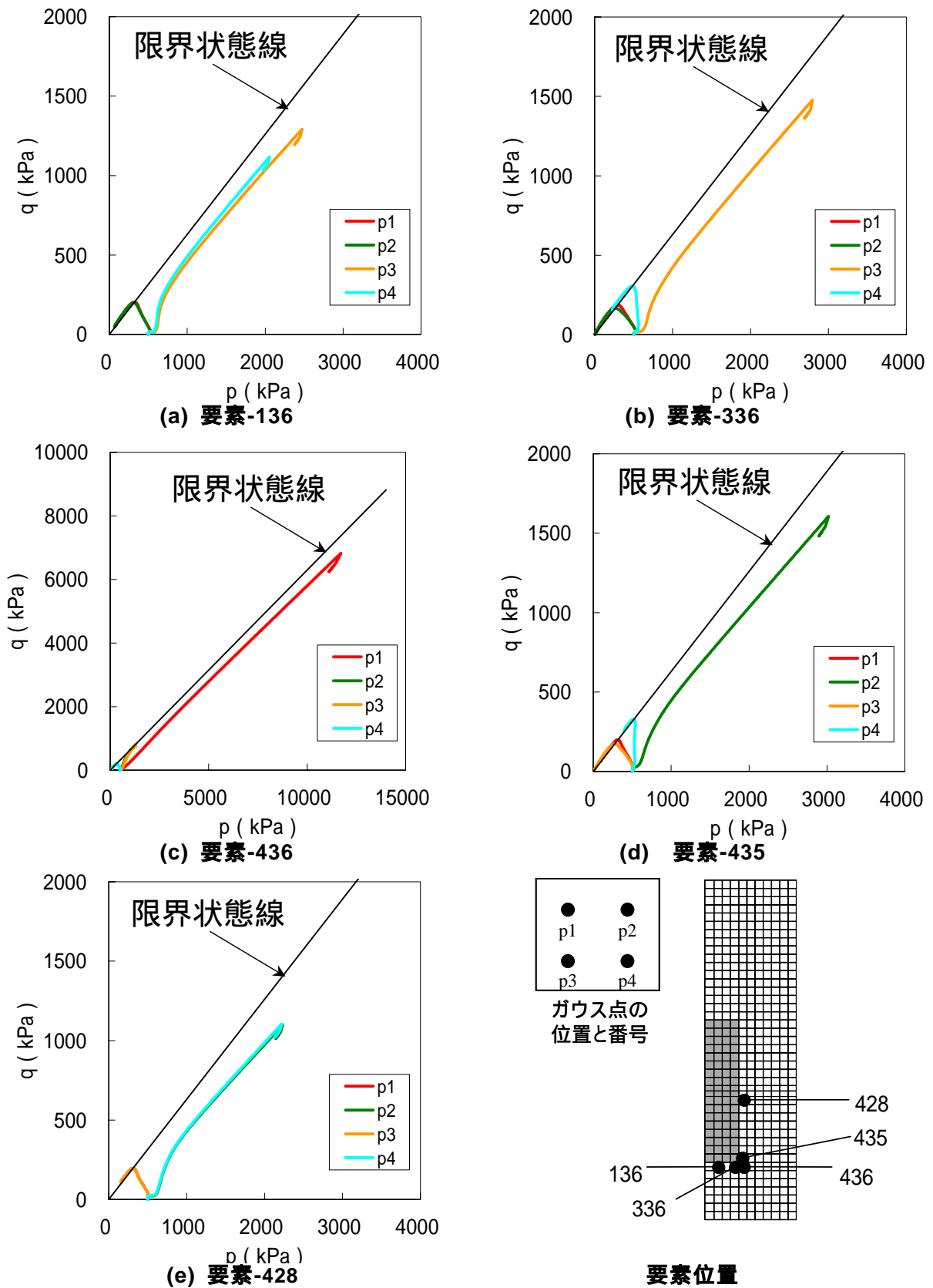


図 5-32 オーバパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-A3-kv)

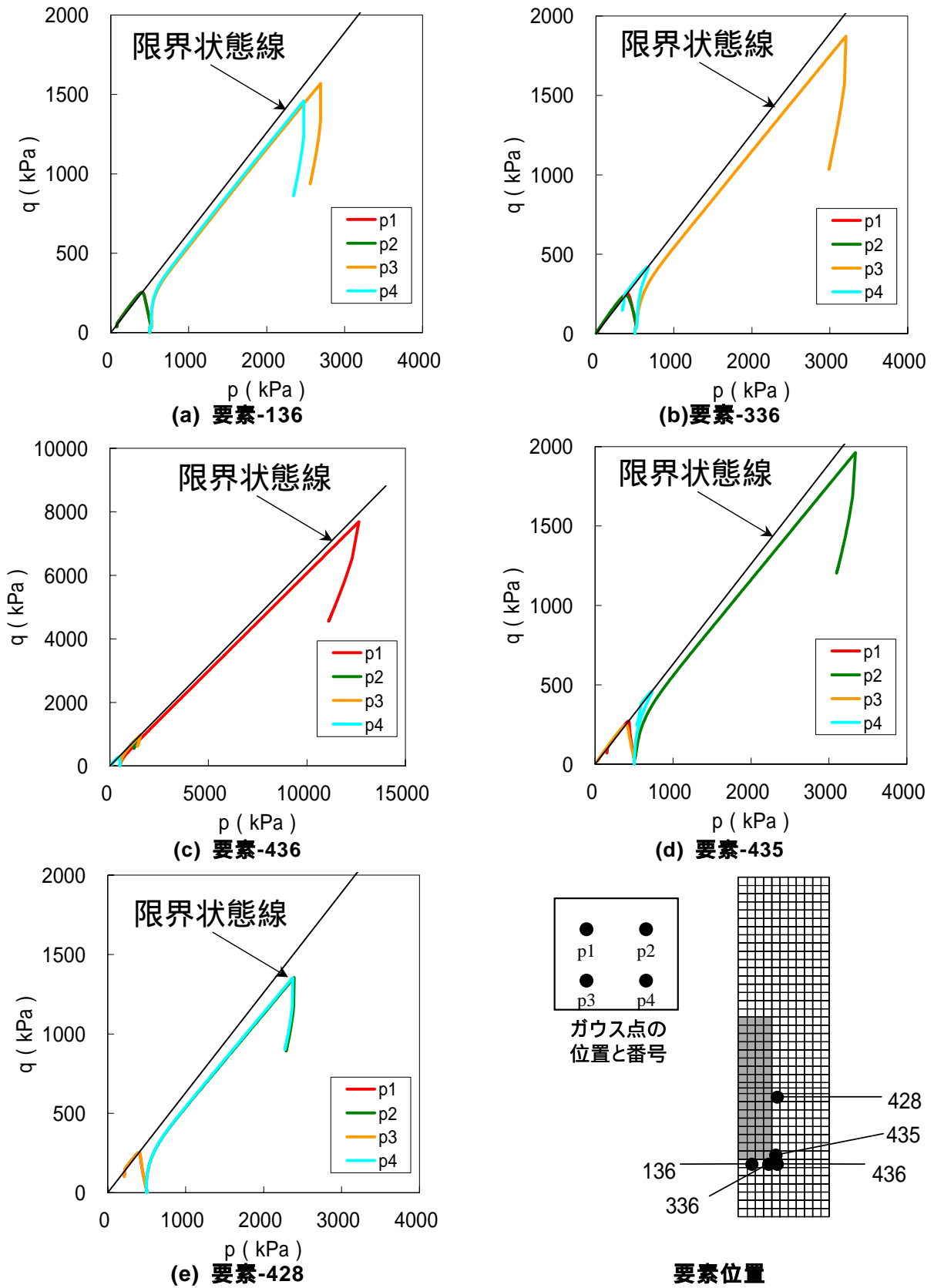


図 5-33 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-B1-kv)

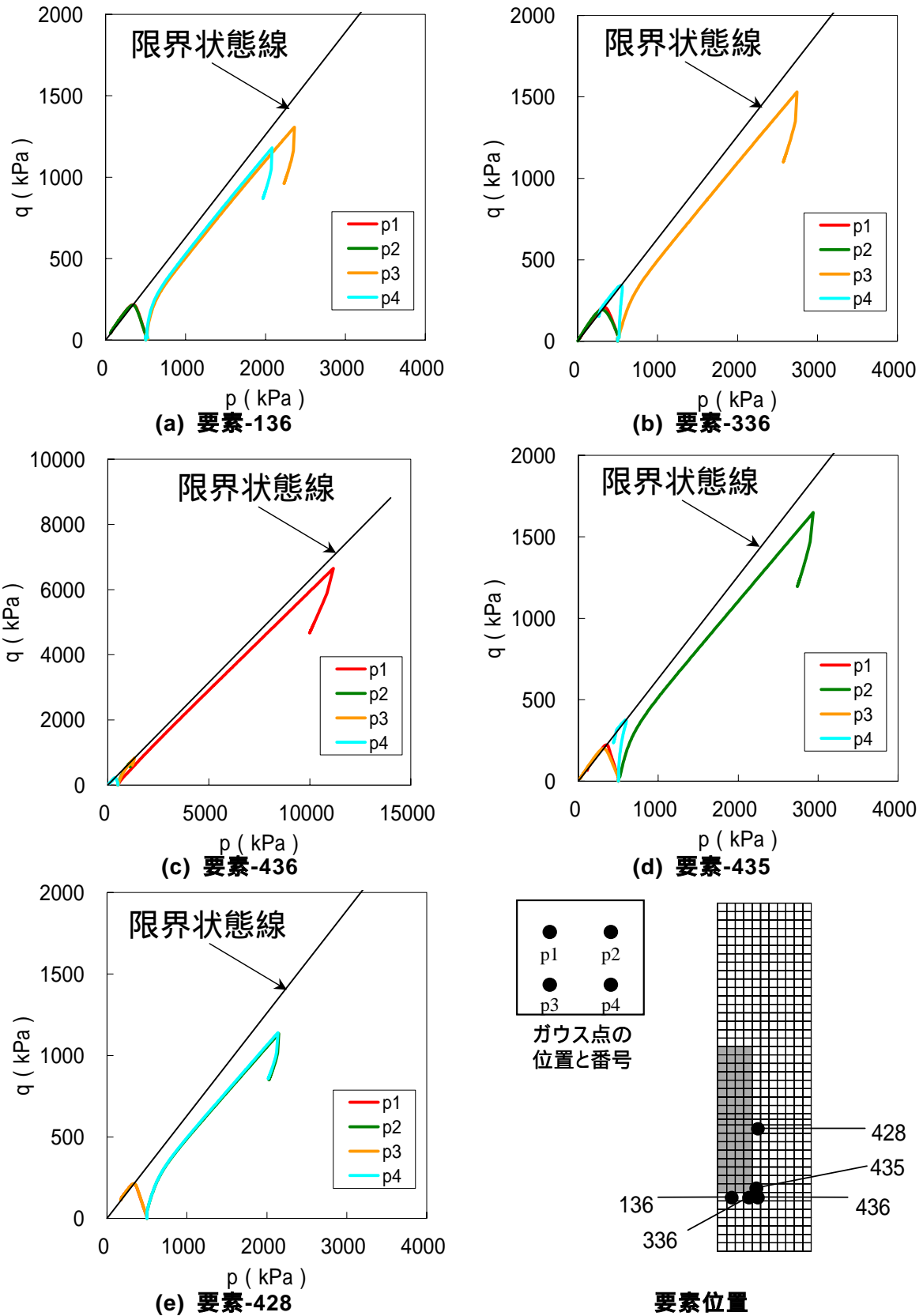


図 5-34 オーバーパック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-B2-kv)

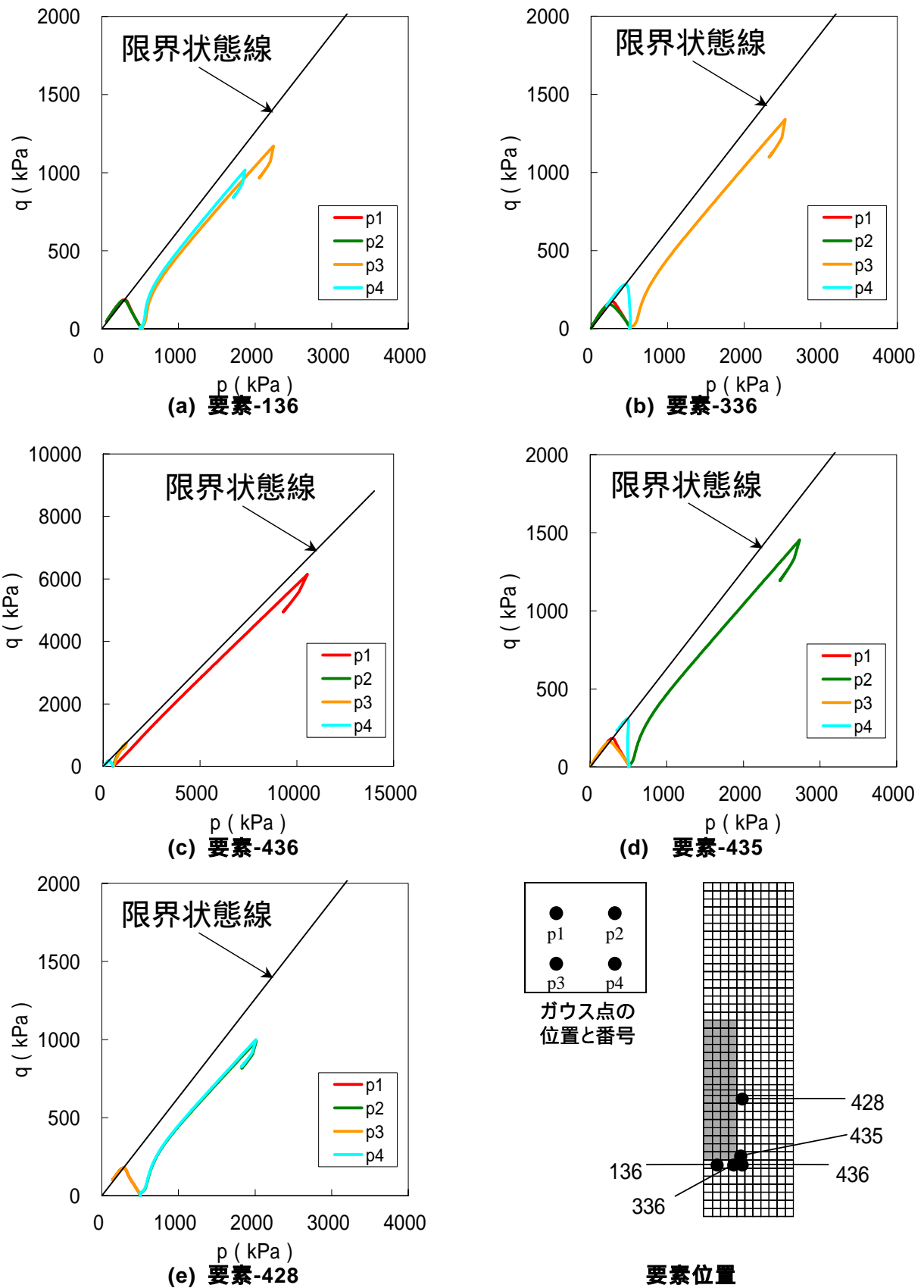


図 5-35 オーバーバック周辺要素の応力パス(足立 - 岡モデル透水係数変化 A0-B3-kv)

(3) 周辺岩盤及びオーバーバックに及ぼす影響

周辺岩盤に隣接する要素における半径方向の有効応力(σ'_r)の経時変化を図 5-36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。

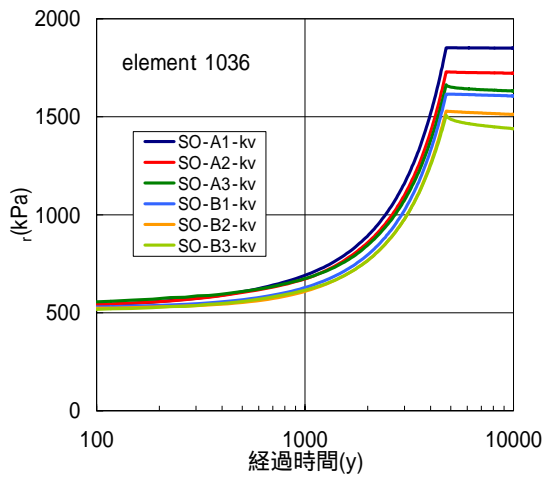
パラメータによって最大応力を比較すると、粘性に関してはクリープ試験のフィティングから設定したパラメータ A で、また、膨潤指数に関してはその値が大きいケースで、大きな応力を示している。これは、(2)でも述べたように、粘性の影響が小さいほどまた、膨潤指数が大きいほど変形しにくくなるためである。

構成モデル間の比較を図 5-37に示す。足立一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 σ'_r の最大値は、足立一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。足立一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。関口一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。

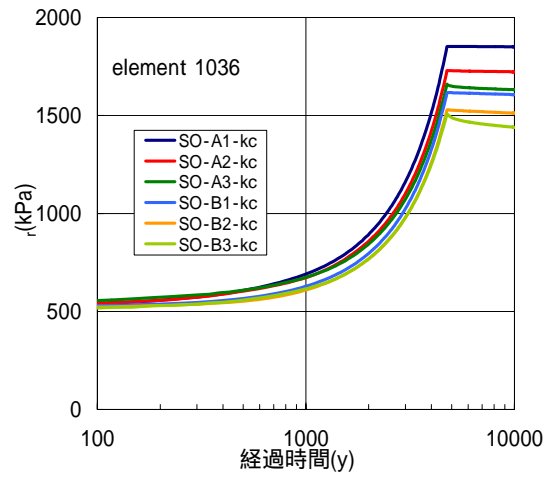
透水係数の変化の有無による比較を図 5-38に示す。図に示すように両者の間にほとんど差は見られない。

オーバーバック周辺要素の半径方向の有効応力(σ'_r)の経時変化を図 5-39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。オーバーバ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、オーバーバックに作用すると考えられる。

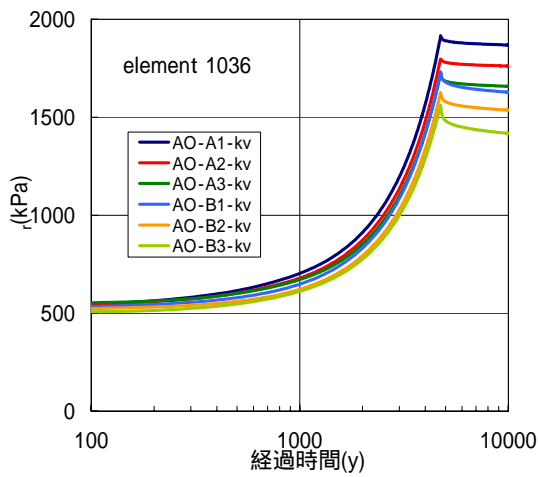
応力は、最大で 3.5MPa 程度である。周辺岩盤に及ぼす影響と同じく、粘性の影響が少ないパラメータほど、また、膨潤指数が大きいパラメータほど、大きな応力を示している。構成モデル間の比較に関しては、図 5-40に示すように、周辺岩盤の場合と同様、足立一岡モデルで膨張終了時のピークが見られ、関口一太田モデルよりも最大応力が大きくなっている。透水係数の変化の有無に関しては、図 5-41に示すように両者に差異が見られない。



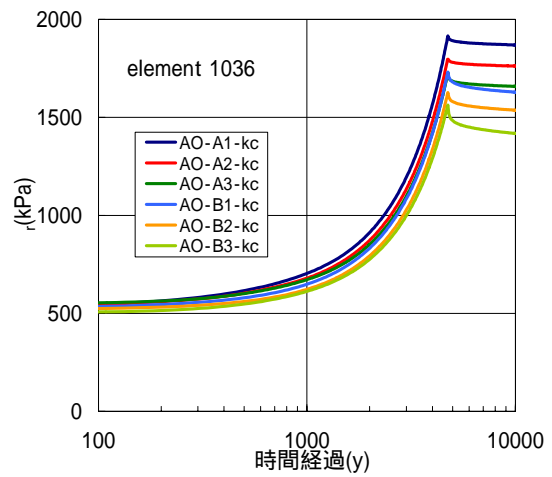
(a) 関口－太田モデル透水係数変化



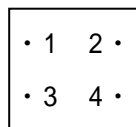
(b) 関口－太田モデル透水係数一定



(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

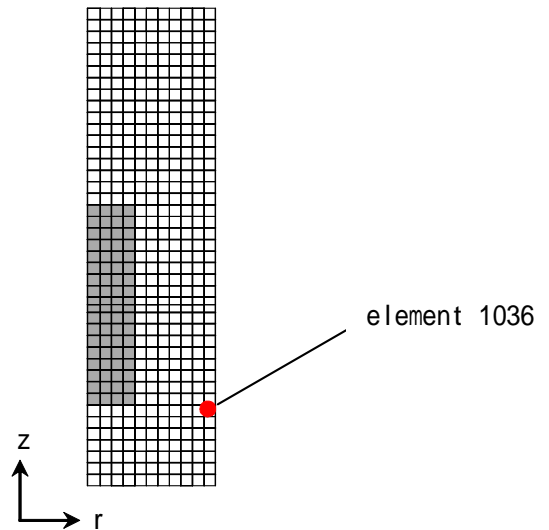
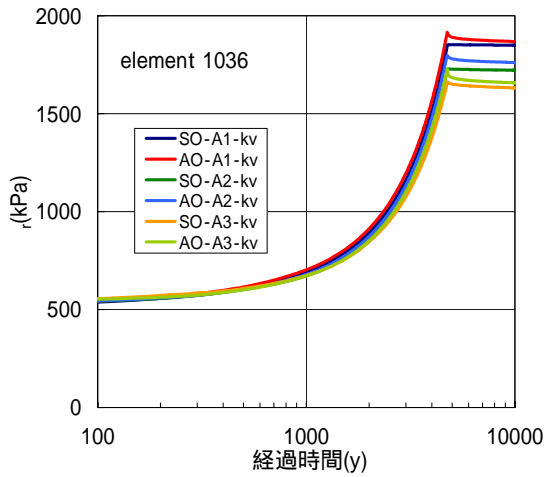
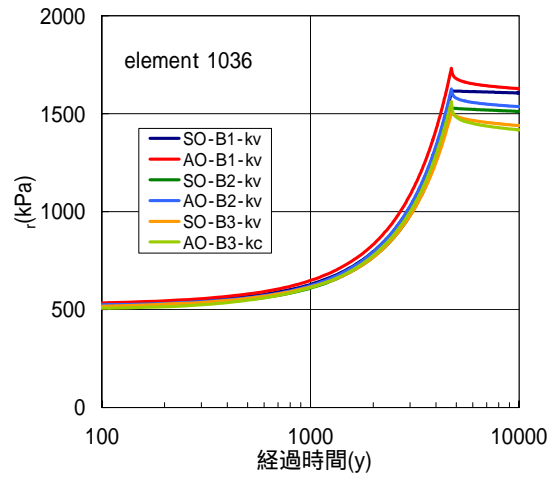


図 5-36 周辺岩盤に隣接する要素の半径方向の有効応力(r)の経時変化

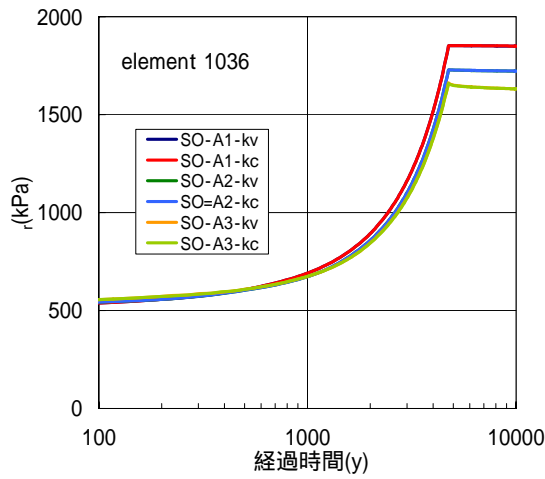


(a) 透水係数変化 A1, A2, A3

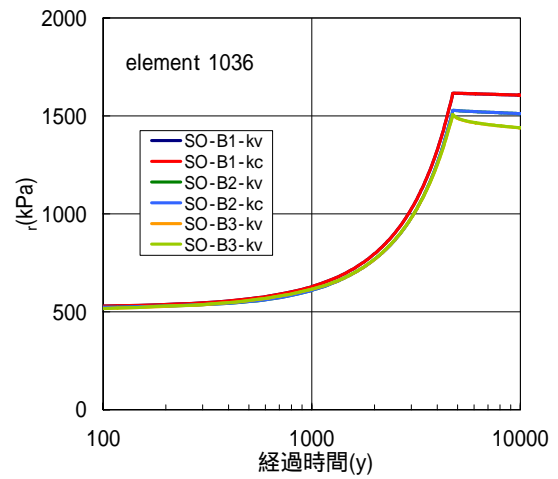


(b) 透水係数変化 B1, B2, B3

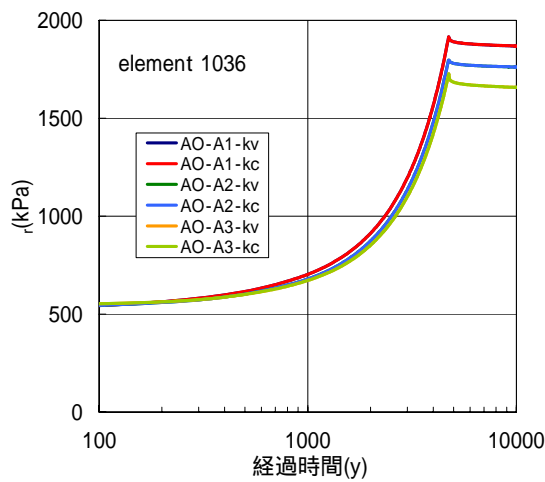
図 5-37 周辺岩盤に隣接する要素の r に関する構成モデル間の比較



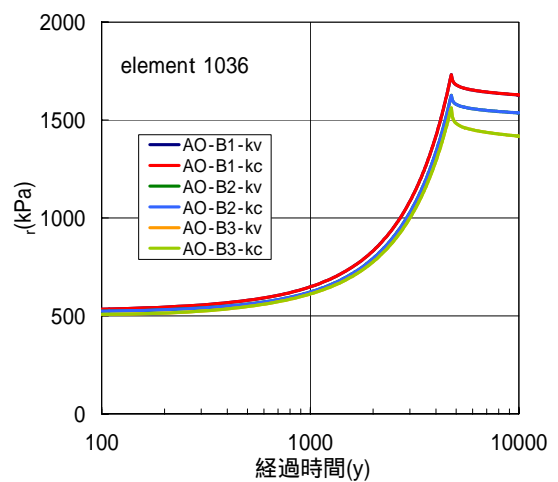
(a) 関口－太田モデル A1, A2, A3



(b) 関口－太田モデル B1, B2, B3

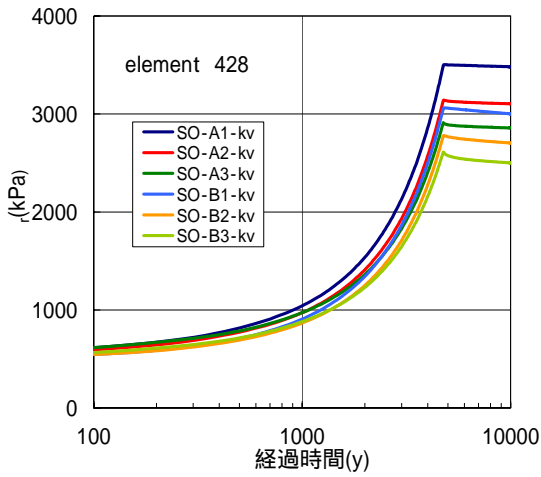


(a) 足立－岡モデル A1, A2, A3

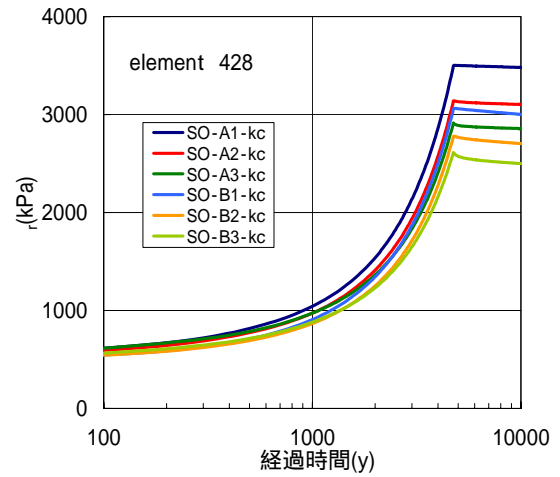


(b) 足立－岡モデル B1, B2, B3

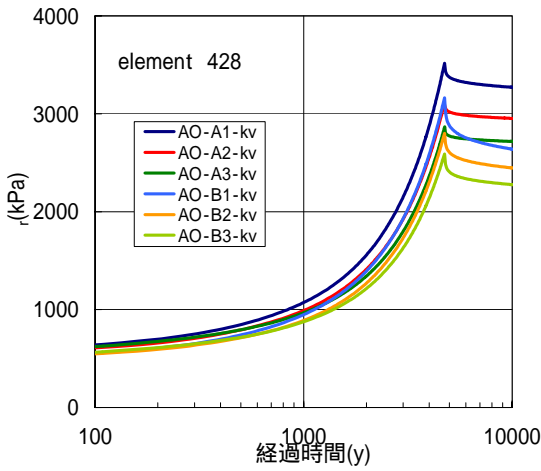
図 5-38 周辺岩盤に隣接する要素の r の透水係数の有無に関する比較



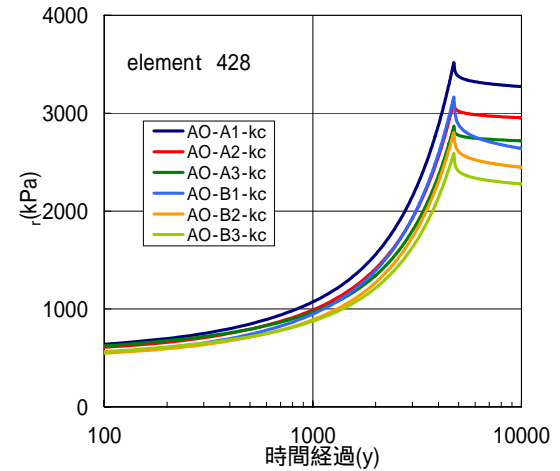
(a) 関口－太田モデル透水係数変化



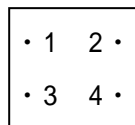
(b) 関口－太田モデル透水係数一定



(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

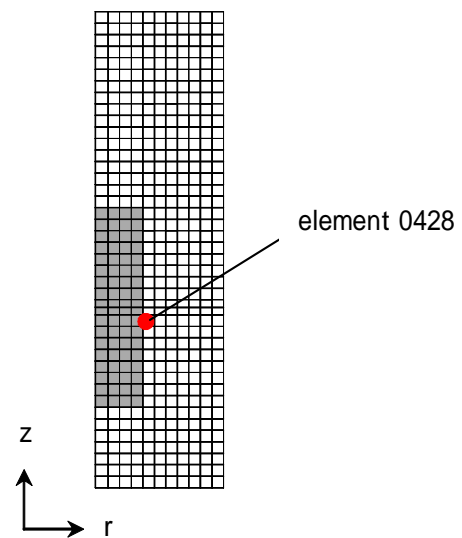
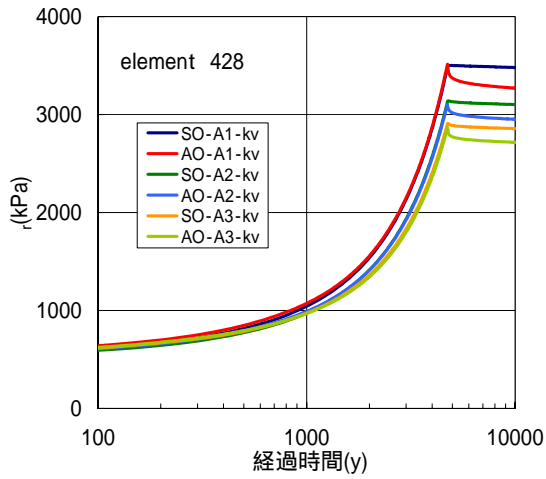
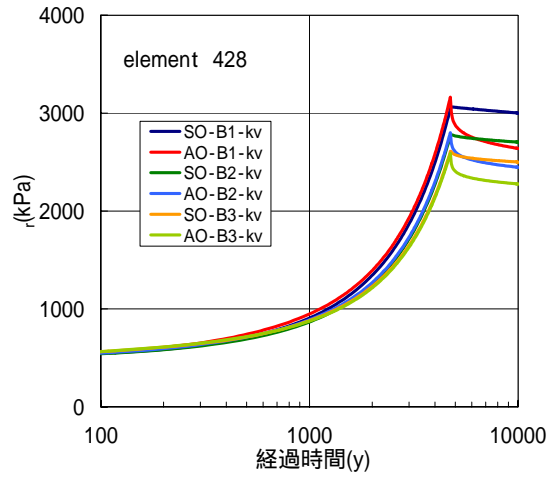


図 5-39 オーバーバックに隣接する要素の半径方向の有効応力 (r) の経時変化

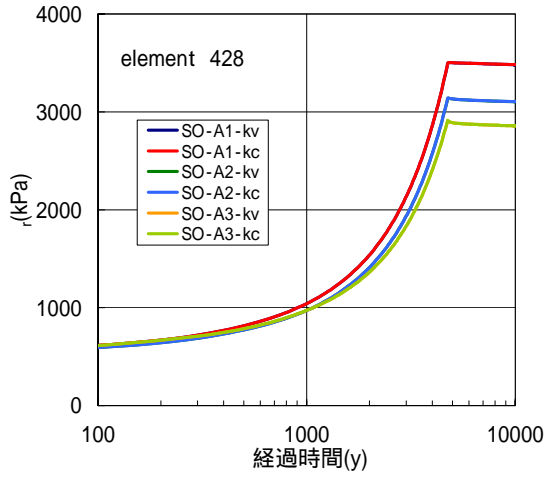


(a) 透水係数変化 A1,A2,A3

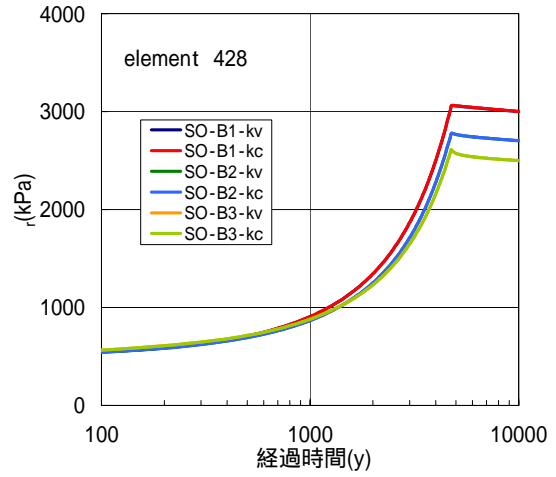


(b) 透水係数変化 B1,B2,B3

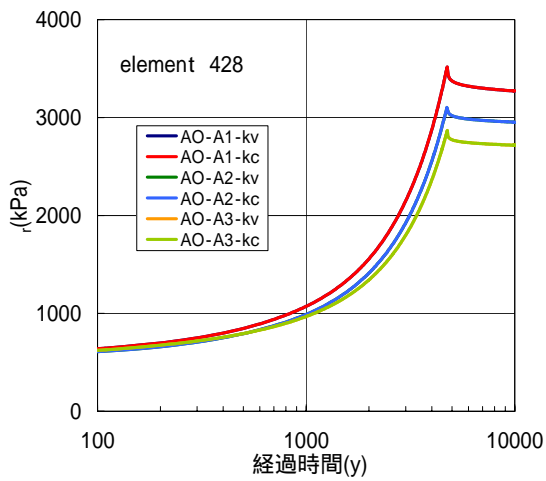
図 5-40 オーバーバックに隣接する要素の r_t に関する構成モデル間の比較



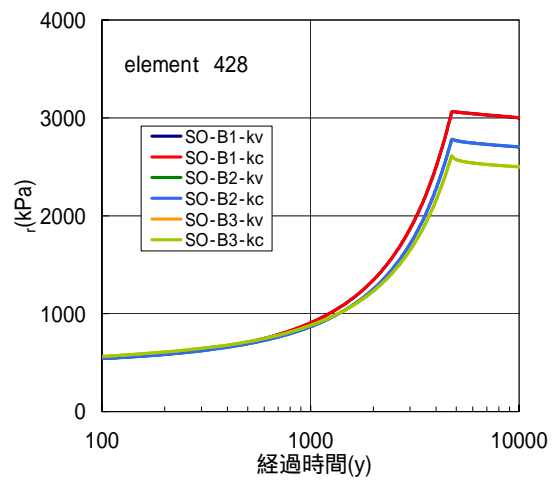
(a) 関口－太田モデル A1,A2,A3



(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 5-41 オーバーバックに隣接する要素の r_t の透水係数の有無に関する比較

5.5.3 まとめ

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。

(1) 緩衝材の支持性能の観点

- ① 考え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。
- ② 膨潤指数 κ 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。
- ③ 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。
- ④ 構成モデル間の差異はほとんど見られない。
- ⑤ 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。

(2) 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

- ① 粘性の影響が小さいパラメータ (A1~A3) 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。
- ② 膨潤指数 κ 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。
- ③ 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。
- ④ 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。

(3) まとめ

- ① 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。
- ② 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。
- ③ 同じく、応力を評価する場合、関ロ-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ロ-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(岡, 2000)を用いた設定を行い、評価を行う必要がある。
- ④ 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。

6 長期挙動評価に関する課題

一連の検討結果より、既存の力学挙動評価モデルにより、評価対象ごとにパラメータを適切に選択することにより緩衝材の室内要素試験をある程度精度良く評価可能なことがわかった。また、選択されたパラメータを用いた人工バリア中の緩衝材の挙動評価結果の幅もある程度把握でき、応力評価と変形評価を行う場合のパラメータも概略把握された。しかし、1万年程度の長期挙動を処分環境条件下で評価する上では、さらに以下の課題が残されていると考えられる。

- ① 力学評価モデルおよびパラメータは、比較的短期の室内試験データにより設定しており、長期挙動に対してもパラメータやモデルの適用性が確保できることを検証する必要がある。
- ② 現状では、変位と応力の評価に対して唯一のパラメータセットで挙動評価することが困難であり、挙動予測もある幅を持った予測となっているが、本来は唯一のパラメータで予測可能であることが望ましい。
- ③ 前章までの検討においては、岩盤クリープの影響や埋め戻し材の挙動などとの相互作用に関しては、検討しておらずこのような相互作用を考慮した信頼性の高い挙動評価をする必要がある。
- ④ 「第2次取りまとめ」および今回の検討においては、降水系における挙動評価のみを行っており、海水系地下水環境下における挙動評価に関しても検討する必要がある。

以上の課題の中で、①に関して、比較的長期の圧密試験をもとに5章で述べたようなオーバーパックスの挙動予測を試みたので以下に結果を報告する。

6.1 長期圧密試験結果に基づくオーバーパックス沈下解析

6.1.1 長期圧密試験

本試験は、図 6-1 及び写真 6-1 に示す圧密試験装置を用いて行った。本試験は長期に及ぶ試験であり微小変位を計測するが、試験実施場所は交通振動の影響が懸念されることから、試験装置脚部に免震ゴムを設置し、交通振動の影響の低減を図った。

試験は、初期乾燥密度 $\rho_d = 1.6 \text{ Mg m}^{-3}$ の 30wt% ケイ砂混合体(3号と5号の重量比 1:1)について実施した。所定の初期含水比(9.9%)のクニゲル V1 を側方拘束条件で圧縮成型した後、体積拘束条件で給水し、供試体を飽和させた。供試体寸法は直径 $\phi = 60\text{mm}$ 、高さ $h = 20\text{mm}$ 、試験は3本同時に実施した。

給水により発生する膨潤応力がほぼ一定になった時点を初期条件とし、試験体毎に所定の一定載荷応力を長時間載荷した。載荷応力は、0.8MPa, 1.5MPa, 3.0MPa の三種類である。

長期圧密試験の結果得られる、上部の載荷点における鉛直変位の時間経過の関係を図 6-2 に示す。

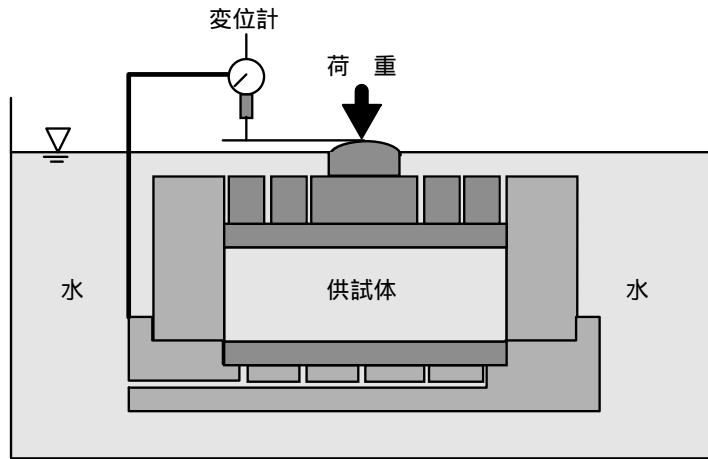


図 6-1 長期圧密試験用試験装置



写真 6-1 長期圧密試験装置の概観

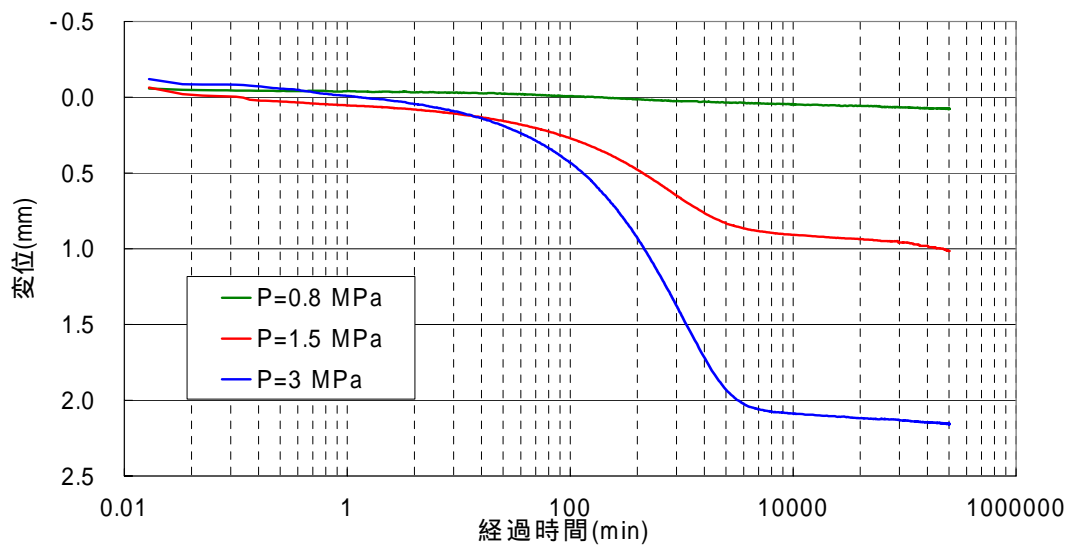


図 6-2 長期圧密試験による経過時間と鉛直変位置の関係

6.1.2 長期圧密解析から得られるパラメータ

長期圧密試験から得られる、関ロ-太田モデルに用いられる粘性パラメータの一つで二次圧密変形の時間勾配を表す二次圧密係数 α を載荷応力 1.5MPa と 3.0MPa の場合に求めたものが図 6-3 である。図より、多くの粘性土では一定となる二次圧密係数が 1000 時間を越えると増加する傾向にある。これは、短期間の圧密試験結果に基づく二次圧密係数による長期の変位量の評価が過小となることを意味している。そこで、今回の試験結果を図 6-4 のように外挿して長期の二次圧密係数を求めてみた。その結果、10000 年後に対する二次圧密係数は $\alpha=0.01$ となる。そこで、オーバパックの沈下解析に用いる関ロ-太田モデルおよび足立-岡モデルのパラメータを上記の二次圧密係数などから表 6-1 のように定めた。

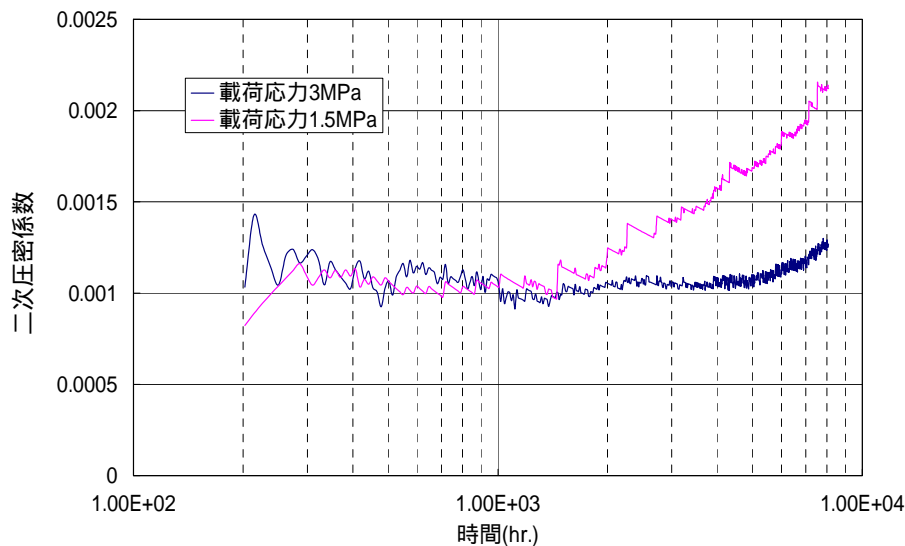


図 6-3 二次圧密係数 の時間変化

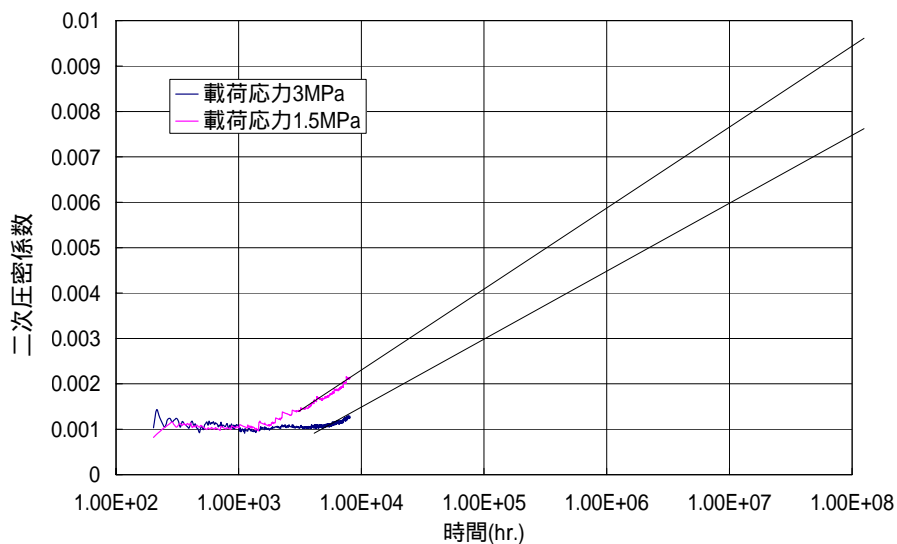


図 6-4 長期の二次圧密係数 の外挿

表 6-1 解析に用いるパラメータ

関口 - 太田モデル		足立 - 岡モデル	
	0.01	m'	3.2
V_0	4.3×10^{-5}	C	8.4×10^{-5}

6.1.3 オーバーバックの長期沈下解析

5.4 に述べた解析手法を用い、表 6-1 のパラメータを用いて関口-太田モデルと足立-岡モデルを用いたオーバーバックの長期沈下解析を実施した。解析結果を図 6-5 に示す。解析結果は、100 年程度までは評価モデルによる沈下量の差はほとんどないが、それ以降は足立-岡モデルの方が沈下量を大きく評価する傾向にある。足立-岡モデルを用いた 10000 年後の沈下量は 103mm と短期の室内試験に基づき評価された最大沈下量 26mm に比べて約 4 倍程度の大きな沈下量となっている。ただし、現在の段階では圧密試験の試験装置や水質の問題など十分議論されていない点もあり、今後試験結果およびパラメータの設定方法などの妥当性を検証する必要がある。

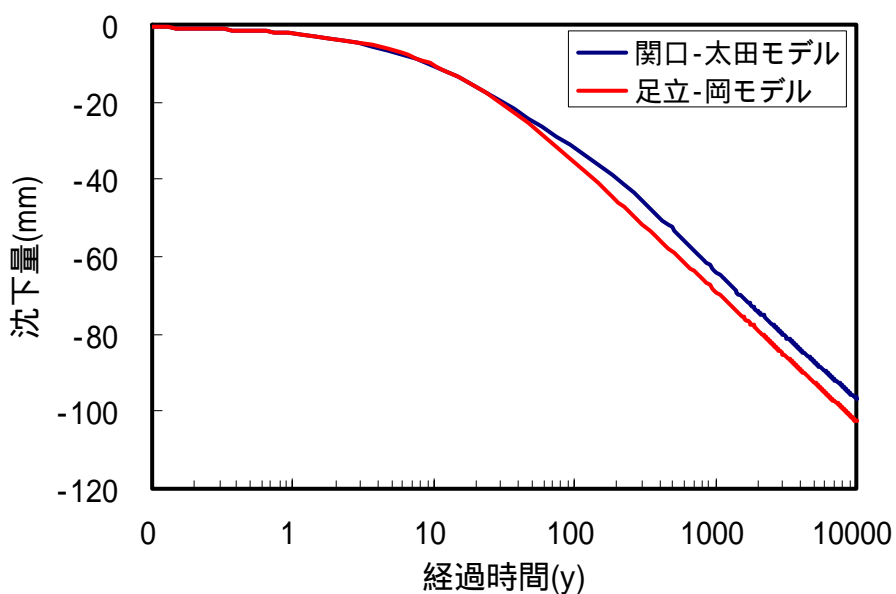


図 6-5 オーバーバックの長期沈下挙動解析結果

7 おわりに

高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア中の緩衝材に求められる支持力性能や応力緩和性能を精度良く評価するためには信頼性の高い長期力学評価モデルとパラメータの組み合わせが必要である。本検討においては、最初に既存の粘性土に適用可能なモデルを体系的に整理し、関口ー太田モデルと足立ー岡モデルが緩衝材の2次圧密、クリープ、リラクゼーションといった長期挙動評価に必要な時間依存挙動を評価可能なモデルとして抽出された。

次に緩衝材の室内要素試験のシミュレーション解析を実施し抽出された評価モデルの適用性を把握するとともに、適切なパラメータの選定を行った。その結果得られた主な結論は以下のとおりである。

- ① 関口ー太田モデルと足立ー岡モデルによる解析結果は、適切なパラメータ選定を行えばほぼ等しく、室内要素試験のシミュレーション解析におけるモデル間の有意な差は認められなかった。
- ② 室内要素試験より選定されるパラメータに関しては、時間依存挙動を表す粘性パラメータにおいて、体積圧縮特性を把握するための一次元圧密試験に対し選定されるパラメータとせん断特性を把握するための圧密非排水三軸圧縮試験およびクリープ試験より選定されるパラメータが大きく異なることが把握された。

さらに、上記の検討より得られた選定モデルとパラメータを用いて人工バリア中のオーバーパック自重沈下やオーバーパック腐食膨張影響に関する長期力学挙動予測を行い、パラメータによる挙動予測の幅を把握するとともに、緩衝材の支持性能や応力緩和性能を保守的に評価するためのパラメータを明らかにした。その結果得られた主な結論を以下に示す。

- ① 緩衝材の支持性能を評価するためのオーバーパック自重沈下解析の結果、1 万年後の沈下量予測は、粘性パラメータによって大きく異なり **7.4mm**～**26.3mm** と大きな幅をもった予測結果となった。このうち、保守的な評価となる **26.3mm** は一次元圧密試験より得られた粘性パラメータによる予測結果であり、支持性能に関してはこのパラメータを用いる必要があることが把握された。最大沈下量 **26.3mm** は「第2次取りまとめ」において得られた **5.1mm** に比べ大きな沈下量であるが、この程度の変形は緩衝材厚さ **700mm** 程度の中で十分吸収できると考えられる。
- ② 緩衝材の応力緩和性能を評価するためのオーバーパックの自重沈下も考慮した腐食膨張影響解析の結果、1 万年後のオーバーパックや岩盤への作用応力に関しては粘性パラメータの影響は小さいもののせん断特性を把握するための圧密非排水三軸圧縮試験やクリープ試験より求められた粘性パラメータを用いた結果の方が大きな値となる傾向となった。また、作用応力に関しては、弾塑性パラメータの中で膨潤指数 κ の影響が大きく膨潤指数が大きいほど大きくなった。したがって、応力緩和性能に関して保守的な評価を行う場合は、せん断特性を把握するための要素試験より求められた粘性パラメータと考える膨潤指数の中で最大のものを用いる必要があることがわかった。

最後に、今後の課題としては、以下のものがあげられる。

- ① 力学評価モデルおよびパラメータは、比較的短期の室内試験データにより設定しており、

長期挙動に対してもパラメータやモデルの適用性が確保できることを検証する必要がある。

- ② 現状では、変位と応力の評価に対して唯一のパラメータセットで挙動評価することが困難であり、挙動予測もある幅を持った予測となっているが、本来は唯一のパラメータで予測可能であることが望ましい。
- ③ 前章までの検討においては、岩盤クリープの影響や埋め戻し材の挙動などとの相互作用に関しては、検討しておらずこのような相互作用を考慮した信頼性の高い挙動評価をする必要がある。
- ④ 「第2次取りまとめ」および今回の検討においては、降水系における挙動評価のみを行っており、海水系地下水環境下における挙動評価に関しても検討する必要がある。

上記の課題の中で①に関して、最近得られた長期圧密試験の結果をもとに粘性パラメータを設定し、オーバーパックの沈下量を試算した。その結果、1万年後の沈下量は **103mm** と短期の室内要素試験により設定されたパラメータによる予測沈下量の4倍程度、「第2次取りまとめ」による沈下予測結果の約 **20** 倍と大きくなった。この沈下量は、緩衝材の厚さやオーバーパックの腐食膨張量との関係で安全評価上問題となる可能性がある。ただし、長期圧密試験の精度や粘性パラメータの設定方法については課題が残されていると考えられるため、今後圧密試験の方法や期間、パラメータ設定の方法に関して十分検討する必要がある。

参考文献

核燃料サイクル開発機構：“わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ— 総論レポート”，JNC TN1400 99-020 (1999)

北川 浩：塑性力学の基礎，日刊工業新聞社(1979)

足立紀尚，龍岡文夫：新体系土工学 18，技報堂出版(1981)

Lade P.V.: “Elasto-plastic stress-strain theory for cohesionless soil with curved yield surface”，*Int. J. Solids and Structure*, Vol.13, pp.1019-1035 (1977)

松岡元，中井照夫：“Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different principal stress”，*土木学会論文集*, Vol.232, pp.59-70 (1974)

Schofield A. N., Wroth C. P. : “*Critical state soil mechanics*”，McGraw-Hill, London (1968)

Roscoe K. H., Burland J.B. : “On the generalized stress strain behaviour of 'wet-clay'”，*Engineering Plasticity Cambridge Univ. Press*, pp.535-609 (1968)

Perzyna P. : “The constitutive equations for rate sensitive plastic materials”，*Quart. Appl. Math.*, Vol.20, pp.321-332 (1963)

Naghdi P. M., Murch, S. A. : “On the mechanical behavior of viscoelastic/ plastic solids”，*J. Appl. Mech.*, Vol.30, pp.321-328 (1963)

Kaliakin V. N., Dafalias, Y. F. : “Theoretical aspects of the elastoplastic-viscoplastic bounding surface model for cohesive soils”，*Soil and Foundation*, Vol.30, No.3, pp.11-24 (1999a)

Sekiguchi H., Ohta H. : “Induced anisotropy and time dependency in clays”，*Proc. 9th ICSMFE*, special session9, pp.229-237 (1977)

岡二三生，中井照夫：“土と基礎 講座 地盤の異方性 6.異方性を考慮した構成式—粘土の場合—”，*土と基礎*, Vol.41-10, pp.83-89 (1993)

Dafalias Y. F. : “Bounding surface plasticity. 1: Mathematical foundation and hypoplasticity”，*J. Engrg. Mech. ASCE*, Vol.112, No.9, pp.966-987 (1986)

Hashiguchi K.: " Subloading surface model in Unconventional plasticity " *Int. J. Solids and Structures*, Vol.25, No.8, pp.917-945 (1989)

Mroz Z. et al.: " Application of an anisotropic hardening model in the analysis of elastoplastic deformation of soil " *Geotechnique*, Vol.29, No.1, pp.1-34 (1979)

Adachi T., Oka F.: " Constitutive equations for normally consolidated clay based on elasto-viscoplasticity " *Soil and Foundation*, Vol.22, No.4, pp.57-70 (1982)

Nova R.: " A viscoplastic constitutive model for normally consolidated clay " *Proc. IUTAM Symp., On Deformation and Failure of Granular Materials*, pp.287-295 (1982)

Matsui T., Abe, N.: " Elasto-viscoplastic constitutive equation of normally consolidated clays based on flow surface theory " *Proc. 5th Int. Conf. Numer. Meth. Geotech.*, Nagoya, Vol.1, pp.407-413 (1985)

Nova R.: " Mathematical modeling of anisotropic clays " *Proc. 11th ICSMIE*, San Francisco, , Vol.1, pp.607-611 (1985)

Hueckel T., Borsetto M.: " Thermoplasticity of saturated soils and shales: Constitutive equations " *J. Geotech. Eng. ASCE*, Vol.116, No.12, pp.1765-1777 (1990)

Borja R. I.: " Generalized creep and stress relaxation model for clays " *J. Geotech. Eng. ASCE*, Vol.118, No.11, pp.1765-1786 (1990)

Kutter B. L.: " Sathialingam N. Elastic-viscoplastic modeling of the rate-dependent behavior " *Geotechnique*, Vol.42, No.3, pp.427-441 (1992)

Wittle A. J., Kavvas M. J. : Formulation of MIT-E3 constitutive model for overconsolidated clays " *J. Geotech. Eng. ASCE*, Vol.120, No.1, pp.173-198 (1994)

Stallebrass S. E., Taylor R. N.: " The development and evaluation of a constitutive model for the prediction of ground movements in overconsolidated clay " *Geotechnique*, Vol.47, No.2, pp.235-253 (1997)

Al-Shamrani M. A., Sture S.: " A time-dependent bounding surface model for anisotropic cohesive soils " *Soil and Foundation*, Vol.38, No.1, pp.61-76 (1998)

Kiyama S., Hasegawa T. A : "Two-surface model with anisotropic hardening and nonassociated flow rule for geomaterials", *Soil and Foundation*, Vol.38, No.1, pp.45-59 (1998)

Yashima A. et al.: "Guntoro I. Modeling temperature and strain rate dependent behavior of clays: one dimensional consolidation", *Soil and Foundation*, Vol.38, No.2, pp.63-73 (1998)

Hashiguchi K., Okayasu T.: "Time-dependent elastoplastic constitutive equation based on the subloading surface model and its application to soils", *Soil and Foundation*, Vol.40, No.4, pp.19-36 (2000)

Adachi T., Oka F.: "Mimura M. An elasto-viscoplastic theory for clay failure", *Soils and Foundation*, Vol.27, No.3, pp.21-42 (1987)

Tatsuoka F. et al.: "Some new aspects of time effects on the stress-strain behaviour of stiff geomaterials", *Proc. 2nd Int. Conf. Hard Soil and Soft Rock*, Napoli (2001)

岡二三生: "地盤の粘弾塑性構成式"、森北出版(2000)

高治一彦, 鈴木英明: "緩衝材の静的力学挙動、核燃料サイクル開発機構技術資料、JNC TN8400 99-041 (1999)

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)

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)

Zienkiewicz, O.C. : *The finite element method* 3rd edition, McGraw-Hill (1977)

Zienkiewicz, O.C. et al. : *Liquefaction and permanent deformation under dynamic conditions*. "Numerical solution and constitutive relations, John Wiley & Sons (1980)

Zienkiewicz, O.C. et al.: "Earthquake behaviours of soils with drainage", *Proceedings of 4th, Int. Conference of Num. Meth. in Geomech.*, Canada. (1982)

山口柏樹: *土質力学(全改訂)*、技報堂出版 (1984)

重野喜政，並河努，高治一彦：“緩衝材長期挙動構成モデルの検討”、核燃料サイクル開発機構技術資料（業務委託報告書）、JNC TJ8440 2002-004 (2002)

重野喜政，並河努，高治一彦：“緩衝材長期挙動構成モデルの検討（Ⅱ）”、核燃料サイクル開発機構技術資料（業務委託報告書）、JNC TJ8440 2003-002 (2003)