

飽和度の上昇に伴う不飽和砂質土のせん断変形機構に関する研究 Study on the Shear Deformation of Unsaturated Sandy Soil with Increase of Degree of Saturation

笹原 克夫*
Katsuo SASAHARA

Abstract

In order to examine the suction-strain relations, suction unloading tests with constant axial and lateral pressure in an unsaturated triaxial compression test apparatus were carried out. As results, following facts were made clear. As suction decreases, principal strains becomes larger and strain increment also becomes larger. And if principal stress ratio and mean principal stress becomes larger, principal strains progress in larger suction region. This relation can be converted into that of degree of saturation to shear strain. In this case, effect of increase of principal stress ratio to progress of shear strain is larger than that of mean principal stress. Next, in order to predict suction-strain relation, constitutive equation for unsaturated sandy soil was proposed. The equation is a stress-strain relation on CMP, with stress correction with homogeneous bond stress on σ -axis originated from suction in the equation. This new model could simulate the results of suction unloading tests well, so the model is thought to be able to predict suction-strain relation of unsaturated sandy soil.

キーワード: 不飽和土, サクション, せん断ひずみ, 不飽和三軸圧縮試験, 構成式

1. はじめに

平成5年6~9月に鹿児島県では豪雨によるしらすのり面・斜面の崩壊が多発し、人命・家屋・公共施設等に多大な被害をもたらしたり。崩壊した切土のり面の多くは勾配60°以上であり、自然斜面でも特に高度差の大きなものでは勾配が60°以上のものも少なくなかった。また人工降雨による砂質斜面崩壊実験の結果によると、特に勾配の大きな状態では、すべり面が地下水位より高い位置に発生したり、地下水位の存在しない状態で崩壊が発生したりすること^{2),3),4)}が確認されている。また地下水位の発生しない不飽和状態においても、斜面中の飽和度が上昇するにつれてせん断ひずみが蓄積していくことを確認した報告^{3),4)}もある。

これらの不飽和砂質斜面の崩壊発生機構については、主に土中水分量の増加に伴う土のせん断強度の低下と、それに起因する斜面不安定化についての土質力学的解析事例^{5),6)}がいくつかある。しかし土中水分量の増加による不飽和砂質斜面のせん断変形の進行と破壊のメカニズムに関する検討は筆者らによるもの³⁾がある程度である。従来より崩壊前の斜面の変形は第1~3次クリープに区別され、2次・3次クリープ段階での崩壊予測手法も提案されている^{7),8)}が、例えば地すべりの時間依存的な変形

の進行と、降雨による土中水分量の増加に伴う変形の進行に対して同一の解釈をしているなど、現象論的議論であることは否めない。

本研究では、まず不飽和三軸圧縮試験装置を用いたサクション除荷(つまり飽和度上昇)試験を行って、不飽和砂質土のせん断変形の進行について検討する。次に松岡の提案したCMP面上で定義する土の構成式に基づき、不飽和砂質土のサクション除荷に伴うひずみの進行の予測モデルを提案し、その妥当性について検討するものである。つまり本研究では不飽和砂質斜面の崩壊発生機構のみならず、上述のクリープ理論で解釈されてきた降雨による斜面の変形と予測についての力学的根拠を与えるものである。

2. 不飽和砂質土のサクション除荷試験

2.1 概要

不飽和土の力学特性はサクションに支配されると考えられる⁹⁾ことから、サクション制御可能な不飽和三軸圧縮試験装置を用いた、サクション除荷試験を実施し、異なる応力条件の下でのある砂質土のサクション除荷(飽和度上昇)に伴うひずみの進行について検討した。

2.2 実験方法

2.2.1 実験装置

本実験で用いた不飽和試験用三軸圧縮試験装置(図一

* インドネシア砂防技術センター

1) は以前も筆者らの検討⁹⁾ で用いられている。以下にその特徴を簡潔に示す。

1) 供試体内のサクシオンは以下の(1)式で与えられる。

$$S = U_a - U_w \dots\dots\dots(1)$$

S は載荷サクシオン, U_a 及び U_w は供試体内間隙気圧及び水圧である。本装置では所定のサクシオンを載荷するために、図中③の下部ペダスタルを大気圧に解放して間隙水圧を 0 とし、図中②の上部ペダスタルからサクシオン値に等しい正の間隙空気圧を載荷した。

2) 試料の体積変化は給排水のみならず給排気及び供試体中の空気の圧縮・膨張によっても発生する。よってその体積変化は供試体からの給排水からではなく、三軸セル内の水位差より求めた。三軸セル内の水位差は、図中④のスタンドパイプ内の水位を試験開始前水位に設定して基準水位とし、それとの水位差を差圧計で計測した。

2.2.2 実験用試料

すでに使用され、力学的特性が既知である混合土⁹⁾ を用いた。これは利根川砂, DL クレー, カオリンを重量比

75:15:10 の割合で混合したものである。その物理特性を表-1 に示す。

2.2.3 実験方法及び条件

実験は表-2 に示す 3 ケースを行った。まず相対密度 $Dr = 80$ (%) , サクシオン $S = 0.8$ (kgf/cm²) を目標に作成した供試体を装置内にセットし、各ケースの側圧 σ_3 とサクシオン $S = 0.8$ (kgf/cm²) を載荷して等方圧密した。その後所定の軸圧 σ_1 までひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1 = 0.017$ (%) で排水状態でせん断し、各ケース毎の応力状態に設定した。その後には 4 段階のサクシオン除荷を行った。表-2 には各ケースの応力条件, 供試体の初期状態及び排水せん断での応力条件設定後の状態を表す。サクシオン除荷の 1 段階毎に、サクシオン除荷に伴う給水速度が小さく、この吸水の遅れによると考えられるクリープ変形が長時間継続した。このクリープ変形がほぼ落ち着いた段階で 1 段階のサクシオン除荷終了とした。

以下の検討では前報⁹⁾ に従い、有効応力及びサクシオンを以下の式で表す。

$$\sigma = \sigma_t - u_a \dots\dots\dots(1)$$

$$S = u_a - u_w \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 σ , σ_t , u_a はそれぞれ有効応力, 全応力, 間隙気圧, そして S , u_w はサクシオン, 間隙水圧である。

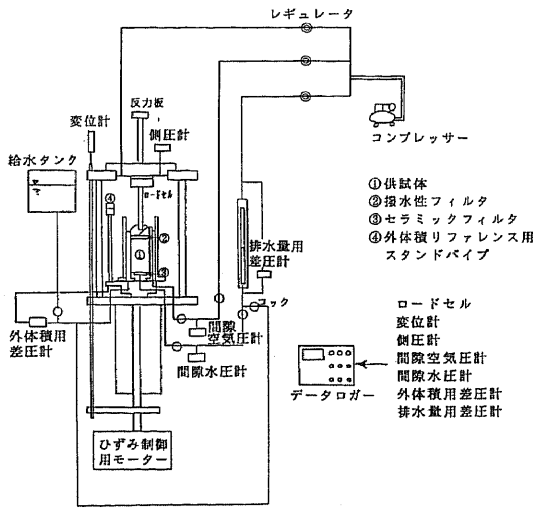


図-1 不飽和土用三軸圧縮試験装置

Fig. 1 Triaxial compression apparatus for unsaturated soil

表-1 試料土の物理特性

Table 1 Physical properties of the soil for the test

Density of soil particle	(g/cm ³)	2.698
Particle size distribution of the soil for tests	Maximum diameter D _{max} (mm)	2.000
	60% diameter D ₆₀ (mm)	0.197
	50% diameter D ₅₀ (mm)	0.152
	30% diameter D ₃₀ (mm)	0.0668
	10% diameter D ₁₀ (mm)	0.0077
	Uniformity coefficient U _c	25.58
Maximum and Minimum dry unit weight of the soil for tests	Maximum dry unit weight (gf/cm ³)	1.791
	Minimum dry unit weight (gf/cm ³)	1.151

表-2 サクシオン除荷試験の試験条件と供試体諸元

Table 2 Test conditions of suction unloading test and conditions of specimens

Case	Stress conditions for each experimental case				Initial conditions of specimens (before consolidation)					Conditions of specimens after set at each stress condition			
	σ_1 (kgf/cm ²)	σ_3 (kgf/cm ²)	σ_m (kgf/cm ²)	z	e ₀	W ₀ (%)	Sr ₀ (%)	Dr ₀ (%)	S ₀ (kgf/cm ²)	e _c	W _c (%)	Sr _c (%)	Dr _c (%)
1	3.5	1.0	1.83	3.5	0.654	5.2	21.5	82	0.886	0.643	5.6	23.5	84
2	2.1	0.6	1.1	3.5	0.654	4.9	20.5	81	0.863	0.634	5.7	23.0	85
3	2.82	1.34	1.83	2.1	0.658	5.0	20.5	82	0.850	0.604	5.4	24.1	88
Steps of suction unloading for all cases				0.8→0.6→0.4→0.2→0.1 (kgf/cm ²)									

2.3 実験結果及び解析

2.3.1 サクシオン除荷に伴う主ひずみの増加

サクシオン除荷に伴う主ひずみ ϵ_1, ϵ_3 の増加について、(1)平均主応力 σ_m , (2)主応力比 z の異なる場合の結果を図-2 で比較した。サクシオン S を除荷するにつれひずみが進行すると共に、サクシオンの変化に対するひずみ増分も大きくなることわかる。次に平均主応力 σ_m , 主応力比 z が大きくなるとひずみ増分が大きくなるが、今回の条件では、主応力比 z が変化したときの方がひずみ増分が大きいことがわかる。

2.3.2 飽和度の上昇に伴うせん断ひずみの増加

軸対称条件下での偏差ひずみ γ をせん断ひずみに相当すると考え、各ケース・各段階毎の ϵ_1, ϵ_3 より γ を以下の(3)式で求めた。このせん断ひずみ γ と各ケース・

$$\gamma = \frac{2}{3} (\epsilon_1 - \epsilon_3) \dots\dots\dots(3)$$

各サクシオン段階毎の飽和度 S との関係は(1)平均主応力 σ_m , (2)主応力比 z の異なるケース毎に比較したものが図-3 である。この図より以下の事柄がわかる。まず飽和度の増加と共にせん断ひずみが進行する。次に平均主応力 σ_m 及び主応力比 z が大きくなると、ある同一の飽和

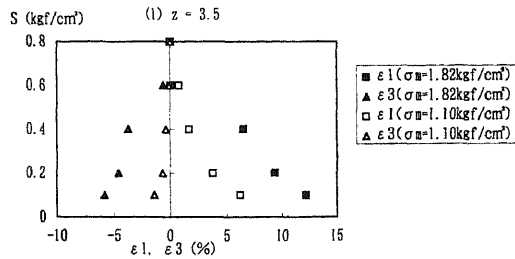


図-2 (1) 平均主応力 σ_m の異なる場合のサクシオン S -主ひずみ ϵ_1, ϵ_3 の比較

Fig. 2 (1) Relation between suction 'S' and principal stresses ϵ_1, ϵ_3 under (1) different mean principal stress ' σ_m '

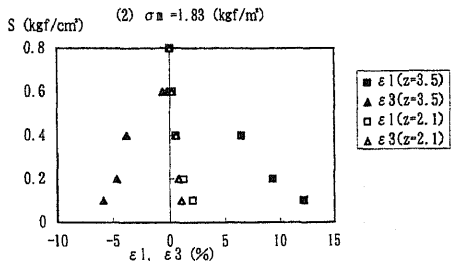


図-2 (2) 主応力比 z の異なる場合のサクシオン S -主ひずみ ϵ_1, ϵ_3 の比較

Fig. 2 (2) Relation between suction 'S' and principal stresses ϵ_1, ϵ_3 under different principal stress ratio ' z '

度でのせん断ひずみが大きくなる。

ここで平均主応力 σ_m 及び主応力比 z が、飽和度の上昇 (またはサクシオンの減少) に伴うせん断ひずみの進行に与える影響の大きさについて評価する。方法としては、まず Case-1 と Case-3 のひずみ増分の差を Case-1 のひずみ増分で正規化した値と、Case-1 と Case-3 の平均主応力 σ_m の差を Case-1 の平均主応力で正規化した値を求め、その比が平均主応力がせん断ひずみの進行に与える影響を表すと考えた。Case-1 と Case-2 についても同様に正規化したひずみ増分差と、主応力比の差の比をとり、それが主応力比がせん断ひずみの進行に与える影響と考えた。各ケースのひずみ増分については、サクシオン S を 0.8 (kgf/cm²) から 0.1 (kgf/cm²) まで除荷した場合のせん断ひずみ γ の増分とした。結果を表-3 に示す。これより主応力比が変化の影響が平均主応力の変化の影響より大きいことがわかる。

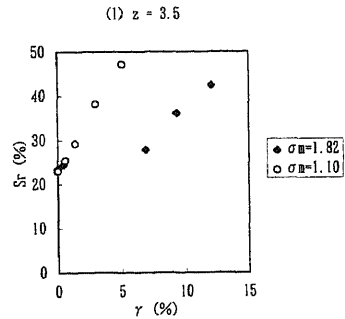


図-3 (1) 平均主応力 σ_m の異なる場合の飽和度 S_r -せん断ひずみ γ の比較

Fig. 3 (1) Relation between degree of saturation ' S_r ' and shear strain ' γ ' under different mean principal stress ' σ_m '

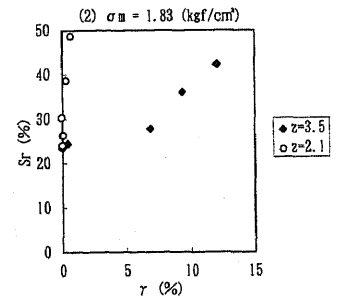


図-3 (2) 主応力比 z の異なる場合の飽和度 S_r -せん断ひずみ γ の比較

Fig. 3 (2) Relation between degree of saturation ' S_r ' and shear strain ' γ ' under different principal stress ratio ' z '

表-3 (1)平均主応力 σ_m , (2)主応力比 z がサクシオン除荷に伴うせん断ひずみ進行に与える影響

Table 3 Influence of (1) mean principal stress ' σ_m ', (2) principal stress ratio ' z ' to increase of shear strain with decrease of suction

	X_1	X_2	$Rx=(X_1-X_2)/X_1$	γ_1	γ_2	$R\gamma=(\gamma_1-\gamma_2)/\gamma_1$	$R\gamma/Rx$	Reference
σ_m	1.83	1.1	0.40	12.03	5.076	0.5779	1.45	X_1, X_2 : Value of σ_m at Case-1,2 γ_1, γ_2 : γ at Case-1,2
z	3.5	2.1	0.4	12.03	0.6779	0.9436	2.36	X_1, X_2 : Value of z at Case-1,3 γ_1, γ_2 : γ at Case-1,3

3. サクシオン除荷に伴うせん断変形進行に関する理論的検討

3.1 概説

本章では、松岡の提案した複合滑動 (CMP) 面⁹⁾ 上で定義する土の構成式に基づく、不飽和砂質土のサクシオン除荷に伴うひずみの進行の予測モデルを提案し、前章のサクシオン除荷試験結果への適用を試みる。

Cam-clay model¹⁰⁾ に代表される土の構成式は軸対称条件、つまり主応力軸の固定された応力・ひずみ空間上で定義されている。しかし現実の斜面中の土の挙動を考えると、平面ひずみ状態での主応力軸の回転を伴うせん断 (単純せん断) を考えねばならない。今回の実験は軸対称条件下で行われるが、将来実際の斜面中の土の挙動を扱うための第一歩として、ここで三軸圧縮試験などの主応力軸固定状態のせん断と、直接せん断や単純せん断などの主応力軸の回転を伴うせん断を統一的に扱う CMP 上での構成式を考える。

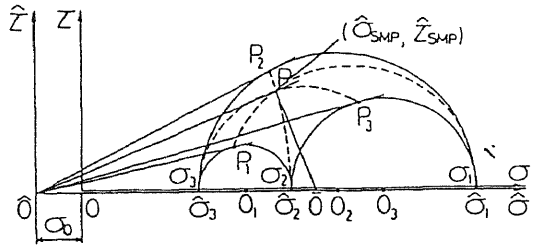
また変形がある程度進行すると、変形は応力経路に依存するようになる。あるいは応力は変形経路に依存する。よって応力とひずみを 1 対 1 に関係づけることはできない。そこで刻々の応力の微小変化 (応力増分) とそれによる微小変形 (ひずみ増分) を関係づけることとなる。つまり応力増分とひずみ増分の間に構成式を考える

3.2 複合滑動面上で定義した応力・ひずみ関係

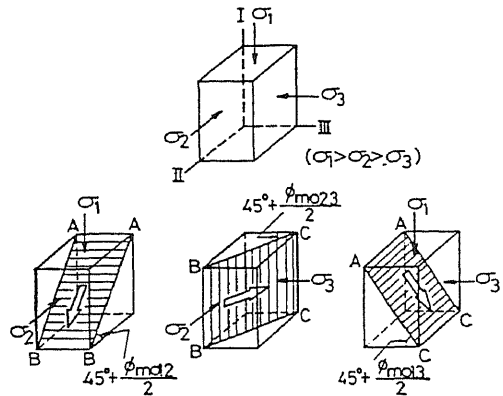
3.2.1 複合滑動面 (CMP) 上で定義した応力・ひずみ⁹⁾

図-4(a)に相異なる 3 主応力下の 3 個モール円を示す。原点からの直線が 3 個のモール円に接する点 (P_1, P_2, P_3) はそれぞれの 2 主応力間 ($\sigma_2 \sim \sigma_3, \sigma_1 \sim \sigma_3, \sigma_1 \sim \sigma_2$) でせん断・垂直応力比 (τ/σ) が最大となる面上の応力状態に対応する。粒状体の変形・破壊を粒子間のすべり、つまり摩擦則に支配されると考えると、この面上が粒子の最も滑動しやすい面と考えることができ、滑動面と呼ぶ。従って 3 主応力下では各 2 主応力間で定義される 3 つの 2 次元の滑動面 (図-4(b)の AB, BC, AC 面で表され、各々図-4(a)の点 P_3, P_1, P_2 の応力状態に対応する。) を総称して複合滑動面 (CMP) と呼ぶ。

ここで図-5 に示すような 2 次元の主ひずみ増分を定義する。すなわち $\sigma_1 \sim \sigma_3$ 間の ϵ_1 方向の 2 次元の主ひずみ増分を $\epsilon_{1(13)}$, σ_3 方向のそれを $\epsilon_{3(13)}$ とする。 $\sigma_1 \sim \sigma_2$



(a) Mohr's stress circle and bond stress



(b) Three 2-dimensional mobilized planes

図-4 3 主応力下の (a) Mohr 応力円とボンド応力, (b) 3 つの 2 次元滑動面

Fig. 4 (a) Mohr's stress circle and bond stress, (b) Three 2-dimensional mobilized planes under three principal stress.

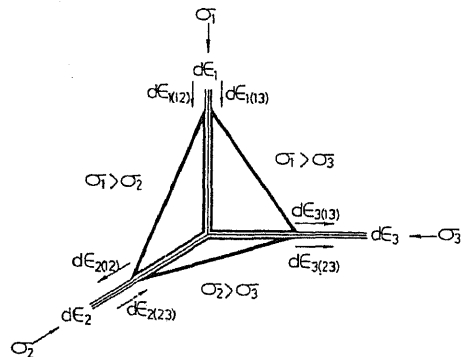


図-5 各 2 主応力間の 2 次元の主ひずみ増分

Fig. 5 2-dimensional strain increments between each two principal stress planes

間で $\epsilon_{1(12)}$ と $\epsilon_{2(12)}$, $\sigma_2 \sim \sigma_3$ 間でも $\epsilon_{2(23)}$ と $\epsilon_{3(23)}$ と同様に呼ぶこととし, 2次元的な主ひずみ増分の重ね合わせを認めると以下の式を得る。

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_1 &= d\epsilon_{1(12)} + d\epsilon_{1(13)} \\ d\epsilon_2 &= d\epsilon_{2(12)} + d\epsilon_{2(23)} \\ d\epsilon_3 &= d\epsilon_{3(23)} + d\epsilon_{3(13)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(4)$$

試料の等方性を仮定すると, 三軸圧縮条件 ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$) 下の主ひずみ増分は式(4)より,

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_1 &= 2 \cdot d\epsilon_{1(13)} \\ d\epsilon_2 &= d\epsilon_3 = d\epsilon_{3(13)} + d\epsilon_{3(33)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

三軸圧縮条件では, $\sigma_1 \sim \sigma_3$ 間で定義される2次元的な主ひずみ増分 $d\epsilon_{1(13)}$ と $d\epsilon_{3(13)}$ を求めることとなるが, この場合実測された ϵ_1 を2で割り, 実測された ϵ_3 から等方圧縮成分を引けば, $\epsilon_{1(13)}$, $\epsilon_{3(13)}$ が得られる。ただし今回はサクシオン除荷による平均主応力の減少は小さいとみなし, 等方圧縮を無視する。

このようにして得られた三軸圧縮状態の主ひずみ増分 $d\epsilon_{1(13)}$ と $d\epsilon_{3(13)}$ より, $\sigma_1 \sim \sigma_3$ 間の2次元滑動面上のせん断ひずみ増分 $d\gamma_s$ と垂直ひずみ増分 $d\epsilon_n$ は, 図-6より次式で表される。

$$d\gamma_s = (d\epsilon_{1(13)} - d\epsilon_{3(13)}) \cos \phi_{mo} \dots\dots\dots(6)$$

$$d\epsilon_n = \frac{d\epsilon_{1(13)} + d\epsilon_{3(13)}}{2} - \frac{d\epsilon_{1(13)} - d\epsilon_{3(13)}}{2} \sin \phi_{mo} \dots\dots\dots(7)$$

上式を $d\epsilon_{1(13)}$, $d\epsilon_{3(13)}$ について解くと,

$$d\epsilon_{1(13)} = d\epsilon_n + \frac{\sin \phi_{mo} + 1}{\cos \phi_{mo}} \frac{d\gamma_s}{2} \dots\dots\dots(8)$$

$$d\epsilon_{3(13)} = d\epsilon_n + \frac{\sin \phi_{mo} - 1}{\cos \phi_{mo}} \frac{d\gamma_s}{2} \dots\dots\dots(9)$$

また滑動面上のせん断・垂直応力比 τ/σ_n は図-7より次式で表される。

$$z = \frac{\tau}{\sigma_n} = \tan \phi_{mo} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sqrt{\sigma_1 \sigma_3}} \dots\dots\dots(10)$$

3.2.2 CMP 上の応力増分・ひずみ増分関係

次に CMP 上での応力増分・ひずみ増分関係について検討する。先に述べたように, サクシオン除荷による平均主応力の減少は小さいとみなし, 等方・異方圧縮を無視することとする。また弾性変形も小さいものとして無視する。よってせん断により発生する塑性ひずみ増分のみについて考えることとする。せん断に伴う応力(または応力比)とひずみの間には双曲線関係が存在することが実験的に確認されている¹¹⁾ ため, 本研究でもせん断ひずみ γ_s と応力比 z の間に双曲線関係を仮定する。

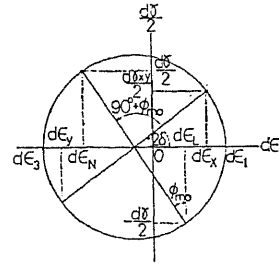


図-6 ($\sigma_1 \sim \sigma_3$)間の Mohr のひずみ増分円

Fig. 6 Mohr's strain increment circle on ($\sigma_1 \sim \sigma_3$)-plane

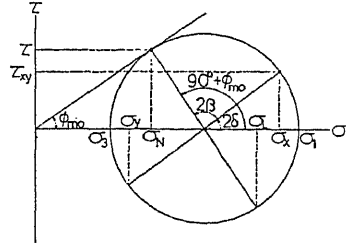


図-7 ($\sigma_1 \sim \sigma_3$)間の Mohr の応力円

Fig. 7 Mohr's stress circle on ($\sigma_1 \sim \sigma_3$) plane

$$\gamma_s = \frac{1}{G_0^*} \frac{z}{1 - z/z_f} \dots\dots\dots(11)$$

ここで G_0^* は初期割線係数, z_f は破壊時応力比である。増分表示のために両辺微分すると,

$$d\gamma_s = \frac{1}{G_0^*} \frac{z_f^2}{(z_f - z)^2} dz \dots\dots\dots(12)$$

次にひずみ増分比・応力比関係については松岡⁹⁾ が各々の2次元滑動面上に提案した次式を用いる。

$$z = \lambda \left(\frac{d\epsilon_n}{d\gamma_s} \right) + \mu \dots\dots\dots(13)$$

λ, μ は材料に固有な定数である。ここで式(8)(9)に式(12)(13)を代入し整理すると,

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_{1(13)} \\ d\epsilon_{3(13)} \end{aligned} \right\} = \left(\frac{\mu - z}{\lambda} + \frac{z}{2} \pm \frac{\sqrt{z^2 + 1}}{2} \right) \cdot \frac{1}{G_0^*} \frac{z_f^2}{(z_f - z)^2} dz \dots\dots\dots(14)$$

よって CMP 上での応力比及び応力比増分が与えられれば, 上式より主ひずみ増分が求められる。

3.2.3 応力のサクシオン補正

サクシオンの影響については, 軽部¹²⁾ や加藤・松岡¹³⁾ に習い, サクシオンにより生じた粘着成分を σ 軸上の等方応力成分に変換することとする。具体的には図-4(a)のように, 破壊時のモール円により決定される粘着成分を σ 軸上のボンド応力 σ_0 で表現し, 次式による新たな応力を定義する。この応力 σ_i^* を式(10)に代入して応力比 z を求める。

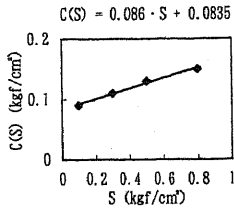


図-8 混合土のサクシオン S と付加粘着力 $C(S)$ の関係
Fig. 8 Relation between Suction 'S' and added cohesion 'C(S)' of Mixed soil

$$\sigma_i^* = \sigma_i + \sigma_0 \quad (i = 1, 3) \dots\dots\dots(15)$$

ここで σ_0 については、内部摩擦角はサクシオンが変化しても一定であること⁵⁾より、

$$\sigma_0 = C(S) / \tan \phi_{m0} \dots\dots\dots(16)$$

ここで $C(S)$ はサクシオンによる付加粘着力である。またサクシオン減少に伴う付加粘着力の変化について、前報⁵⁾で混合土を含む数種類の砂質土についてサクシオンの対数 ($\log S$) と付加粘着力の間に線形関係を認めたと⁵⁾、混合土について新たなデータを加えて検討すると、図-8及び(17)式のようにサクシオンと付加粘着力の間に線形関係をも認めうる。

$$C(S) = A_0 + A_1 \cdot S \dots\dots\dots(17)$$

ここで A_0, A_1 は定数である。よって今回は図-8のサクシオンと付加粘着力の線形関係式を用いることとする。

3.3 サクシオン除荷試験への上記モデルの適用

3.3.1 モデル中の土質定数の決定

上記のCMP上のサクシオン補正を行った応力・ひずみ関係式中の土質定数を決定する必要がある。そのため前報で行った混合土の側圧一定不飽和三軸圧縮(CD)試験結果⁵⁾を用い、以下の解析を行う。

例として $\sigma_3 = 0.6$ (kgf/cm²)での試験結果をCMP上の応力・ひずみを用いて整理した結果を、図-9(a), (b)に示す。(a)の $(-d\epsilon_n/d\gamma_s) \sim (\tau/\sigma_n)$ 関係よりややばらつきはあるものの(13)式中の λ, μ を求め、(b)の $\gamma_s \sim (\tau/\sigma_n)$ 関係より(12)式中の $(1/G_0^*)$ を求める。 $\sigma_3 = 0.3, 1.0$ (kgf/cm²)でも同様に定数を求め、これらの値を平均した。これらの結果をもとに $\lambda = 1.13, \mu = 0.177, (1/G_0^*) = 0.035$ とした。

3.3.2 サクシオン除荷試験結果への適用

上記モデルを用いてサクシオン除荷に伴うひずみの進行について解析した例を示す。解析条件としてはサクシオン除荷試験のCase-1, 2の応力条件とし、(17)式中のサクシオン S の値を $S = 0.8$ (kgf/cm²)より減少させる。計算中のサクシオン除荷1ステップでの変化量 dS は 0.01 (kgf/cm²)とした。これらの条件を(10)(14)式に入

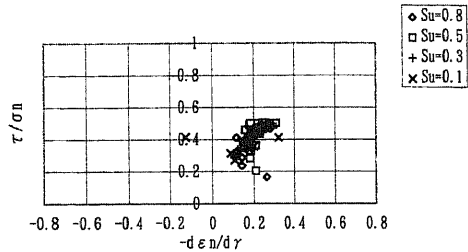


図-9(a) 混合土のCD不飽和三軸圧縮試験($\sigma_3 = 0.6$ kgf/cm²)におけるCMP上の応力比(τ/σ_n)-ひずみ増分比($-d\epsilon_n/d\gamma$)の関係

Fig. 9(a) Stress ratio (τ/σ_n)-strain increment ratio ($-d\epsilon_n/d\gamma$) on CMP in the CD unsaturated triaxial compression test of mixed soil

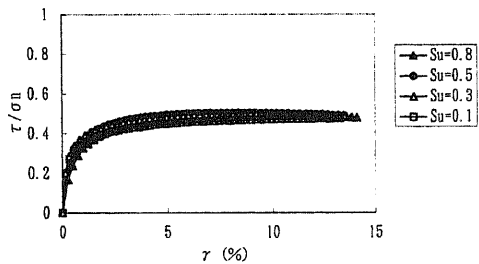


図-9(b) 混合土のCD不飽和三軸圧縮試験($\sigma_3 = 0.6$ kgf/cm²)におけるCMP上の応力比(τ/σ_n)-せん断ひずみ γ の関係

Fig. 9(b) Stress ratio (τ/σ_n)-shear strain ' γ ' on CMP in the CD unsaturated triaxial compression test of mixed soil

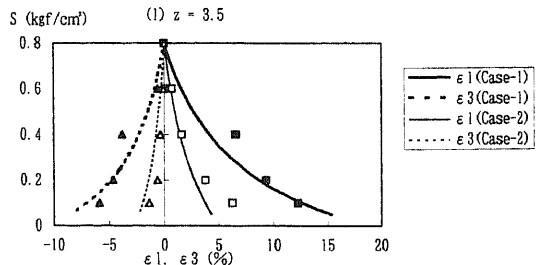


図-10 サクシオン補正を行ったCMP上の構成式によるサクシオン-主ひずみの計算結果と実験結果(Case-1, 2)の比較

Fig. 10 Comparison of Calculation result of 'S'- ϵ_1, ϵ_3 by constitutive equation on CMP with correction of the effect of suction 'S' to the experimental results of suction unloaded test (Case-1, 2)

力し、各サクシオン段階でも、 $\sigma_1 \sim \sigma_3$ 間の2次元滑動面上の主ひずみ増分 $d\epsilon_{1(13)}$ 及び $d\epsilon_{3(13)}$ を求め、これを(5)式より三軸圧縮条件下での主ひずみ増分 $d\epsilon_1$ 及び $d\epsilon_3$ に変換し、初期サクシオン ($S = 0.8$ kgf/cm²)より積分した値が主ひずみ ϵ_1 及び ϵ_3 となる。

このような条件で計算した主ひずみ ϵ_1 及び ϵ_3 とサク

クションの関係を図-10に示す。比較のため、サクシオン除荷試験の Case-1, 2 の結果も同時に表す。計算と実験でサクシオン除荷段階のサクシオン変化量 dS が異なるという条件の相違があるものの、計算と実験の結果がよく合致しているといえる。

また図-11の関係をを用いてサクシオンから飽和度を、上記の ε_1 と ε_3 を(3)式に代入して軸対称条件下での偏差ひずみ γ を求め、両者の関係を実験結果と共に示したのが図-12である。図-11では各ケース・各段階毎のサクシオン S と飽和度 S_r の関係を重ねて表した。既に報告されている⁵⁾ように、限られた飽和度の範囲では、対数表示の飽和度とサクシオンの間には線形関係が認められる。今回もこの関係を用いてサクシオンから飽和度への変換を行ったが、飽和度の高い(サクシオンの低い)領域で実験結果と一致しなくなるものの、計算と実験結果が比較的よく合致しているといえる。これらの結果より上記のCMP上のサクシオン補正を行った応力・ひずみ関係式は、実際の軸対称条件下でのサクシオン除荷によるひずみの進行をよく再現するといえる。

4. 結論

本研究ではまず不飽和三軸圧縮試験装置を用い、混合土についてサクシオン除荷試験を行った。その結果以下の事項が判明した。

- (1) サクシオン除荷に伴って、主ひずみ ε_1 と ε_3 が進行すると共に、サクシオン変化に伴うひずみ増分も大きくなる。また平均主応力・主応力比が大きくなると、よりサクシオンの高い領域でひずみが進行する。
- (2) (3)式で定義するせん断ひずみ γ と飽和度の関係を見ると、飽和度が大きくなるに伴いせん断ひずみが大きくなる。また平均主応力と主応力比が大きくなると、せん断はより飽和度の低い領域で進行する。
- (3) 平均主応力・主応力比の変化がサクシオン除荷に伴うせん断の進行に与える影響は、後者の主応力比の変化の方が大きい。

次に以上のようなサクシオン除荷に伴う不飽和砂質土のせん断の進行を予測するために、軸対称状態における不飽和土の構成式を提案した。これは、サクシオンによる付加粘着力を Mohr 円の σ 軸上の等方的なボンド応力に換算し、各応力に加えるという応力補正を行い、これらの補正応力を用いて松岡により提案された CMP 上での応力・ひずみ関係を求めるものである。このモデルによりサクシオン除荷に伴う付加粘着力の減少の影響を、応力・ひずみ関係の中に取り入れることができる。このモデルにより、サクシオン除荷試験結果を良好に再現することができた。

以上の検討により、軸対称状態での不飽和砂質土のサ

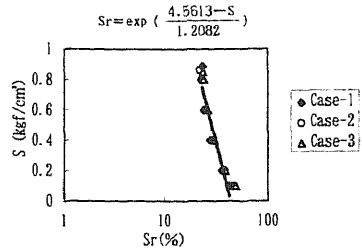


図-11 各ケースの飽和度 S_r -サクシオン S の比較

Fig. 11 Relation between degree of saturation ' S_r ' and suction ' S ' under different stress conditions

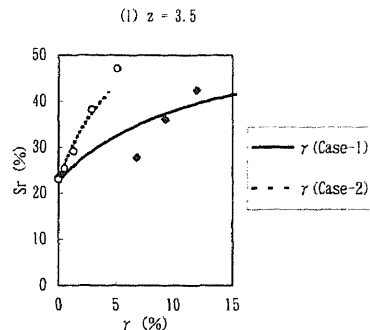


図-12 サクシオン補正を行ったCMP上の構成式とサクシオン-飽和度関係より計算した飽和度 S_r -せん断ひずみ γ の関係と実験結果(Case-1, 2)の関係

Fig. 12 Comparison of Calculation result of ' S_r '-' γ ' by proposed constitutive equation and ' S '-' S_r ' relation to the results of suction unloaded test (Case-1, 2)

クション除荷つまり飽和度上昇に伴うせん断変形の進行を理論的に説明することが可能になった。今後はより一般的な斜面中でのサクシオン除荷に伴う単純せん断変形に対する構成式に関する検討と、これらの構成式を用いた斜面の飽和度上昇に伴うせん断変形の進行モデルに関する検討を行う必要がある。

参考文献

- 1) 矢澤昭夫他: 平成5年7~9月の鹿児島県災害調査速報, 土木技術資料, Vol. 36, No. 2, 1994.2
- 2) 三森利昭他: 人工降雨による室内崩壊実験(I)-予備実験-1, 平成3年度砂防学会研究発表会概要集, pp. 272~275, 平成3年5月
- 3) 笹原克夫・海老原和重・網木亮介: 急勾配斜面の崩壊発生機構に関する実験的研究, 地すべり, Vol. 32, No. 4, pp. 1~8, 1996.3
- 4) 土屋智: まき土と川砂の模型斜面を用いた降雨浸透時の崩壊発生機構について, 平成4年度砂防学会ワークショップ研究成果報告書「崩壊機構の実験的研究の現状と今後の課題」, pp. 9~18, 1993.3
- 5) 笹原克夫・海老原和重: 不飽和砂質土の強度特性とそれに基づく急勾配斜面崩壊機構に関する研究, 砂防学会誌, Vol. 50, No. 2, 1997.7
- 6) 風間秀彦・芥川真知・滝沢太郎: 降雨に伴う砂質土の強度低下と斜面の不安定化, 不飽和土の工学的性質研究の現

- 状シンポジウム, 土質工学会, pp. 267~274, 1987
- 7) 齊藤迪孝: 土質工学におけるレオロジー 7.2 斜面崩壊予測, 土と基礎, Vol. 29, No. 5, pp. 77~82, 1981.5
 - 8) 福園輝旗: 表面移動速度の逆数を用いた降雨による斜面崩壊発生時刻の予測法, 地すべり, Vol. 22, No. 2, pp. 8~13, 1985.9
 - 9) Matsuoka, H.: "Stress-strain relationship of sands based on the mobilized plane," Soils and Foundations, Vol. 14, No. 2, pp. 47-61, 1974
 - 10) Schofield, A. N., Wroth, C. P.: Critical State Soil Mechanics, McGraw-Hill, London, 1968
 - 11) Kondner, R., Zelasco, J.: "A hyperbolic stress-strain formulation for sands, Proc. second Pan-American Conf. on Soil Mech. and Found. Eng., Vol. 1, pp. 289~324, 1963
 - 12) 軽部大蔵: ピシヨップの有効応力を含む不飽和土の応力・ひずみ式, 三軸試験方法に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp. 137~144, 1991
 - 13) 加藤正司・松岡元: 軸対称応力状態における不飽和粘性土のせん断挙動の解析, 土木学会論文集, No. 4, 93/III-27, pp. 99~106, 1994.6

(原稿受理日 平成9年3月20日)