

〈一般研究課題〉 降雨による斜面・盛土崩壊メカニズム解明のための
不飽和土供試体の吸水時変形・破壊挙動の把握
助成研究者 名古屋大学 吉川 高広



降雨による斜面・盛土崩壊メカニズム解明のための 不飽和土供試体の吸水時変形・破壊挙動の把握

吉川 高広
(名古屋大学)

Comprehension of deformation and failure behavior of unsaturated soil specimen during water absorption to elucidate failure mechanism of slope and embankment due to rainfall

Takahiro Yoshikawa
(Nagoya University)

Abstract :

Triaxial experimental tests and their numerical simulations were performed as a preliminary step for clarification of failure mechanism of slopes and embankments due to rainfall. In the experiments, unsaturated silt specimens were made to absorb water by (A) reducing suction to 0 kPa at a constant axial load, and by (B) reducing suction to 0 kPa, followed by raising pore pressure. Both specimens reached failure with water absorption showing the rapid increase of their axial displacement. The soil-water-air coupled finite deformation analysis code taking into account inertia force was employed for their numerical simulations. In the simulations, axial displacement did not converge during the water absorption and the specimen showed failure at an accelerated rate as seen in the tests. That is, the simulation results had good agreement with the experimental results. In addition, it was found that the specimen behavior for case (A) showed softening with plastic volume compression due to increase in saturation degree (decrease in suction), and the specimen behavior for case (B) showed softening with plastic volume expansion above the critical state line in $p' - q$ skeleton stress space.

1. はじめに

平成12年9月の東海豪雨や平成30年7月の西日本豪雨をはじめとして、近年降雨による斜面や盛

土の崩壊が多発している。その崩壊要因として、不飽和状態にある土が飽和化する際に強度低下することが挙げられているが、その詳細な崩壊メカニズムまでは明らかになっていない。降雨時の斜面・盛土の崩壊予測には、浸透解析と安定解析を用いた手法が主として用いられる。しかし、地盤・土構造物の詳細な崩壊メカニズムを解明するためには、安全率が1を超えるか否か、つまり破壊するか否かのみを扱うだけでなく、降雨により変形から破壊に至るまでの一連の過程を数値シミュレートする必要がある。また、破壊現象は加速度運動を伴って生じるため、たとえ外力が降雨であっても、慣性力を考慮可能な変形解析が必要となる。さらに、変形から破壊に至るまでの大変形挙動を数値シミュレートするには、土の変形とともに現れる幾何的非線形性を取り入れる有限変形論に基づく解析手法が必要となる。

以上の背景を踏まえて、将来的に降雨時の斜面・盛土崩壊メカニズムの解明を見据えて、本研究では不飽和シルト三軸供試体が吸水によって変形から破壊に至る実験と飽和・不飽和両対応の慣性力を考慮した有限変形解析コード[1]による数値シミュレーションを行い、不飽和シルト供試体の吸水破壊メカニズムを明らかにした。

2. 実験方法

実験に用いた三軸試験機について、供試体下端では微細多孔質膜[2]を用いて水圧を、上端では撥水性のポリフロンフィルターを用いて空気圧を、それぞれ独立して制御した。体積変化は、二重セルシステムを用いて、内セルの水位変化から算出した。実験に用いた土試料は非塑性シルト(DLクレー、土粒子密度2.70)で、2.1節と2.2節に示す2種類の吸水破壊実験を実施した。

2.1 緩い不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の方法

次の(1)~(9)の手順で緩い不飽和シルト供試体の吸水破壊実験を実施した。

- (1) 含水比20%になるように調整した土試料をモールド内で静的に締固めて、間隙比1.18、飽和度46%の円筒供試体(直径50mm、高さ100mm)を作製する。
- (2) 供試体を三軸試験機に設置し、排気非排水条件下でセル圧を20kPaまで上昇させる。
- (3) セル圧と空気圧を同時に上昇させて、セル圧270kPa、空気圧250kPaにする。
- (4) 排気非排水条件下でセル圧を450kPaまで上昇させる(基底応力200kPa)。このとき供試体下端での計測水圧は約230kPa(サクション約20kPa)で、間隙比は約1.06、飽和度は約51%であった。その後、供試体のサクションを変えないように水圧を調節して排水条件に変えた。
- (5) 水圧を230kPaから250kPaまで上昇させて、サクションを20kPaから0kPaに低下させる。このとき吸水コラプスが生じて供試体は体積圧縮し、間隙比は約1.00、飽和度は約77%となった。
- (6) 水圧を250kPaから230kPaまで低下させて、サクションを0kPaから20kPaに上昇させる。このとき体積変化はほぼ生じず、間隙比は約1.00、飽和度は約62%となった。なお、(5)および(6)の後で、サクション0kPaおよび20kPaの側圧一定・排気排水三軸圧縮試験を軸ひずみ速度0.01%/minで行い、それぞれをCASE1-1およびCASE1-2とする。
- (7) 側圧一定の排気排水条件下で軸差応力 q が500、450、330、160kPaとなるまで定率軸荷重速度で三軸圧縮する(それぞれをCASE1-3、1-4、1-5、1-6とする)。軸荷重速度は、目標の軸差応力に達するまでの時間がCASE1-2の実験結果と同じになるように設定した。
- (8) 軸荷重を一定に保ち、サクションを0kPaに低下(水圧を250kPaまで上昇)させ、吸水させる。

このときCASE1-3では実験機のストローク限界である軸ひずみ25%を超えたため、実験を終了した。

- (9) (8)のサクシオン低下過程で軸ひずみが25%を超えなかったCASE1-4～1-6では、軸荷重を一定に保ったまま、間隙圧を(空気圧と水圧を同時に)上昇させ、さらに吸水させた。以上の実験手順を図1にまとめた。

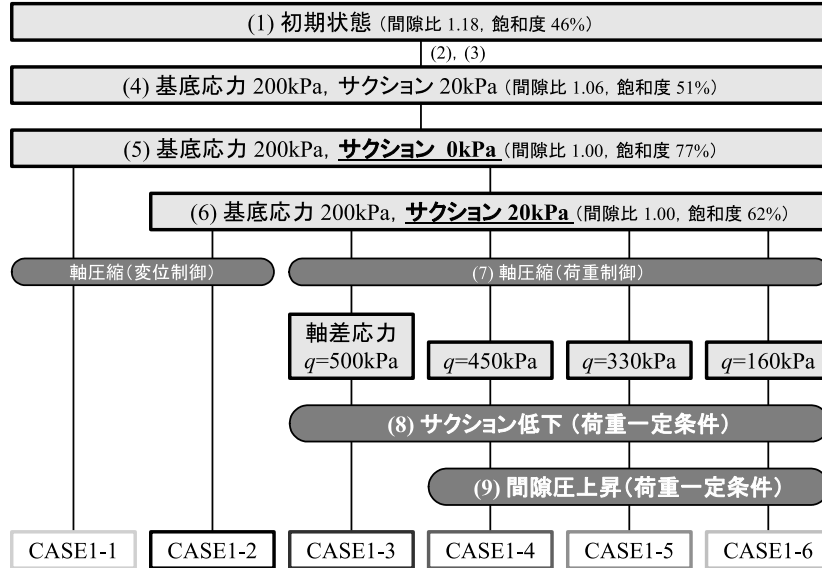


図1. 緩い不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の手順

2.2 密な不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の方法

次の(1)～(7)の手順で密な不飽和シルト供試体の吸水破壊実験を実施した。

- (1) 含水比25%になるように調整した土試料をモールド内で静的に締め固めて、間隙比1.04、飽和度65%の円筒供試体(直径50mm、高さ100mm)を作製する。
- (2) 供試体を三軸試験機に設置し、排気非排水条件下でセル圧を800kPaまで上昇させる(基底応力800kPa)。
- (3) 排気非排水条件下で空気圧を600kPaまで上昇させる(基底応力200kPa)。このとき供試体下端での計測水圧は約580kPa(サクシオン約20kPa)で、間隙比は約0.85、飽和度は約78%であった。その後、供試体のサクシオンを変えないように水圧を調節して排水条件に変えた。

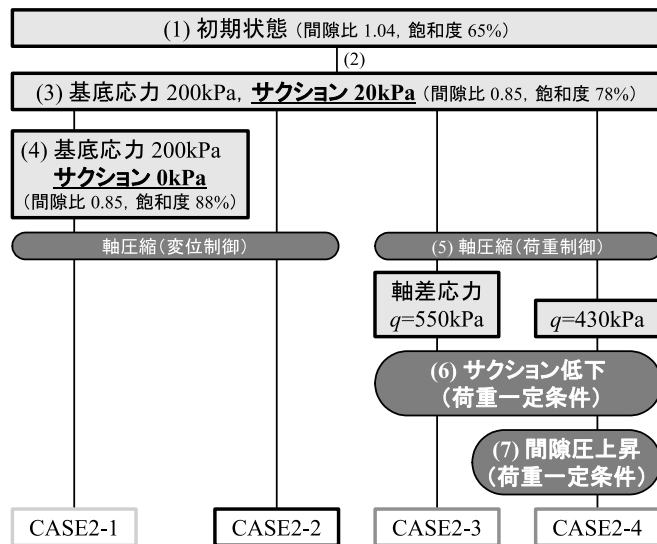


図2. 密な不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の手順

- (4) CASE2-1では水圧を580kPaから600kPaまで上昇させて、サクシオンを20kPaから0kPaに低下させる。このとき体積変化はほぼ生じず、間隙比は約0.85、飽和度は約88%となった。その

後、サクシヨン0kPaの側圧一定・排気排水三軸圧縮試験を軸ひずみ速度0.01%/minで行う。一方で、CASE2-2では(3)の後でサクシヨン20kPaの側圧一定・排気排水三軸圧縮試験を軸ひずみ速度0.01%/minで行う。

- (5) (3)の後で、側圧一定の排気排水条件下で軸差応力 q が550、430kPaとなるまで定率軸荷重速度で三軸圧縮する(それぞれをCASE2-3、2-4とする)。軸荷重速度は、目標の軸差応力に達するまでの時間がCASE2-2の実験結果と同じになるように設定した。
- (6) 軸荷重を一定に保ち、サクシヨンを0kPaに低下(水圧を600kPaまで上昇)させ、吸水させる。このときCASE2-3では実験機のストローク限界である軸ひずみ25%を超えたため、実験を終了した。
- (7) (6)のサクシヨン低下過程で軸ひずみが25%を超えなかったCASE2-4では、軸荷重を一定に保ったまま、間隙圧を(空気圧と水圧を同時に)上昇させ、さらに吸水させた。以上の実験手順を図2にまとめた。

3. 実験結果

3.1 緩い不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の結果

図3は2.1節の手順(8)のサクシヨン低下による吸水実験結果を示す。図中の○は軸荷重一定条件に変えてサクシヨン低下を開始した点、△は軸変位が収束した点を示す。CASE1-1と1-2のサクシヨン0と20kPaの排気排水三軸圧縮試験結果も併せて示した。まずCASE1-1と1-2の結果より、サクシヨン20kPaの方が0kPaより強度・剛性が大きいことがわかる。次にCASE1-3～1-6について、軸荷重を一定に保ったままサクシヨンを20kPaから0kPaに低下させると、吸水に伴い飽和度が上昇して、軸変位の進展および軸差応力の低下(軟化)が観察された。このとき軸荷重を一定に保っているが、軸変位の進展(と体積膨張)に伴って補正する断面積が大きくなるため、軸差応力は低下した。CASE1-3～1-6を比較すると、軸差応力-軸ひずみ関係において、サクシヨン低下開始時の軸差応力が大きいほど軟化の程度が大きく、CASE1-1のサクシヨン0kPaの排気排水三軸圧縮試験結果よりも軸差応力が低下する傾向がある。このとき体積ひずみと飽和度も、サクシヨン低下開始時の軸差応力が大きいほどCASE1-1との差が大きい。ただし、CASE1-6はサクシヨン低下開始時の軸差応力が最も小さいが、CASE1-1との飽和度の差が大きいため、再実験により検証する必要がある。

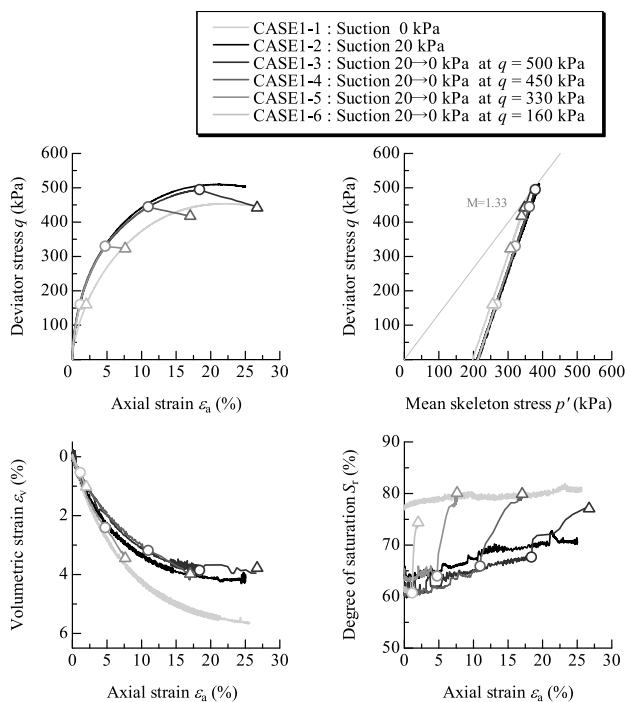


図3. 緩い不飽和シルト供試体のサクシヨン低下による吸水実験結果

図4は2.1節の手順(9)の間隙圧上昇による吸水実験結果を示す。CASE1-1・1-2とCASE1-3～

1-6のサクシオン低下過程の実験結果も破線で示し、間隙圧上昇を開始した点(サクシオン低下過程で軸変位が収束した点)を図3と同じく△で示した。間隙圧上昇過程は、軸荷重一定条件下でサクシオンを0kPaに保ったまま基底応力を低下させる過程である。サクシオン低下過程開始時の軸差応力が高いほど、間隙圧が小さい状態で軸ひずみ25%(本実験機のストローク限界)に到達し、CASE1-4、1-5、1-6の順に、間隙圧がそれぞれ280、340、400kPaで実験を終了した。まず軸差応力-軸ひずみ関係より、軸変位の進展に伴って軟化挙動を示し、骨格応力経路より、限界状態線 $q = Mp'$ に到達する辺りで急激に軸変位が進展し、

軟化する。なお、 $M=1.33$ の値はDLクレーの既往の力学試験結果[3]から決定した値であり、CASE1-1・1-2の単調三軸圧縮試験においても軸ひずみ25%で応力比が1.33となっている。次に体積ひずみ-軸ひずみ関係より、サクシオン低下過程では体積圧縮が生じていたが、間隙圧上昇過程では体積圧縮と膨張の両方が生じている。また飽和度-軸ひずみ関係より、間隙圧上昇過程ではCASE1-1のサクシオン0kPaの排気排水三軸圧縮試験結果よりも飽和度が高くなっている。

3.2 密な不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の結果

図5は2.2節の手順(6)のCASE2-3のサクシオン低下による吸水実験結果を示す。図中の○は軸荷重一定条件に変えてサクシオンを低下させた点を示す。CASE2-1と2-2のサクシオン0と20kPaの排気排水三軸圧縮試験結果も併せて示した。まずCASE2-1と2-2の結果より、サクシオン20kPaの方が0kPaより強度・剛性が大きいことがわかる。次にCASE2-3について、吸水に伴い飽和度が上昇して、軸変位の進展および軸差応力の低下(軟化)が観察された。最終的には軸変位が収束することなく、本実験機のストローク限界である軸ひずみ25%に到達して実験を終えた。図6は、サク

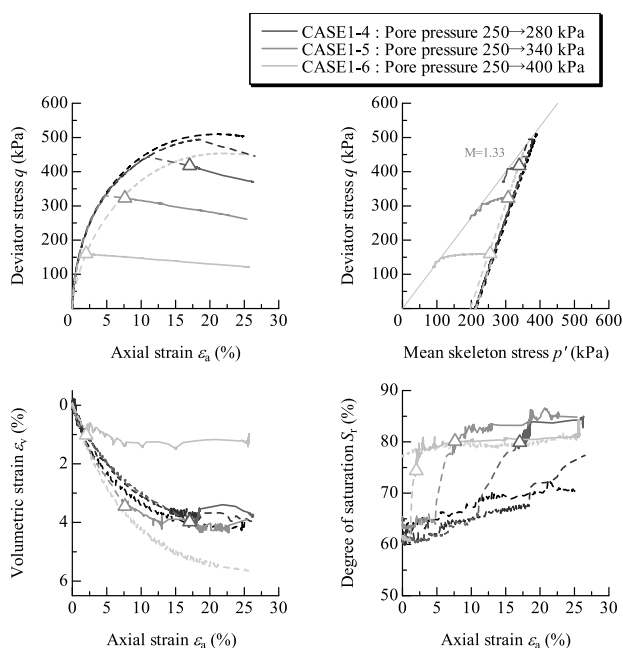


図4. 緩い不飽和シルト供試体の間隙圧上昇による吸水実験結果

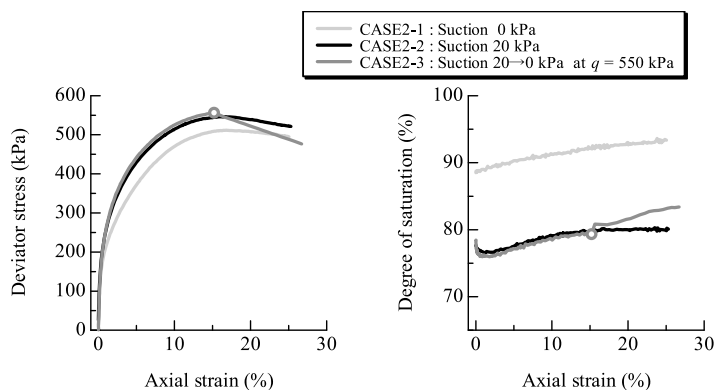


図5. 密な不飽和シルト供試体のサクシオン低下による吸水実験結果

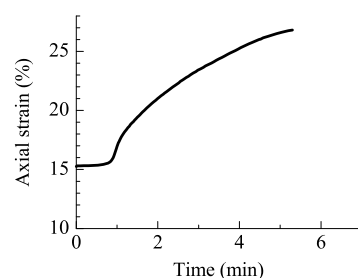


図6. サクシオン低下後の軸変位進展の様子

クションを20kPaから0kPaに低下後の軸ひずみの経時変化を示す。サクシオン低下から1分程度で急激に軸変位が生じた後、最終的には軸変位が収束しない様子が示されている。

図7は2.2節の手順(7)のCASE2-4の間隙圧上昇による吸水実験結果を示す。図8はサクシオンを20kPaから0kPaに低下した後の軸ひずみの経時変化を示す。本実験では間隙圧が665kPaあたりで本実験機のストローク限界である軸ひずみ25%に到達して実験を終えた。各図中に示す○は、各段階の開始点(前段階の終了時点)を示す。

まず、サクシオンを20kPaから0kPaに低下させる段階と、間隙圧を650kPaから660kPaに上昇させる段階において、図8より軸変位が大きく進展し、図7より著しい軟化挙動を呈していることがわかる。また、サクシオン低下段階では飽和度上昇に伴い体積圧縮している一方で、間隙圧上昇段階では飽和度変化はほぼ無く、体積膨張している。さらに、間隙圧を650kPaから660kPaに上昇させる段階は、骨格応力が限界状態線 $q = Mp'$ ($M=1.33$)の上側に位置した状態にある。

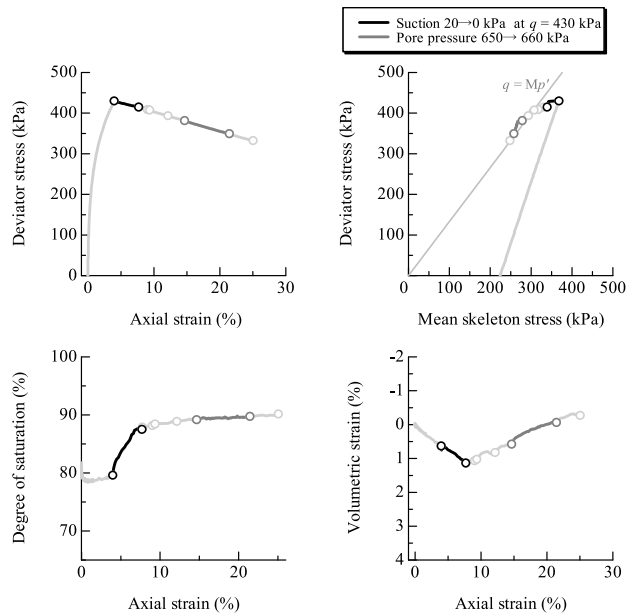


図7. 密な不飽和シルト供試体の間隙圧上昇による吸水実験結果

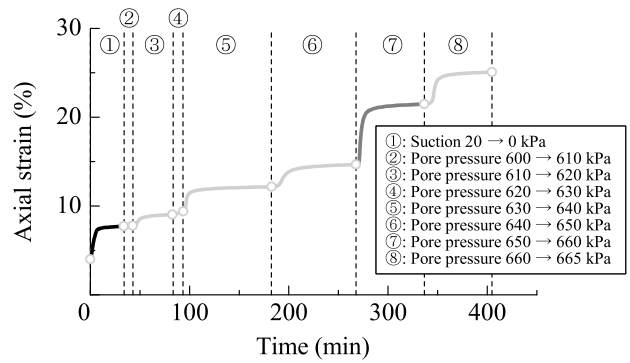


図8. サクシオン低下時および間隙圧上昇時の軸変位進展の様子

4. 数値解析

本論文では3.2節に示した密な不飽和シルト供試体の吸水破壊実験の数値解析を示す。

4.1 解析手法の概要

4.1.1 慣性力考慮の空気～水～土骨格連成有限変形解析手法 [1]

用いた解析コードは、 $\mathbf{u}-p^w-p^a$ formulationに基づき、空間離散化手法として、土骨格に有限要素法、間隙水・間隙空気Christian流[4]、または田村流[5]の物理モデルを拡張[6,7]して使い、時間離散化手法としてWilsonの θ 法[8]に準拠した方法[7]を用いている。その詳細な記述[1]は本論文では省略し、ここでは支配方程式を中心に示す。

次の式(1)、式(2)、式(3)はそれぞれ運動方程式、土骨格と間隙水の連成式、土骨格と間隙空気の連成式を示す。

$$\rho(D_s \mathbf{v}_s) = \text{div } \mathbf{T} + \rho \mathbf{b} \quad (1)$$

$$s^w \text{div } \mathbf{v}_s + \frac{1}{\rho^w} \text{div} \left[\rho^w \frac{k^w}{\gamma_w} \{-\text{grad } p^w + \rho^w \mathbf{b} - \rho^w (D_s \mathbf{v}_s)\} \right] + n(D_s s^w) + \frac{n s^w}{K_w} (D_s p^w) = 0 \quad (2)$$

$$s^a \operatorname{div} \mathbf{v}_s + \frac{1}{\rho^a} \operatorname{div} \left[\rho^a \frac{k^a}{\gamma_w} \{-\operatorname{grad} p^a + \rho^a \mathbf{b} - \rho^a (D_s \mathbf{v}_s)\} \right] + n(D_s s^a) + \frac{n s^a}{\rho^a \bar{R} \Theta} (D_s p^a) = 0 \quad (3)$$

ここで、 D_s は土骨格から見た物質時間微分を表す作用素である。 \mathbf{v}_s は土骨格の速度ベクトル、 $D_s \mathbf{v}_s$ は土骨格の加速度ベクトル、 \mathbf{T} は全Cauchy応力テンソル(引張が正)、 \mathbf{b} は単位質量あたりの物体力ベクトル、 p^w は間隙水圧(圧縮が正)、 p^a は間隙空気圧(圧縮が正)、 s^w は飽和度($s^a = 1 - s^w$)、 n は間隙率を表す。 ρ 、 ρ^w 、 ρ^a はそれぞれ土全体、水、空気の密度、 γ_w は水の単位体積重量、 k^w は透水係数、 k^a は透気係数を表す。 K_w は水の体積弾性係数、 \bar{R} は空気の気体定数、 Θ は絶対温度を示す。空気は理想気体の状態方程式に従うものとする。ただし、(i)土粒子は非圧縮性、(ii)温度変化はない、(iii)各相間の質量交換はない、と仮定する。

応力式には平均化骨格応力[9]の式(4)を用いる。

$$-\mathbf{T}' = -\mathbf{T} - (s^w p^w + s^a p^a) \mathbf{I} \quad (4)$$

\mathbf{T}' は骨格応力テンソル(引張が正)である。用いた土骨格の構成モデルについては次節で述べる。

水分特性式には次のGallipoli et al.モデル[10]を用いた。

$$S_e = \left\{ 1 + (\alpha e^\psi p^s)^n \right\}^{-m'} \quad (5)$$

ここに、 e は間隙比、 p^s はサクション、 ψ はGallipoli et al.モデルのパラメータ、 m' と n' はvan Genuchtenモデル[11]のパラメータであり、 $m' = 1 - 1/n'$ の関係を用いる。 S_e は有効飽和度であり、

$$S_e = \begin{cases} \frac{s^w - s_{\min}^w}{s_{\max}^w - s_{\min}^w} & (s^w < s_{\max}^w \text{ のとき}) \\ 1 & (s^w \geq s_{\max}^w \text{ のとき}) \end{cases} \quad (6)$$

で定義する。ここに、 s_{\max}^w は最大飽和度、 s_{\min}^w は最小飽和度である。

透水係数 k^w と透気係数 k^a の式は、Mualemモデル[12]にvan Genuchten式を適用した次式を用いる。

$$k^w = k_s^w \cdot S_e^{\frac{1}{2}} \left\{ 1 - \left(1 - S_e^{\frac{1}{m'}} \right)^{m'} \right\}^2 \quad (7)$$

$$k^a = k_d^a \cdot (1 - S_e)^{\frac{1}{2}} \left(1 - S_e^{\frac{1}{m'}} \right)^{2m'} \quad (8)$$

ここで、 k_s^w は飽和透水係数、 k_d^a は乾燥透気係数である。

初期値・境界値問題に対する解は、式(1)の3式に式(2)、式(3)、式(4)を加えた合計6式に対して、土骨格の変位成分3個と間隙水圧 p^w 、間隙空気圧 p^a 、飽和度 s^w の計6個を未知数として求める。

4.1.2 土骨格の弾塑性構成モデル

土骨格の構成モデルは、SYS Cam-clay model[13]に不飽和の効果を考慮した弾塑性モデル[3]である。京川ら[14]およびZhang and Ikariya[15]に倣って、 $v - \ln p$ 関係における正規圧密線NCLおよび限界状態線CSLの切片が不飽和化に伴い上昇する手法を導入した。このモデルの概要を述べる。

飽和度が水分特性曲線の最大飽和度 s_{\max}^w 以上のときのNCLとCSLの切片をそれぞれ N と Γ 、水分特性曲線の最小飽和度 s_{\min}^w 以下のときのNCLとCSLの切片をそれぞれ N_r と Γ_r とおき、2点間の切片を飽和度 s^w の関数 $N(s^w)$ と $\Gamma(s^w)$ として線形補完すると、次式を得る。

$$N(s^w) = N + \frac{s_{\max}^w - s^w}{s_{\max}^w - s_{\min}^w} (N_r - N) \quad (9)$$

$$\Gamma(s^w) = \Gamma + \frac{s_{\max}^w - s^w}{s_{\max}^w - s_{\min}^w} (\Gamma_r - \Gamma) \quad (10)$$

このとき、Zhang and Ikariya[15]に倣って、 $N(s^w) - \Gamma(s^w)$ は一定と仮定した。以下では、Asaoka et al[13]に倣って、弾塑性諸法則を適用すると、その結果、弾塑性構成式は最終的に次式となる。

$$\dot{\mathbf{T}}' = \mathbf{E}\mathbf{D} - \Lambda \mathbf{E} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \quad (11)$$

ここに、

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \mathbf{E} \mathbf{D} + Q \dot{s}^w}{\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \mathbf{E} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} + J \frac{MD}{p'(M^2 + \eta^{*2})} (M_s^2 - \eta^2)} \quad (12)$$

$$Q = \frac{N_r - N}{v_0 (s_{\max}^w - s_{\min}^w)} (> 0) \quad (13)$$

であり、 \mathbf{E} は弾性係数テンソル、 \mathbf{D} は土骨格のストレッチングテンソル、 Λ は塑性乗数、 f は塑性ポテンシャル、 $\dot{\mathbf{T}}'$ は客観性のある骨格応力速度テンソルであり、Green-Nagdhi (1965)[16]のCauchy骨格応力速度テンソルを用いる。また、 Λ 中の文字に関して、 $J = \det \mathbf{F}$ (\mathbf{F} は土骨格の変形勾配テンソル)、 M は限界状態定数、 D はダイレイタンシー係数、 p' は平均骨格応力、 η は応力比、 M_s はSYS Cam-clay model[13]における硬化と軟化の閾線を示す。また、 Q は京川ら[14]およびZhang and Ikariya[15]の手法を導入した結果、新たに追加される項であり、 Q 中の v_0 は計算開始時の比体積を表す。 \dot{s}^w は土骨格から見た飽和度の物質時間微分を表し、この正負も応力速度と同様に、硬化・軟化挙動や負荷基準に寄与する。具体的には、Pragerの適応条件式より、

$$\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \dot{\mathbf{T}}' + \frac{\partial f}{\partial \beta} \cdot \dot{\beta} + MD \frac{\dot{R}^*}{R^*} - MD \frac{\dot{R}}{R} + Q \dot{s}^w = \dot{\varepsilon}_v^p \quad (14)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \dot{\mathbf{T}}' = \Lambda J \frac{MD}{p'(M^2 + \eta^{*2})} (M_s^2 - \eta^2) - Q \dot{s}^w \quad (15)$$

が得られるため、 $Q > 0$ に注意すると、土が負荷状態にあるとき、飽和度の上昇($\dot{s}^w > 0$)は、式(14)より塑性圧縮を、式(15)より軟化を助長することがわかる。なお、式(14)中の $\dot{\varepsilon}_v^p$ は塑性体積速度で圧縮が正、 β は回転硬化変数、 R^* は構造の程度、 R は過圧密の程度を表し、上付き“ \cdot ”は土骨格から見た物質時間微分を表す。詳細はAsaoka et al.[13]を参照されたい。

4.2 解析条件

土骨格の構成モデルおよび水分特性モデルの材料定数はYoshikawa and Noda [3]のDLクレーの値を参考に決定した。表1は土骨格の構成モデルに関する材料定数と初期値を、表2は水分特性モデルに関する材料定数と初期値およびその他の物性値を示す。なお、2.2節に示すCASE2-3とCASE2-4で共通する手順(3)を初期状態として、一組の材料定数と初期値を用いてシミュレーションを行った。

図9は数値解析に用いた有限要素メッシュ図と境界条件を示す。簡単のため、円筒供試体の軸対称性を仮定し、重力の影響は無視した。上端は剛・摩擦のキャップの条件を表現するために節点間に束縛条件(長さ不変、角度不変)を課した。下端は、図9中に示すように、微細多孔質膜を厚さ2mmのスチールリングで固定した状態のペDESTALの条件を詳細に表現した。微細多孔質膜は二相系材料で変形しないものと仮定し、実験値と同じ透水係数(7.0×10^{-8} m/s)を与えた。空気と水に関する境界条件は、上端で吸排気、下端で吸排水を制御した。せん断時は、実験と同様に、下端を

表1. 土骨格の構成モデルに関する材料定数と初期値

弾塑性パラメータ		
$p' = 98.1, q = 0 \text{ kPa}, s^w = s_{\max}^w$ の時の CSL 上の比体積	Γ	1.88
$p' = 98.1, q = 0 \text{ kPa}, s^w = s_{\min}^w$ の時の CSL 上の比体積	Γ_r	2.005
限界状態定数	M	1.33
圧縮指数	$\tilde{\lambda}$	0.05
膨潤指数	$\tilde{\kappa}$	0.01
ポアソン比	ν	0.3
発展則パラメータ		
正規圧密土化指数	m	0.08
構造劣化指数	a	1.0
構造劣化指数	b	1.0
構造劣化指数	c	1.0
構造劣化の塑性変形の進展尺度における $-D_v^p$ と $\ D_s^p\ $ の割合	c_s	0.8
回転硬化指数	b_r	0.0
回転硬化限界定数	m_b	-
初期値		
構造の程度	$1/R_0^*$	1.1
過圧密比	$1/R_0$	1.7
応力比	η_0	0.0
異方性の程度	ζ_0	0.0

表2. 水分特性モデルに関する材料定数と初期値およびその他の物性値

水分特性モデル		
最大飽和度 %	s_{\max}^w	90.0
最小飽和度 %	s_{\min}^w	30.0
van Genuchten パラメータ kPa^{-1}	α	0.07
van Genuchten パラメータ	n'	1.87
van Genuchten パラメータ	m'	0.375
Gallipoli パラメータ	ψ	3.0
飽和透水係数 m/s	k_s^w	3.73×10^{-6}
乾燥透気係数 m/s	k_d^a	2.06×10^{-4}
初期サクシオン kPa	p_0^s	20.0
その他の物性値		
土粒子密度 g/cm^3	ρ^s	2.70
水の体積弾性係数 kPa	K_w	2.19×10^6
空気の気体定数 $\text{m}^2/\text{s}^2/\text{K}$	\bar{R}	287.04
絶対温度 K	Θ	293.15 (20°C)

鉛直方向に固定したまま上端から実験と同じ軸荷重速度または軸変位速度で圧縮した。計算結果は、供試体の見かけの要素挙動を用いて示した。すなわち実験と同様に、供試体上端における等価節点反力から軸荷重を計算し、側圧を考慮して骨格応力を算定した。このとき、結果は実験と同様に、常に円筒形を仮定して断面補正を行った。軸ひずみは軸変位をせん断直前の供試体高さで除した値である。飽和度と体積ひずみ・排水量は、各要素の値を用いて供試体全体を体積平均して算出した。

4.3 解析結果

4.3.1 密な不飽和シルト供試体のサクシオン低下による吸水試験の解析結果

図10は密な不飽和シルト供試体のサクシオン低下による吸水試験の解析結果を示す。

まず、CASE2-1とCASE2-2のサクシオン一定(0kPaおよび20kPa)の軸ひずみ速度0.01%/minの結果より、実験と同様にサクシオン0kPaより20kPaの方が強度・剛性が大きい挙動を表現できている。これは4.1.2節で述べた弾塑性構成モデルにより、サクシオン20kPaの方が飽和度が低く、強度・剛性が大きくなるためである。

次にCASE2-3の軸荷重を一定に保ったまま、サクシオン低下により吸水破壊した実験の数値解析結果について、実験と同様にサクシオン低下による吸水に伴い飽和度が上昇して、軸変位の進展および軸差応力の低下(軟化)が観察され、軸ひずみが25%を超えて収束しない様子が表現された。図11は、サクシオンを20kPaから0kPaに低下後の軸ひずみの経時変化について、実験と計算の比較を示す。解析結果においてもサクシオン低下から1分程度で急激に軸変位が生じ、実験結果をよく再現できている。図12は解析における供試体上端の速度および加速度の経時変化を示す。サク

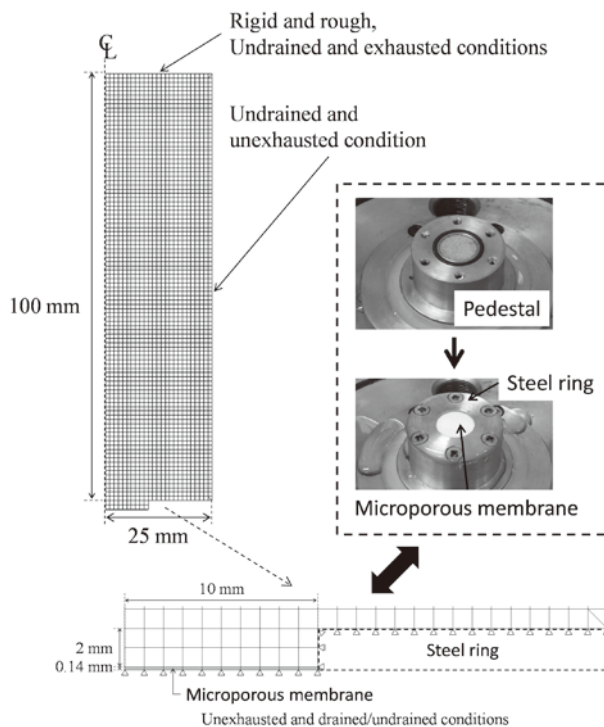


図9. 解析断面

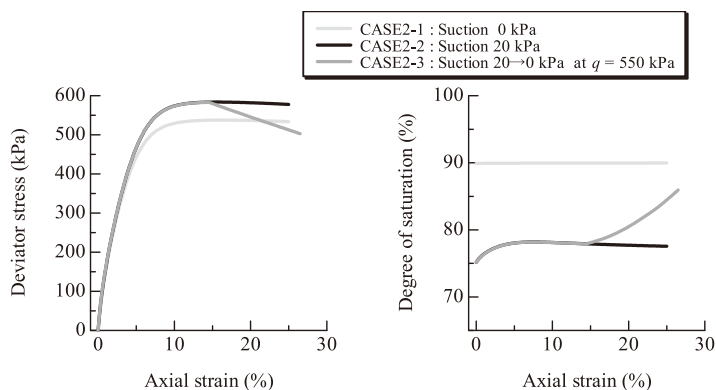


図10. 密な不飽和シルト供試体のサクシオン低下による吸水試験の解析結果

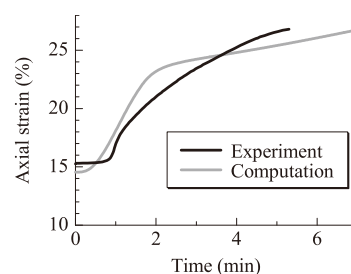


図11. サクシオン低下後の軸変位進展の比較

ション低下後すぐに速度が上昇し、加速度を伴いながら運動する様子が表現されている。このように、本実験で観察された吸水破壊挙動を表現するためには、やはり慣性力を考慮できる変形解析コードは欠かせない。

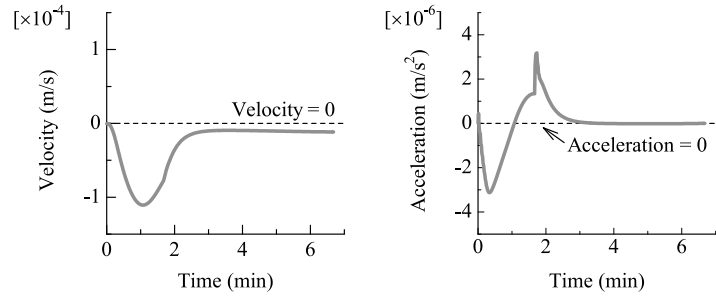


図12. サクション低下後の速度と加速度の解析結果

4.3.2 密な不飽和シルト供試体の間隙圧上昇による吸水試験の解析結果

図13は密な不飽和シルト供試体の間隙圧上昇による吸水試験の解析結果を示す。図14はサクションを20kPaから0kPaに低下した後の軸ひずみの経時変化について、実験と計算の比較を示す。実験では間隙圧が665kPaあたりで本実験機のストローク限界である軸ひずみ25%に到達して実験を終えたが、計算では間隙圧が685kPaまで実施した。各図中に示す○は、各段階の開始点(前段階の終了時点)を示す。

まず、図7の実験結果と図13の解析結果の比較より、解析結果は実験結果の特徴をよく捉えることができ

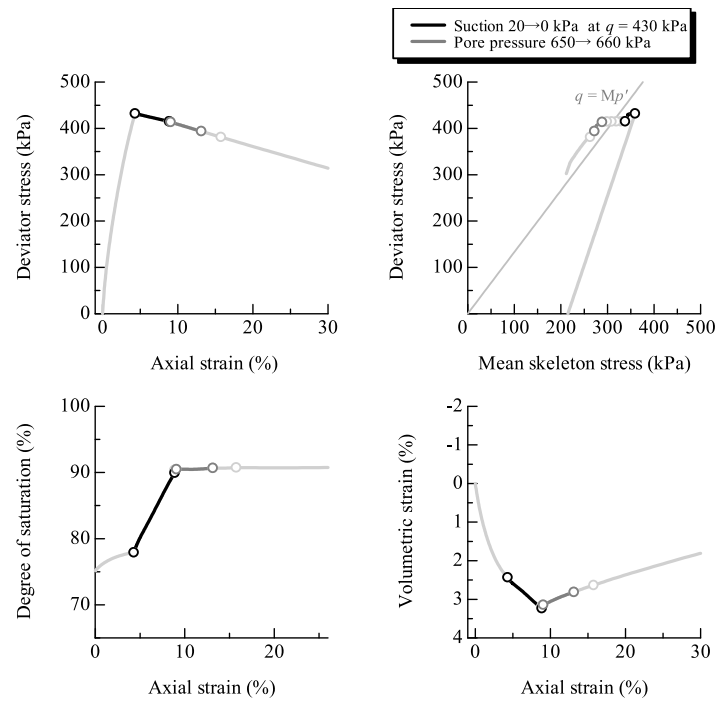


図13. 密な不飽和シルト供試体の間隙圧上昇による吸水試験の解析結果

ている。特にサクションを20kPaから0kPaに低下させる段階と、間隙圧を650kPaから660kPaに上昇させる段階において、解析においても軸変位の進展が大きく、著しい軟化挙動を呈している。また、解析においても、サクション低下段階では飽和度上昇に伴い体積圧縮し

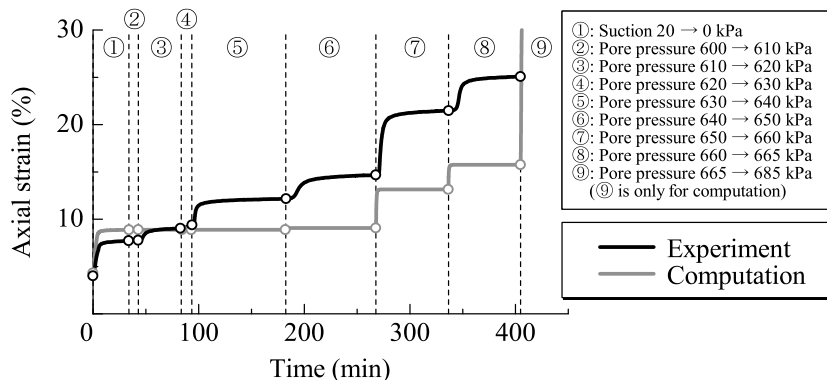


図14. サクション低下時および間隙圧上昇時の軸変位進展の比較

ている一方で、間隙圧上昇段階では飽和度変化はほぼ無く、体積膨張している。これは4.1.2節で述べた通り、サクション低下段階は飽和度上昇により塑性圧縮を伴う軟化挙動を示す一方で、間隙圧を650kPaから660kPaに上昇させる段階では、Cam-clayモデルの特徴である限界状態線 $q = Mp'$

上側の有効応力(骨格応力)状態で塑性膨張を伴う軟化挙動を示したからである。図15はサクシヨン低下段階および間隙圧を650kPaから660kPaに上昇させる段階における供試体内部の負荷状態を示す。上述の通り、前者は塑性体積圧縮を伴う軟化挙動が、後者は塑性体積膨張を伴う軟化挙動が観察され、このように供試体には異なる2種類の吸水軟化メカニズムが現れていることが明らかになった。なお、図14から、4.3.1節と同様に、最終段階で軸変位が急激に生じる様子が見られ、加速度を伴いながら運動していることがわかる。

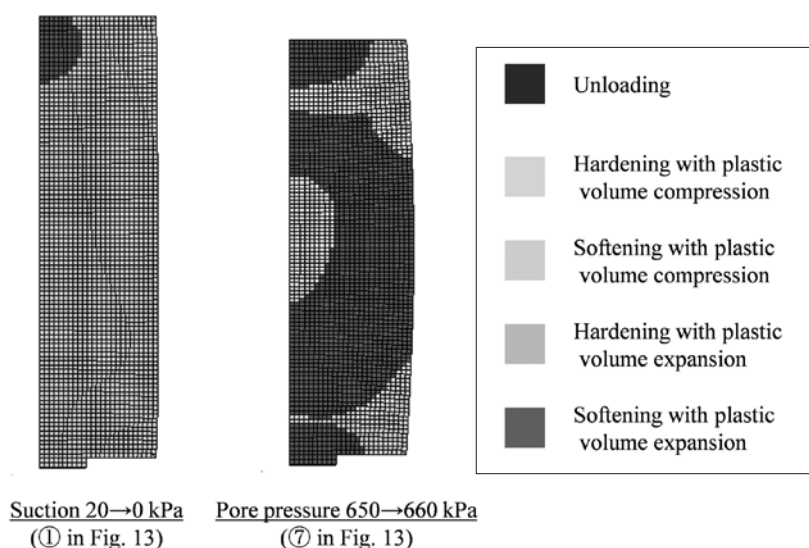


図15. 供試体内部の負荷状態の比較

5. おわりに

本研究では、非塑性シルト(DLクレ-)-の不飽和三軸供試体を軸荷重一定条件下でサクシヨン低下と間隙圧上昇により吸水破壊させる実験とその数値シミュレーションを実施して、結果の比較考察を行った。土供試体のサクシヨンをゼロまで低下(飽和度を上昇)させて破壊に至る場合と、サクシヨンをゼロに低下させた後、さらに間隙圧を上昇させて破壊に至る場合のいずれにおいても、供試体が吸水軟化を示し、軸変位が急増して破壊に至ることを示した。数値シミュレーションにおいては、慣性力考慮の空気~水~土連成有限変形解析コードにより、供試体が吸水時に軸方向加速度を伴って破壊に至る挙動の再現に成功した。また、サクシヨン低下による吸水破壊は(不飽和の効果を考慮した構成モデルが記述する)飽和度上昇(サクシヨン解消)に起因した「塑性圧縮を伴う軟化挙動」、間隙圧上昇による吸水破壊は(Cam-clayモデルの特徴である) $p' \sim q (= \eta p')$ 空間上の限界状態線上側で示す「塑性膨張を伴う軟化挙動」に基づくことを明らかにした。

参考文献

- [1] Noda, T. and Yoshikawa, T. (2015): Soil-water-air coupled finite deformation analysis based on a rate-type equation of motion incorporating the SYS Cam-clay model, Soils and Foundations, 55(1), 45-62.
- [2] Nishimura, T., Koseki, J., Fredlund, D.G. and Rahardjo, H. (2012): Microporous membrane technology for measurement of soil-water characteristic curve, Geotechnical Testing Journal, the American Society for Testing and Materials, 35(1), 201-208.
- [3] Yoshikawa, T. and Noda, T. (2020): Triaxial test on water absorption compression of unsaturated soil and its soil-water-air-coupled elastoplastic finite deformation analysis,

- Soils and Foundations, 60(5), 1151-1170.
- [4] Christian, J.T. (1968): Undrained stress distribution by numerical method, *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 94(SM6), 1333-1345.
 - [5] 赤井浩一, 田村武(1978) : 弾塑性構成式による多次元圧密の数値解析, *土木学会論文報告集*, 第269号, 95-104.
 - [6] Asaoka, A., Nakano, M. and Noda, T. (1994): Soil-water coupled behaviour of saturated clay near/at critical state, *Soils and Foundations*, 34(1), 91-106.
 - [7] Noda, T., Asaoka, A. and Nakano, M. (2008): Soil-water coupled finite deformation analysis based on a rate-type equation of motion incorporating the SYS Cam-clay model, *Soils and Foundations*, 48(6), 771-790.
 - [8] Wilson, E.L., Farhoomand, I. and Bathe, K.J. (1973): Nonlinear dynamic analysis of complex structures, *International Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 1, 241-252.
 - [9] Jommi, C. (2000): Remarks on the constitutive modelling of unsaturated soils, *Experimental Evidence and Theoretical Approaches in Unsaturated Soils* (eds. by Tarantino, A. and Mancuso, C.), Balkema, 139-153.
 - [10] Gallipoli, D., Wheeler, S.J. and Karstunen, M. (2003): Modelling the variation of degree of saturation in a deformable unsaturated soil, *Géotechnique*, 53(1), 105-112.
 - [11] van Genuchten, M. T. (1980): A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Science Society of America Journal*, 44, 892-898.
 - [12] Mualem, Y. (1976): A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media, *Water Resources Research*, 12, 513-522.
 - [13] Asaoka, A., Noda, T., Yamada, E., Kaneda, K. and Nakano, M. (2002): An elasto-plastic description of two distinct volume change mechanisms of soils, *Soils and Foundations*, 42(5), 47-57.
 - [14] 京川裕之, 菊本統, 中井照夫, Hossain Md. Shahin(2009) : サクシヨン・飽和度・密度を統一的に考慮できる不飽和土の弾塑性モデル, *応用力学論文集*, 12, 331-342.
 - [15] Zhang, F. and Ikariya, T. (2011): A new model for unsaturated soil using skeleton stress and degree of saturation as state variables, *Soils and Foundations*, 51(1), 67-81.
 - [16] Green, A.E. and Naghdi, P.M. (1965): A general theory of an elastic-plastic continuum, *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, 18, 251-281.