

# 慣性力考慮の弾塑性有限変形解析による 不飽和シルト三軸供試体の吸水破壊メカニズムの解明

Elucidation of water absorption failure mechanisms of unsaturated silt triaxial specimen through elastoplastic finite deformation analysis considering inertia force

吉川高広<sup>1)</sup>, 野田利弘<sup>2)</sup>

Takahiro Yoshikawa and Toshihiro Noda

- 1) 博(工) 名古屋大学 大学院工学研究科 助教 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町, E-mail: yoshikawa.takahiro@b.mbox.nagoya-u.ac.jp)
- 2) 博(工) 名古屋大学 大学院工学研究科 教授 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)

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 with suction 20 kPa were made absorb water by (A) reducing suction to 0 kPa at a constant axial load higher than the peak value, which was obtained separately in a displacement control triaxial compression test for suction 0 kPa, and by (B) reducing suction to 0 kPa, followed by raising pore pressure at another constant axial load lower than the peak value. 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. The analysis code incorporated the SYS Cam-clay model taking into account unsaturated effects. 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.

**Key Words** : *Elastoplastic Finite Deformation Analysis, Inertia Force, Water Absorption Failure*

## 1. はじめに

近年, 平成26年8月豪雨や平成30年7月豪雨をはじめ, 降雨による斜面や盛土の崩壊が多発している. その崩壊要因には, 不飽和土の飽和化や間隙圧上昇による強度低下, 吸水による自重の増加等が挙げられているが, 崩壊メカニズムの完全な解明までには至っていない. 一般に降雨時の斜面・盛土の崩壊予測には, 浸透解析と安定解析を組み合わせた手法が用いられる. しかし, 地盤・土構造物の崩壊メカニズム解明には, 浸透解析で得られる応力状態を用いて安全率が1.0を超えるか否かで破壊の有無を与える安定解析は全く不十分で, 降雨浸透に伴う土の変形から破壊に至る一連の過程を扱う力学体系が必要である. また, 破壊現象は加速度運動を伴うため, たとえ外力が降雨であっても, 慣性力を考慮する必要性は言うまでもない. さらに, 変形から破壊に至る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考慮する有限変形論に基づく解析手法が不可欠である.

本研究では, 以上の認識のもと, 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を二種類行うとともに, 慣性力考慮の空気~水~土連成有限変形解析コード<sup>1)</sup>による数値シミュレーションを行った. この結果,

本シミュレーションにより実験で観察された二種類の吸水破壊挙動がよく再現されたことから, 不飽和供試体の吸水破壊には二つの軟化挙動が大きく寄与していることを明らかにした.

## 2. 実験条件と計算条件

### (1) 実験条件

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<sup>2)</sup>を用いて水圧を, 上端では撥水性のポリプロピレ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) である. 不飽和三軸供試体に対して, 次に示す(A)と(B)の二種類の吸水破壊試験を実施した.

### 実験(A) サクション低下による吸水破壊試験

本実験は不飽和地盤・土構造物の降雨による飽和化過程を想定した実験で, 手順を次に示す. (i) 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. (ii) 排気非排水条件下で供試体を三軸試験機に設置し, セル圧を800kPaまで上昇させる (基

底応力800kPa)。(iii) 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580kPa(サクシオン20kPa)で、間隙比は0.85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排水条件に変えた。(iv) 側圧一定の排気排水条件下で定率軸荷重速度0.8N/minで軸ひずみ15%まで三軸圧縮する。(v) 軸荷重を一定に保ち、水圧を600kPaまで上昇させ(サクシオン0kPa)、吸水破壊させた。なお、本試験とは別に、手順(iii)の後で水圧を調節し、サクシオンが0kPaおよび20kPa一定で排気排水三軸圧縮試験も、軸ひずみ速度0.01%/minで行った。これらの実験結果は3章で述べる。

#### 実験(B) 間隙圧上昇による吸水破壊試験

本実験は不飽和地盤・土構造物が降雨による飽和化後にさらなる吸水で間隙圧が上昇し、サクシオンだけでなく基底応力の低下も想定した実験である。手順を次に示す。実験(A)と(i)~(iii)の過程は同じである。(iv) 側圧一定の排気排水条件下で軸荷重速度0.8N/min一定で軸ひずみ4%まで三軸圧縮する。(v) 軸荷重を一定に保ったまま、水圧を600kPaまで上昇させて(サクシオン0kPa)、吸水させる。この段階では破壊に至らなかった。(vi) 軸荷重を一定に保ったまま、空気圧と水圧を同時に(サクシオンを0kPaに保ったまま)上昇させて、吸水破壊させた。実験結果は4章で述べる。

#### (2) 計算条件

本研究で用いる慣性力を考慮する空気~水~土連成有限変形解析コード<sup>[1]</sup>に搭載した土骨格の構成モデルは、著者らの研究グループで開発されたSYS Cam-clay model<sup>[3]</sup>に不飽和の効果を考慮した弾塑性モデル<sup>[4]</sup>である。京川ら<sup>[5]</sup>およびZhang and Ikariya<sup>[6]</sup>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。まずは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 $\Gamma$ 、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 $\Gamma_r$ 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。

$$N(s^w) = N + \frac{s_{max}^w - s^w}{s_{max}^w - s_{min}^w} (N_r - N) \quad (1)$$

$$\Gamma(s^w) = \Gamma + \frac{s_{max}^w - s^w}{s_{max}^w - s_{min}^w} (\Gamma_r - \Gamma) \quad (2)$$

このとき、Zhang and Ikariya<sup>[6]</sup>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<sup>[3]</sup>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。

$$\dot{\mathbf{T}} = \mathbf{E}\mathbf{D} - \Lambda \mathbf{E} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \quad (3)$$

ここに、

$$\Lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \mathbf{E}\mathbf{D} + Q\dot{s}^w}{\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \mathbf{E} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} + J \frac{MD}{p'(M^2 + \eta^{*2})} (M_s^2 - \eta^2)} \quad (4)$$

$$Q = \frac{N_r - N}{v_0 (s_{max}^w - s_{min}^w)} (> 0) \quad (5)$$

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、 $\Lambda$ は塑性乗数、 $f$ は塑性ポテンシャル、 $\mathbf{T}'$ は骨格応力テンソル<sup>[7]</sup>、 $\dot{\mathbf{T}}'$ は客観性のある骨格応力速度テンソルを示す。なお骨格応力テンソル $\mathbf{T}'$ は、

$$\begin{aligned} -\mathbf{T}' &= -\mathbf{T} - (s^w p^w + s^a p^a) \mathbf{I} \\ &= -\mathbf{T} - p^a \mathbf{I} + s^w (p^a - p^w) \mathbf{I} \end{aligned} \quad (6)$$

であり、 $\mathbf{T}$ は全応力テンソル、 $\mathbf{I}$ は単位テンソル、 $p^w$ は間隙水圧、 $p^a$ は間隙空気圧であり、 $\mathbf{T}'$ と $\mathbf{T}$ は引張を正、 $p^w$ と $p^a$ は圧縮を正とする。 $-\mathbf{T} - p^a \mathbf{I}$ が基底応力テンソルである。また、 $\Lambda$ 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、 $\eta$ は応力比、 $M_s$ はSYS Cam-clay model<sup>[3]</sup>における硬化と軟化の閾線を示す。また、 $Q$ は京川ら<sup>[5]</sup>およびZhang and Ikariya<sup>[6]</sup>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、

$$\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \dot{\mathbf{T}}' + \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\beta}} \cdot \dot{\boldsymbol{\beta}} + MD \frac{\dot{R}^*}{R^*} - MD \frac{\dot{R}}{R} + Q\dot{s}^w = \dot{\varepsilon}_p^v \quad (7)$$

$$\frac{\partial f}{\partial \mathbf{T}'} \cdot \dot{\mathbf{T}}' = \Lambda J \frac{MD}{p'(M^2 + \eta^{*2})} (M_s^2 - \eta^2) - Q\dot{s}^w \quad (8)$$

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(7)より塑性圧縮を、式(8)より軟化を助長することがわかる。なお、式(7)中の $\dot{\varepsilon}_p^v$ は塑性体積速度で圧縮が正、 $\boldsymbol{\beta}$ 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.<sup>[3]</sup>を参照されたい。

土骨格の構成モデルおよび水分特性モデル<sup>[8]</sup>の材料定数はYoshikawa et al.<sup>[9]</sup>のDLクレイの値を参考に決定した。なお、2.(1)の実験(A)と(B)で共通する手順(iii)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-1は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-1中に示すように、微細多孔質膜を厚

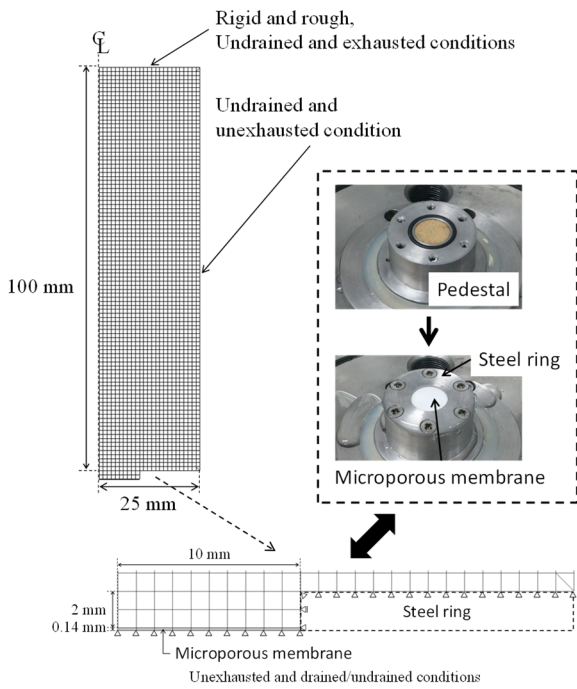


図-1 解析断面

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 ( $7.0 \times 10^{-8} \text{ m/s}$ ) 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。

### 3. サクシオン低下による吸水破壊試験 (実験(A))

図-2と図-3はそれぞれ実験結果と計算結果を示す。まず、サクシオン一定 (0kPaおよび20kPa) の軸ひずみ速度 0.01%/minの変位制御の実験結果より、サクシオン0kPaより20kPaの方が強度・剛性が大きく、計算結果もその違いを表現できている。これは2.(2)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。

次にサクシオン20kPaの場合に、ピーク強度を示した軸ひずみ15%まで軸荷重速度一定で三軸圧縮した後、軸荷重を一定に保ったまま、サクシオンを20kPaから0kPaに低下した試験について述べる。まず実験では、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

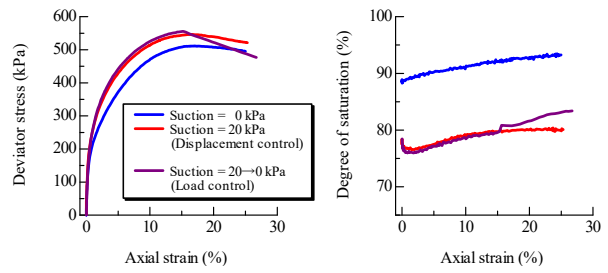


図-2 サクシオン低下による吸水破壊の実験結果

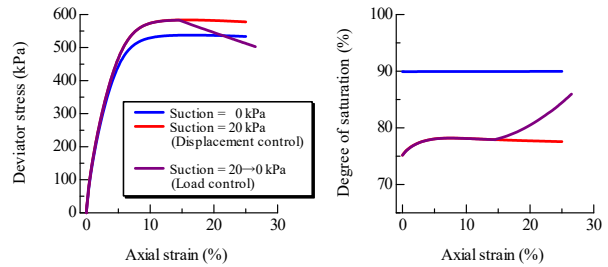


図-3 サクシオン低下による吸水破壊の計算結果

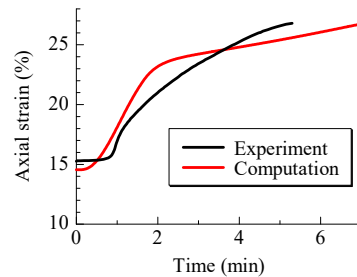


図-4 サクシオン低下後の軸変位進展の様子

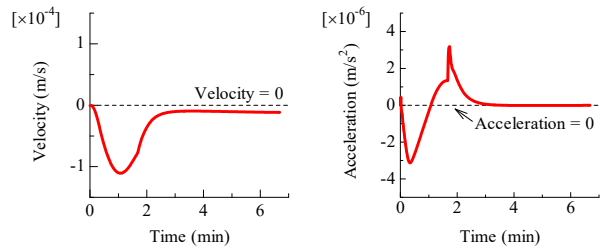


図-5 サクシオン低下後の速度と加速度の計算結果 (加速度を伴って破壊に至る)

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。最終的には軸変位が収束することなく、本実験機のスโตรーク限界である軸ひずみ25%に到達して実験を終えた。一方で、計算においても実験と同様に、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-4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。実験ではサクシオン低下から1分程度で急激に軸変位が生じ、計算においてもその様子をよく再現できている。図-5は、計算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。サクシオ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。

#### 4. 間隙圧上昇による吸水破壊試験（実験(B)）

前章では軸ひずみ15%において軸荷重を一定に保ち、サクシオンを低下させる吸水破壊試験を実施したが、本章では軸ひずみが比較的小さい4%で（図-2のサクシオン0kPaの排気排水試験の軸差応力のピークよりも前の段階で）軸荷重を一定に保ち、吸水破壊させる試験を行った。図-6と図-7はそれぞれ実験結果と計算結果を示す。図-8は軸ひずみ4%でサクシオンを20kPaから0kPaに低下した後の軸ひずみの経時変化について、実験と計算の比較を示す。図-8に示すように、サクシオンを0kPaまで低下後、空気圧と水圧を同時に（サクシオンを0kPaに保ったまま）上昇させることで、基底応力を200→190→180→…と低下させていった。なお、実験では基底応力135kPaあたりで本実験機のスローク限界である軸ひずみ25%に到達して

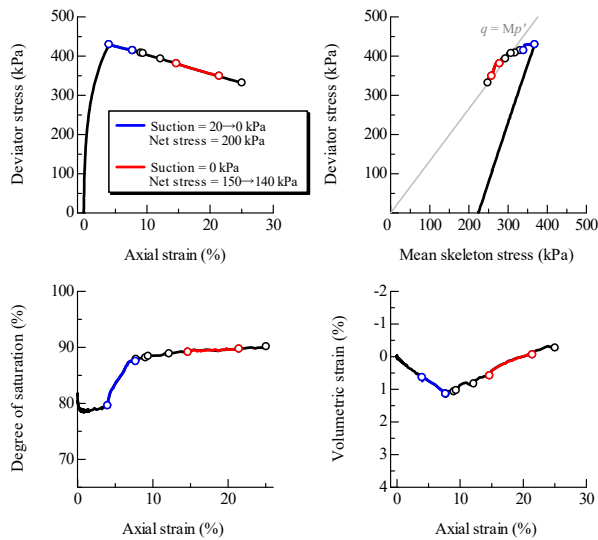


図-6 間隙圧上昇による吸水破壊の実験結果

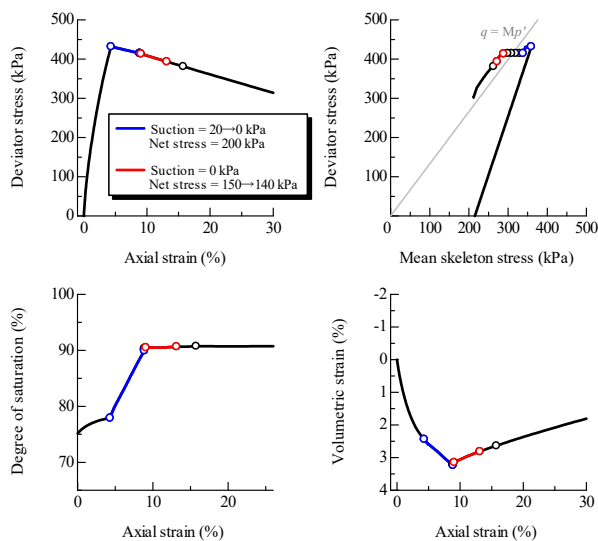


図-7 間隙圧上昇による吸水破壊の計算結果

実験を終えたが、計算では基底応力115kPa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-6の実験結果と図-7の計算結果の比較より、計算結果は実験結果の特徴をよく捉えることができていくことがわかる。特に図中に青色で示したサクシオンを20kPaから0kPaに低下させる段階と、赤色で示した間隙圧を上昇させて基底応力を150kPaから140kPaに低下させる段階において、実験と計算の両方で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、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。これは2.(2)で述べた通り、サクシオ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、間隙圧を上昇させて基底応力を150から140kPaに低下させる段階では、Cam-clayモデルの特徴である限界状態線 $q = M_p'$ 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-9はサクシオン低下段階および基底応力150kPaから140kPaへの低下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-8から、3章と同様に、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。

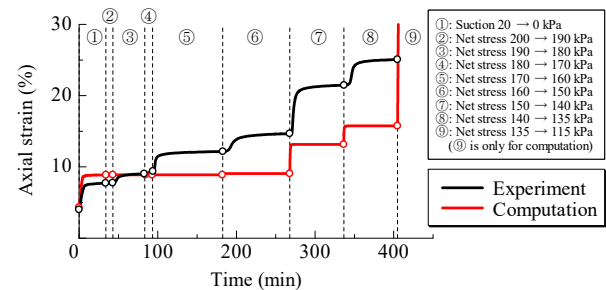


図-8 サクシオン低下時および間隙圧上昇時の軸変位進展の様子

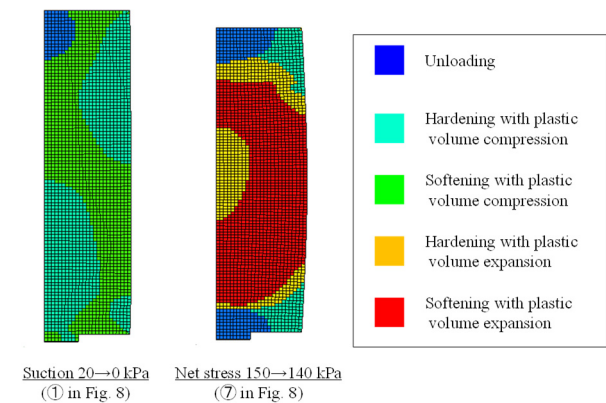


図-9 供試体内部の負荷状態の比較

## 5. おわりに

本論文では、不飽和シルト三軸供試体を用いて、サクシオン0 kPaの排気排水変位制御圧縮試験で得られる軸差応力のピークに着目し、三軸圧縮過程中に荷重一定条件に変えて行った次の二種類の吸水試験と、その数値シミュレーションの結果について比較考察した。(A)このピークを越えた段階で荷重一定のままサクシオンを低下(飽和度を上昇)させる場合と、(B)このピーク前の段階で荷重一定のままサクシオンをゼロまで低下させた後、さらに間隙圧を上昇させる場合の実験においては、(A)、(B)いずれも、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<sup>[1]</sup>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も成功した。この比較から、(A)では(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(サクシオン解消)に起因した「塑性圧縮を伴う軟化挙動」、(B)では(Cam-clayモデルの特徴である) $p' \sim q (=np')$ 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。

今後は、実地盤・土構造物を対象とした吸水破壊メカニズムの解明に取り組んでいきたい。

謝辞: JSPS科研費17H01289の助成を受けた。

### 参考文献

- [1] Noda, T. and Yoshikawa, T.: 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, 2015.
- [2] Nishimura, T., Koseki, J., Fredlund, D.G. and Rahardjo,

H.: Microporous membrane technology for measurement of soil-water characteristic curve, *Geotechnical Testing Journal*, the American Society for Testing and Materials, 35(1), 201-208, 2012.

- [3] Asaoka, A., Noda, T., Yamada, E., Kaneda, K. and Nakano, M.: An elasto-plastic description of two distinct volume change mechanisms of soils, *Soils and Foundations*, 42(5), 47-57, 2002.
- [4] Yoshikawa, T. and Noda, T.: 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, 2020.
- [5] 京川裕之, 菊本統, 中井照夫, Hossain Md. Shahin : サクシオン・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, 2009.
- [6] Zhang, F. and Ikariya, T.: A new model for unsaturated soil using skeleton stress and degree of saturation as state variables, *Soils and Foundations*, 51(1), 67-81, 2011.
- [7] Jommi, C.: 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, 2000.
- [8] Gallipoli, D., Wheeler, S.J. and Karstunen, M.: Modelling the variation of degree of saturation in a deformable unsaturated soil, *Geotechnique*, 53(1), 105-112, 2003.
- [9] Yoshikawa, T., Noda, T. and Kodaka, T.: Effects of air coupling on triaxial shearing behavior of unsaturated silty specimens under constant confining pressure and various drained and exhausted conditions, *Soils and Foundations*, 55(6), 1372-1387, 2015.