

大山倉吉軽石 (DKP) 不攪乱試料のせん断特性と物理的性質

Shear Deformation and Strength Characteristics of Undisturbed Samples of *Daisen Kurayoshi Pumice* (DKP) and Their Physical Properties

清水正喜 Masayoshi SHIMIZU (鳥取大学工学部)

大山倉吉軽石の不攪乱試料の物理的性質およびその状態を明らかにし、同試料に対して圧密・定圧緩速一面せん断試験を実施した。その結果、試料は物理的性質と状態に関して不均質であること、圧密降伏応力(約200kPa)を境にして、圧縮性およびせん断強度特性が急変することがわかった。試験結果に基づいて、圧密降伏応力より高い垂直応力の下でせん断した場合の挙動をモデル化して、せん断強さ-垂直応力およびせん断強さ-間隙比の基準関係を設定した。間隙比の基準値からの減少量とせん断強さの基準値からの増加割合との関係を用いて圧密降伏応力より低い垂直応力でせん断された場合のせん断強さに対する間隙比の影響について考察した。結論の一つとして、人工的な過圧密履歴を賦与することによって自然堆積中に培われたせん断強さの一部が失われることを指摘した。

キーワード: 火山灰質土, 大山倉吉軽石, 一面せん断試験, せん断強度, 間隙比 (IGC: C06, D02, D05, D06)

1. はじめに

本邦諸地域に分布する火山灰質土は地域固有の名称で呼ばれることが多く、性質に関しても各々独立に解明かされてきた¹⁾。山陰地方には大山(だいせん)起源の火山灰質土が広く厚く堆積しているが、その工学的に重要な物理的性質やせん断強度特性は必ずしも系統的に明らかにされていない。本研究の目的は大山火山灰層から採取した不攪乱試料を用いて、そのせん断強度特性を解明し、さらには他地域に存在する同種の火山灰質土の性質との比較に資することである。

著者らは大山松江軽石(DMP)^{2),3)}に対して三軸圧縮試験を行い、有効応力の観点から非排水せん断強度特性を調べた^{4),5)}が、初期の構造を強く反映する低応力レベルでのせん断特性を詳細に議論するためには、より多くのデータを蓄積する必要があると認識した。そこで、DMPを対象として、実施が容易な一面せん断試験を多数行った^{6),7)}。さらに、大山倉吉軽石(DKP)に対しても同様に一面せん断試験を実施してその強度特性を調べてきた^{8),9)}。本論文の目的は、DKPを対象として、一面せん断試験結果に基づく強度-垂直応力-間隙比の関係をより定量的に評価することである。

沖積粘性土や練り返し再構成試料の場合、せん断強度に対する垂直応力と間隙比の影響は十分解明されていて定量的な評価も可能である。一方、本研究で対象としているような火山成風化残積土の乱さない試料の場合、試料によってはせん断強度に関する多くの実験データが蓄

積されているにも拘わらず、必ずしも整合性のある評価が行われていない。その理由として、応力履歴が不明である点や試料が不均質である点を挙げるができる。練り返し再構成試料に代表されるような、均質でかつ応力履歴が明確であるような試料はある面において非現実的な理想試料であり、これまでに発展してきた多くの土質力学理論はそのような理想試料の挙動をモデル化したものである。本論文では実測された挙動を理想試料の挙動と比較するとともに、従来の理論の適用性についても言及する。せん断強度と間隙比を関係づける従来の理論として Hvorslev のせん断強度理論¹⁰⁾を取り上げる。

本論文では、まず、試料の地学的位置づけ、不攪乱試料の採取方法、試験に供したときの状態および物理的性質について述べる。次いで、一面せん断試験の方法と結果を示す。考察においては、圧密降伏応力より高い垂直応力の下でせん断された場合のせん断強さ-垂直応力-間隙比の関係をモデル化して、低垂直応力域でのせん断強さに対する間隙比と垂直応力の影響を定量的に評価することを試みる。

なお、本論文は、既報^{9),11)}の内容に新たな考察を付け加えたものであり、提示する実験結果や一部の記述は既報と重複する場合があることを断っておく。

2. 試料

2.1 試料の地学的位置づけ

大山は鳥取県西部に位置する中国地方の最高峰である。

清水

火山麓扇状地は直径 30km に及び、大山起源の火砕流と火山灰(降下テフラ)が厚く堆積している。これらは、まとめて大山火山灰層とよばれ、その堆積順に最下部、下部、中部、上部と区分されている。ただし、各区分を構成する軽石層は、大山の東麓と北・西麓で大きく2つに分かれており、堆積物にはそれぞれ固有の分布域がある。大山倉吉軽石(DKP)は、約 4 万 3 千年前の降下軽石であり、大山東麓に位置し大山中部火山灰層に区分にされている²⁾。東麓で層厚 4m に達し、大山降下軽石の中で最大規模である。丹後半島や福井平野、さらに中部地方でも分布が報告されている³⁾(図-1)。

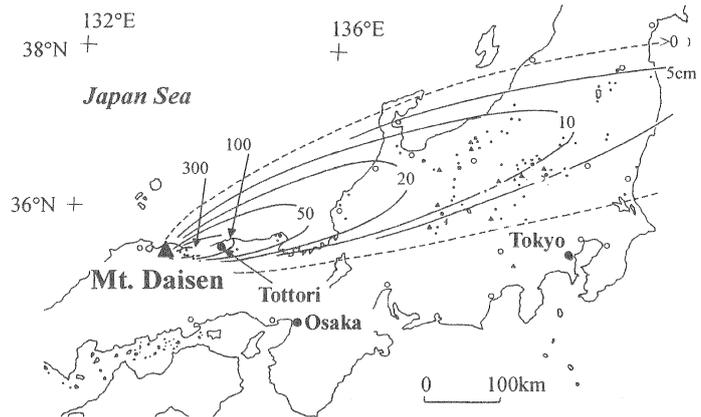


図-1 DKPの分布(図中の数値はDKP層の厚さを表す。文献³⁾から引用・一部追加した)

2.2 不攪乱試料の採取方法と供試体の成形方法

試料は鳥取県倉吉市桜の道路建設切土斜面において採取した(図-2)。

不攪乱試料はブロックサンプリングの手法によって互いに近接した地点で同じ深度から採取した。法面上に水平面を露出させ、約 15×15×20cm のブロックができるように周りの土を掘削し後、上から木製の角筒(蓋と底の無い木箱)で覆ってブロックを採取した。木箱上下部と内部の隙間をパラフィンで充填した。パラフィンが十分固結してから運搬し、そのままの状態を空气中、室温で保存した。

室内試験を実施する前に、ブロックをさらに小ブロックに分割した。木箱の側板をはずしてから、試料を電動式ワイヤーカッターで小ブロックに切断した。小ブロックは、それから 1 個の供試体を無理なく成形できる程度の大きさである。各小ブロックをアルミフィルムで包んでさらにパラフィンを塗布し保存した。

試料採取からせん断試験実施までの間に飽和度が低下したので一部の試料に対して飽和度を上げた。針でアルミフィルムに無数の穴をあけ、水中で真空脱気をした。その結果、調整した供試体の飽和度はすべて 94%以上となった(詳細は後述)。

試料はカッターリングを容易に押し込めない程度に固く、また非常に脆い。一面せん断試験用供試体は特別の工夫⁷⁾をして成形した。

2.3 試料の状態(含水比、間隙比、飽和度)

一面せん断試験用供試体作製時の試料の状態を飽和度 S_r をパラメータにして間隙比 e と含水比 w の関係にして図-3に示す。含水比は供試体成形時の残試料から、間隙比と飽和度は供試体の体積と乾燥質量および土粒子密度試験の結果の平均値(2.730 g/cm³)に基づいて算定した。図において、 S_r をパラメータにした曲線は土粒子密度の

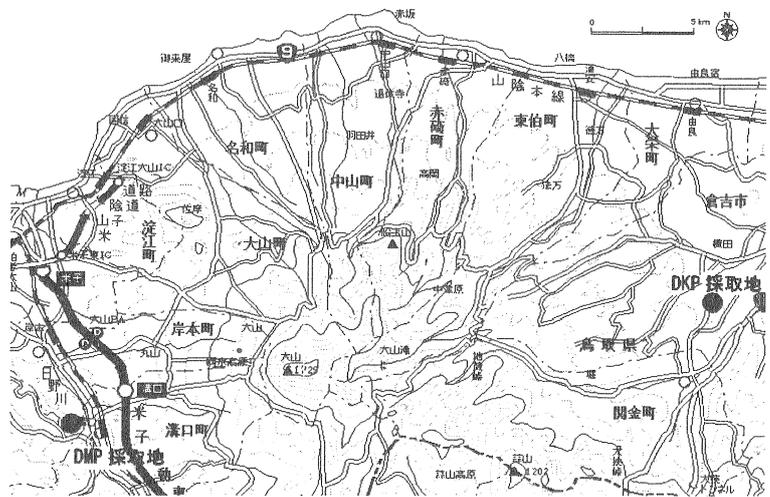


図-2 試料採取地(●で示したところ)

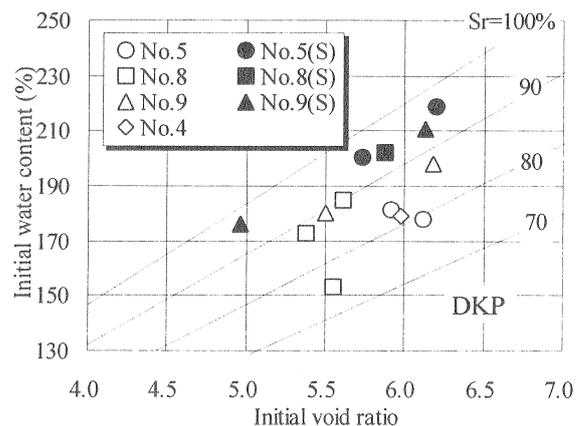


図-3 供試体作成時の含水比、間隙比および飽和度の関係

平均値を用いて算出した理論曲線である。各プロットは一つの供試体に対応している。マークの各種類は供試体を切り出したブロックを表している。ブロック名に“(s)”が付いたものは飽和度を調整した供試体を表す。現場での飽和度は約 95%であったが試験時には最大で

75%まで低下していた。先に述べた方法で飽和させることによって飽和度を94%以上まで高めることができた。飽和度調整の有無に関わらず間隙比および含水比が非常に高いこと、同じブロックであっても間隙比と含水比、従って飽和度が大きく異なることがわかる。

2.4 液性・塑性限界

液性・塑性限界は非乾燥法で試験した。試験に先立って試料を425 μ mふるいで裏ごしした。結果を表-1に示す。同表には後の考察に使用するためDMPの結果⁸⁾も示している。両限界とも非常に高い値を示すことがわかる。またDMPと比較してDKPの方が高塑性である。塑性図上ではどの試料もMHに分類される。

表-1 コンシステンシー限界

	DKP	DMP
$w_L(\%)$	222	140
$w_p(\%)$	140	97
I_p	82	43

2.5 粒度特性

粒度試験を、JIS1204で定められた方法およびそれとは異なった方法で行った(図-4)。「非乾燥法(図ではWetと表示)」では試料を非乾燥の状態で使用して、粒度試験全試料の炉乾燥質量(m_{1s})と沈降分析用試料の炉乾燥質量(m_{2s})を試料の一部に対して測定した含水比から推定した。「乾燥法(Dry)」は試料を気乾燥させて「非乾燥法」と同様の方法で m_{1s} および m_{2s} を推定したものの、さらに「水中・全質量測定法(TMW)」はすべてのふるい分けを水中で行い、すべての炉乾燥質量を実際に回収した試料を炉乾燥して求めたものである。「水中・全質量測定法」は、含水比の不均質性に起因する問題と乾燥による団粒化の影響を避けるために採用した⁶⁾方法である。一部、特殊な攪拌装置を用いて、機械的な分散を行った後「水中・全質量測定法」を適用した(TMW-m)。⁷⁾この装置は羽根を使わずに高速回転(自転+公転)

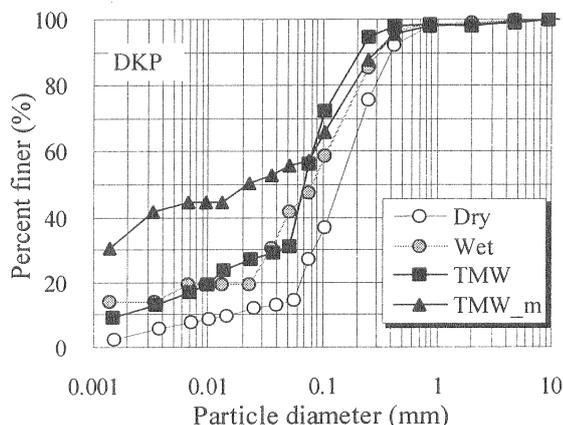


図-4 粒度分析結果(試験方法の影響)

によって攪拌する機構を有する。なお、JISでは m_{1s} および m_{2s} を「非乾燥法」および「乾燥法」の方法で求めるよう規定している。

図-4に各方法を適用してえられた結果を比較している。いずれの方法においても2回以上試験したが、各方法における結果の違いは顕著ではなかったので図には代表的な結果を示した。図に示すように「乾燥法」の結果が最も粗い粒度になった。これは乾燥による細粒分の団粒化がおこるためであると考えられる。この団粒化の影響は他の方法では受けにくいと考えられる。特に「水中・全質量測定法」では水中でふるい分けを行うので、団粒化を防ぐ効果が高い。さらに、機械的な攪拌を行うことによって他の方法による結果に比べて細粒分含有率が高くなり、分散効果が高いことがわかる。

先に大山松江軽石(DMP)の粒度試験において「非乾燥法」では沈降分析による粒度とふるい分けによる粒度が単調な関係で連続しないという矛盾した結果が生じること、またそれは試料中の含水比の不均一に起因することを指摘した^{6),7)}。本試料ではそのような矛盾が生じなかった。

3. 一面せん断試験の方法

改良型一面せん断試験機を使用して圧密・定圧緩速せん断の条件で試験した。上下のせん断箱の隙間を0.2mmに設定した。圧密は所定の垂直荷重を一回で、または段階的に载荷した。各荷重段階において圧密終了は3t法によって判断した。せん断速度は0.05mm/minで行い、せん断変位は最大8mmとした。

本論文では、すべての試験結果に対して垂直応力として平均垂直応力(=垂直荷重÷供試体全断面積)を、せん断応力も同様に平均せん断応力(=せん断力÷供試体全断面積)を用いて整理した。また、せん断強さをせん断応力の最大値で評価した。ただし、せん断終了までにせん断応力のピークが出ない場合はせん断終了時におけるせん断応力をもって最大値と見なした。

一部の供試体は、最大先行圧密圧力400kPaまで段階的に圧密した後、段階的に除荷して、人工的な過圧密状態にして試験した。過圧密比OCRは4, 8および16に設定した。なお過圧密状態で試験した供試体は、400kPaまで圧密することによって飽和状態に近くなることが予想されたため飽和度の調整を行っていない。

4. 一面せん断試験の結果

図-5および図-6に、圧密過程における間隙比と圧密圧力との関係を示す。ただし、図-5は、段階载荷、かつ、最大圧密圧力が200kPa以上の場合の圧縮曲線を、図-6

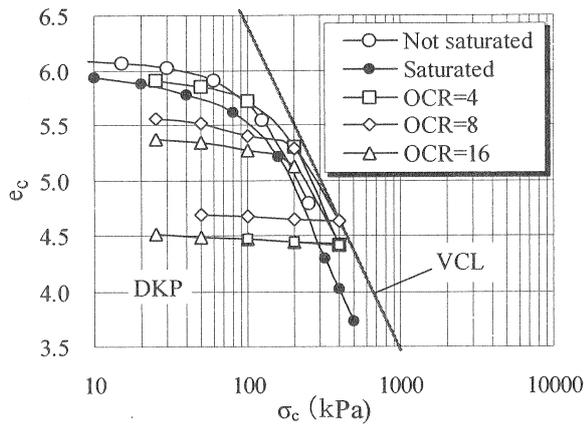


図-5 圧縮曲線

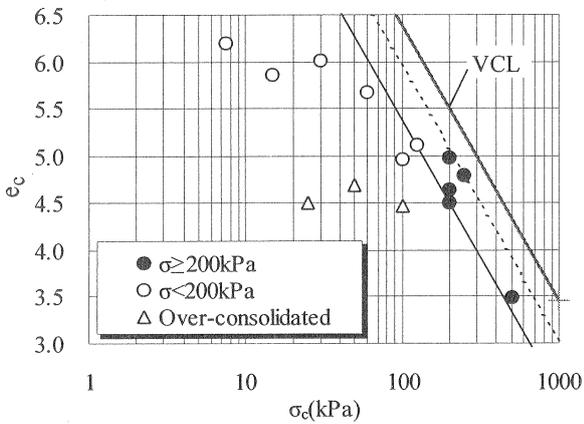


図-6 圧密段階終了時の間隙比と垂直応力の関係

はすべての試験を対象にして圧密過程終了時（せん断過程直前）の間隙比と圧密圧力の関係を示している。

図-5より、供試体間で初期間隙比が異なっているので同じ圧密圧力に対しても間隙比がばらついている、段階載荷時の圧縮曲線の形状は類似している、さらに供試体により異なるが、圧密降伏応力 p_c が 100~200kPa の範囲にあることがわかる。図中の直線 (VCL) は、各段階載荷試験において、最大および一つ手前の荷重段階から C_c を決定し、それらの最大値 (=2.93) に基づいて引いた限界線である。その外側にはこの試料の状態は存在しない領域の境界を定義する。

図-6には上記の VCL 以外に VCL に平行な直線を引いた。この直線と VCL で挟まれた領域に、200kPa 以上の最大圧密圧力で圧密された供試体のすべての状態がプロットされるように引いたものである。換言すると圧密降伏応力を超えていわゆる正規圧密状態にある領域であって、沖積粘土や練り返し再構成試料ではユニークな曲線（処女圧縮曲線）になるべきものであるが、本試料では供試体間の不均一性のためそのようなユニークな曲線が定まらない。

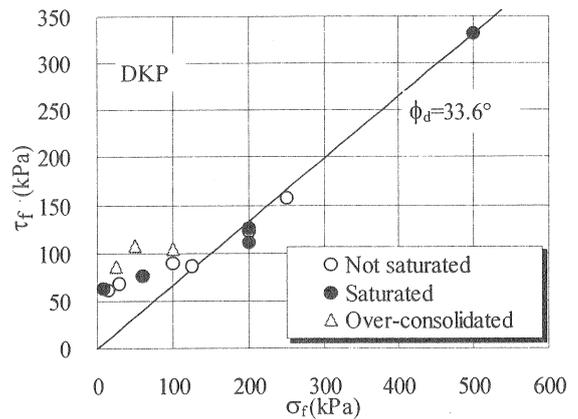


図-7 破壊時の応力状態 (DKP2)

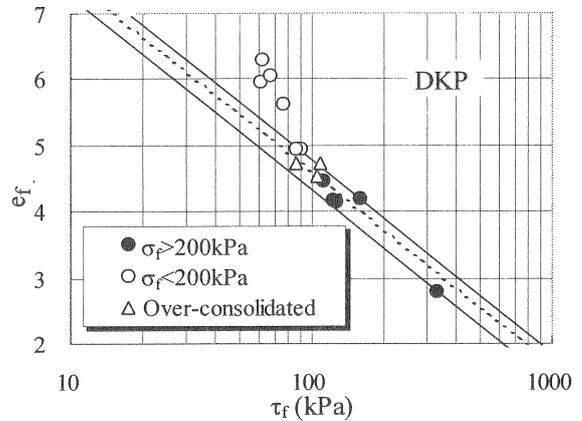


図-8 破壊時の間隙比とせん断強さの関係(DKP)

図-7に破壊時のせん断応力 τ_f と垂直応力 σ_f の関係を示す。破壊包絡線の形状が上述の p_c の値 (100~200 kPa) 付近を境に明らかに異なっている。先の圧縮曲線の形状も考慮して、 $\sigma_f > p_c$ の状態を今後正規圧密状態と呼ぶことにする。

正規圧密状態 ($\sigma_f > p_c$) では τ_f と σ_f の関係は直線的であり、圧密によって強度が顕著に増加する。 $\sigma_f < p_c$ の場合、 τ_f は正規圧密状態の破壊包絡線の外挿部分から推定される強度より大きい。この強度差が生じる主な要因のひとつは作用させた垂直応力で正規圧密状態にあると仮定したときの間隙比に比べて間隙比が小さいことであると考えられる (図-5または図-6 参照)。

先に、圧縮特性のひとつとして正規圧密状態においても e_c - σ_c 関係が供試体間でばらつくこと指摘した (図-6) が、せん断強さに関しては、正規圧密状態の σ_f - τ_f 関係は比較的ばらつきが小さい (図-7)。

図-8は破壊時の間隙比 e_f とせん断強さ τ_f の関係を表したものである。理想的な試料では、正規圧密状態における e_f と τ_f の関係は傾きが C_c の直線になる (付録1)。このことを考慮して、図中に傾き C_c の平行な直線を3本引いた。2本の実線はその間の領域に正規圧密状態に対

応する結果が含まれるように引いたものである。点線は最大の圧密圧力でせん断したときの結果のプロットを通して引いたもので領域の平均的な線になっている。正規圧密状態にない供試体のうち、この領域の上方にプロットされたものは、その間隙比で正規圧密状態にあると仮定したときに発揮されるせん断強さより大きなせん断強さが発揮されていることを表す。反対に領域で下方にプロットされたものは正規圧密状態で発揮される強さより小さいことを表す。また、領域内にプロットされたものは正規圧密状態のものと同程度のせん断強さを発揮している。要するに、領域との相対的位置関係は、その間隙比で正規圧密されている場合に発揮されるせん断強さと実際に発揮されたせん断強さとの差の程度を表すことになる。

領域の下にプロットされた場合は Hvorslev のせん断強度理論で予測される挙動であるが、上にプロットされたものは同理論で説明できない現象である。なお、領域の内部にプロットされたものは Hvorslev 理論において $\phi_e=0$ の場合に相当する。Lo¹²⁾は Mexico Valley の火山灰質土に対して同様の整理を行い $\phi_e=0$ になったと報告している。

図から、人工的過圧密履歴を与えた供試体は領域の下にあって Hvorslev 理論で説明できるが、過圧密履歴を与えなかったもので特に間隙比が大きな供試体は領域の上方にあって同理論で説明できないことがわかる。

図-9はせん断中に生じた間隙比増加量(ダイランシー)を垂直応力に対してプロットしたものである。低垂直応力の下では体積が膨張し、高垂直応力の下では体積が減少する傾向を読み取ることができる。さらに、正規圧密状態では垂直応力が大きくなっても間隙比変化量は一定値に近づく傾向がある。これは理想的な試料の挙動に類似的である(付録1)。

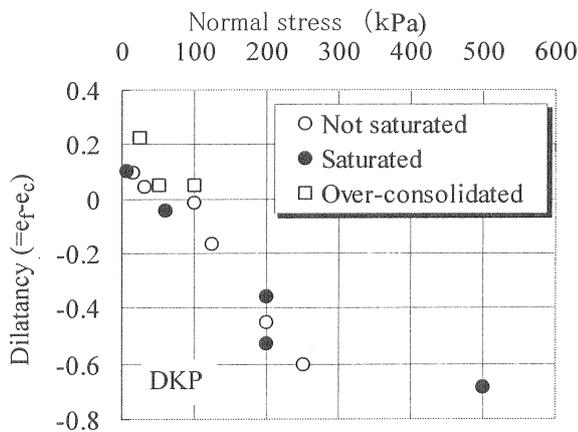


図-9 せん断中の間隙比増加量(ダイランシー)と垂直応力の関係

5. 考察

5.1 圧縮特性

Terzaghi and Peck¹³⁾は不攪乱粘土に対する液性限界と圧縮指数の関係として次の経験式を提案した。

$$C_c = 0.009(w_L - 10) \quad (1)$$

圧縮指数をこの式によって予測して実測値と比較した結果を表2に示す。参考のため DMP の結果も示した。DKP も DMP も実測圧縮指数は予測値の 150-200%と大きい。これが火山灰質土に特有の現象かどうか不明であるが、少なくともこの経験式では本試料の高圧縮性を説明することはできない。

表-2 圧縮指数の経験式による予測値との比較

	DKP	DMP
Tested	2.93	1.85
Empirical	1.91	1.17

5.1 せん断特性

(1) 正規圧密状態におけるせん断強度特性のモデル

前章で示した結果(図-6, 7および8)に基づいて正規圧密状態におけるせん断強度特性に関して次の仮説1から3を立てる:

(仮説1) 圧密時の間隙比と垂直応力の間には所謂 $e - \log p$ 関係が成立する(式(2)):

$$e_c = e_{c0} - C_c \log \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} \right) \quad (2)$$

ここに e_{c0} , σ_{c0} は直線上の任意の点の間隙比と垂直応力である。

(仮説2) せん断強さは垂直応力に比例する(式(3)):

$$\tau_f = \sigma_f \tan \phi_d \quad (\sigma_f > p_c \text{ の場合}) \quad (3)$$

さらにダイランシーが垂直応力によらず一定になる場合には、仮説1と2より

(仮説3) 破壊時の間隙比とせん断強さの対数との関係は傾きが C_c に等しい直線となる(式(4); 付録1参照):

$$e_f = e_{f0} - C_c \log \left(\frac{\tau_f}{\tau_{f0}} \right) \quad (4)$$

ここに e_{f0} と τ_{f0} はそれぞれ直線上の任意の点の間隙比とせん断強さである。

(2) せん断強度に対する間隙比の影響

正規圧密状態にない供試体は、式(2)と(3)を満足しない(図-6, 7参照)。従って、せん断強さと間隙比の関係も式(4)で表すことができない(図-8)。正規圧密状態のせん断強度モデルを利用して、垂直応力の影響を考慮して間隙比とせん断強さの関係を調べることを試みる。

図-10を参照して、ある圧密圧力 σ_c で圧密された間隙比 e_c の供試体を考え、この供試体を垂直応力一定でせん

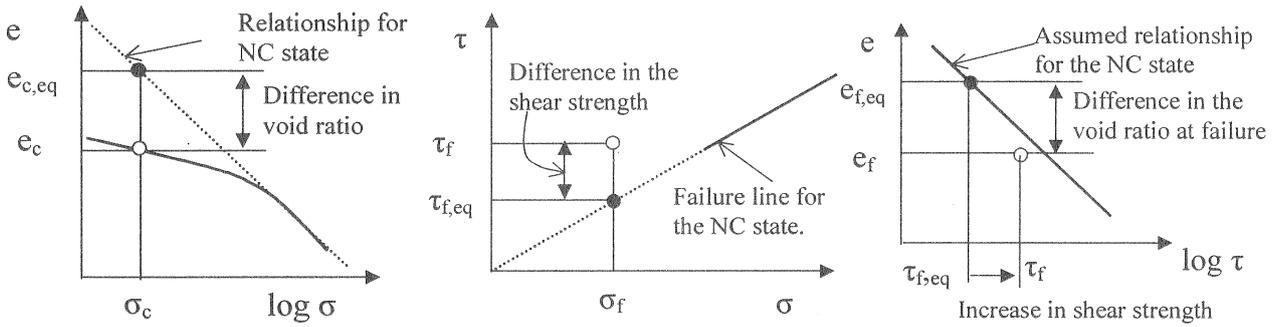


図-10 強度評価の方法 (模式図)

断したときのせん断強さを τ_f 、破壊時の間隙比を e_f とする。一方、 σ_c で正規圧密状態にあるような仮想的な供試体を考えると、仮想的な供試体の圧密後間隙比を $e_{c,eq}$ 、せん断強さを $\tau_{f,eq}$ 、さらに破壊時間隙比を $e_{f,eq}$ とおく。これらの添え字に“eq”を付した量は、同じ垂直応力であって正規圧密状態にあるような仮想的な条件に対応しているので、垂直応力が等価であるという意味で、等価圧密後間隙比、等価せん断強さ、さらに等価破壊時間隙比と呼ぶことができよう。

図に示したように e_c は $e_{c,eq}$ より小さく、 τ_f は $\tau_{f,eq}$ より大きくなり、さらに e_f は $e_{f,eq}$ より小さくなると予想される。

正規圧密状態にない供試体のせん断強さを正規圧密状態からの増加率 $\tau_f/\tau_{f,eq}$ で、同じく間隙比を $e_c - e_{c,eq}$ または $e_f - e_{f,eq}$ で評価すると、垂直応力の影響を考慮しているがそれを陽に出さない形でせん断強さと間隙比の関係を論じることができる。

σ_c が与えられると $e_{c,eq}$ は式(2)より、 $\tau_{f,eq}$ は $\sigma_f = \sigma_c$ において式(3)より、さらに $e_{f,eq}$ は式(4)で $\tau_f = \tau_{f,eq}$ としてそれぞれ計算できる。式中のパラメータは図-6、7および8に示した結果からすべて決定できる。

図-11 は、この考えに立って間隙比減少量： $-(e_f - e_{f,eq})$ とせん断強さ増加率： $\tau_f/\tau_{f,eq}$ の関係を調べたものである。正規圧密された供試体は、理論的には、 $\tau_f/\tau_{f,eq} = 1$ 、 $-(e_f - e_{f,eq}) = 0$ となる。

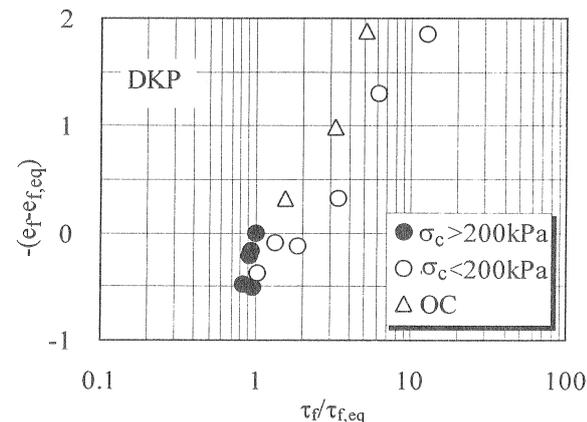


図-11 せん断強さ増加率と間隙比減少量の関係

$e_{f,eq} = 0$ となる。図上でこれらの理論的な関係を満足していないのは試験結果のばらつきに起因している。特に、間隙比減少量にばらつきが大きいのが、これは図-8において $e_f - \tau_f$ 関係がユニークに定まらなかったためである。図-11 は図-8の点線に基づいた結果である。

図より、間隙比減少量が大きくなるほど強度増加率が大きくなるという傾向が明瞭である。間隙比の減少は自然状態における時間効果(ageing)や人工的な過圧密によって生じる。また、強度増加には時間効果の一部である固結力(diagenesis)も寄与している。図において、人工的に過圧密させなかった供試体(O)は、人工的に過圧密させた供試体(Δ)より、同じ間隙比減少量であっても強度増加率が大きい傾向がある。これは自然堆積中のAgeingによって培われたせん断強さの一部が人工的に過圧密履歴を与えることによって失われることを意味している。

6. 結論

- (1) 大山倉吉軽石(DKP)は高間隙比・含水比、高塑性な土である。含水比や間隙比は極めて不均一である。
- (2) 圧密降伏応力より大きな垂直応力で達せられる状態を正規圧密状態と定義し、正規圧密状態のせん断強さ-垂直応力-間隙比の関係を実験結果に基づいてモデル化した。
- (3) 正規圧密でない状態である垂直応力の下でせん断された場合、その垂直応力で正規圧密された仮想的な状態を想定し、仮想的な状態からの間隙比減少量と仮想的な状態からのせん断強さ増加率を求めた。それらの関係を調べることによって、正規圧密でない状態のせん断強さに対する間隙比の影響を評価した。その結果、間隙比減少量が多いほど強度増加率が大きくなるという結果を得た。
- (4) 自然堆積中の間隙比の減少は、人工的過圧密によって生じた間隙比の減少に比べて、せん断強さの増加に対する効果が大きい。このことから、自然堆積中の間隙比減少がせん断強さを増加させる効果にはAgeingによる効果が含まれていると考え、Ageingによって培われた

せん断強さの一部が人工的に過圧密履歴を与えることによって失われる、と推察した。

謝辞

本論文でその結果を示した実験は、伊藤洋介氏 ((株) 創和) および福田貴之氏 (愛媛県庁) が鳥取大学工学部土木工学科卒業研究の一部として行ったものである。また、本研究の一部は文部科学省科学研究費 (代表者清水正喜, No.13650543) の補助を受けて遂行した。記して謝意を表する

参考文献

- 1) Shimizu, M.: Geotechnical features of volcanic-ash soils in Japan, Special Report B, Proc. of International Symposium on Problematic Soils, IS-Tohoku'98, Vol.2, pp.907-927, 1998.
- 2) 日本の地質中国地方編集委員会: 日本の地質7 中国地方, 共立出版, 1987.
- 3) 町田洋・新井房夫: 火山灰アトラス-日本列島とその周辺-, 東京大学出版会, 1992.
- 4) Shimizu, M. and Nishida, N.: Undrained shear strength of undisturbed weathered-pumice soil, Proc. of International Symposium on Problematic Soils, IS-Tohoku'98, Vol.1, pp.169-173, 1998.
- 5) 清水正喜, 西田直人, 羽馬宏信: 不攪乱軽石風化土の非排水せん断強度特性—初期有効応力と圧密の効果—, 第33回地盤工学研究発表会, pp.667-668, 1998.
- 6) 清水正喜, 田合昭博: 不攪乱軽石風化土の排水せん断強度特性—一面せん断試験—, 第34回地盤工学研究発表会講演発表集, pp.693-694, 1999.
- 7) 清水正喜: 大山松江軽石(DMP)不攪乱試料の一面せん断試験による変形・強度特性と物理的性質, 地盤工学会中国支部論文報告集, Vol.19, No.1, pp.17-25, 2001.
- 8) 清水正喜, 田中淳, 伊藤洋介: 不攪乱風化軽石土の一面せん断強度に対する間隙比の影響, 第55回土木学会年次学術講演会, pp126-127, 2000.
- 9) 清水正喜, 福田貴之: 大山倉吉軽石 (DKP) 不攪乱試料のせん断強度—不均質性と間隙比の影響評価—, 第57回土木学会年次学術講演会, III-343, pp.685-686, 2002.
- 10) Hvorslev, M. J.: Physical components of the shear strength of saturated clays, Proc. ASCE Research Conf. on Shear Strength of Cohesive Soils, pp. 169-273, 1960.
- 11) 清水正喜: 大山火山灰質土 (DMP および DKP) の不攪乱試料のせん断強度特性, 火山灰地盤の工学的性質の評価法に関するシンポジウム発表論文集, 地盤工学会北海道支部, pp.187-192, 2002.

- 12) Lo, K. Y.: Shear strength properties of a sample of volcanic material of the Valley of Mexico, *Geotechnique*, pp.303-316, 1961.
- 13) Terzaghi, K. and Peck, R. B.: *Soil Mechanics in Engineering Practice*, 2nd ed., John Wiley & Sons, 1967.

付録1. 正規圧密状態における破壊時のせん断応力と間隙比の関係

間隙比—垂直応力面上で処女圧縮曲線 (VCL) は次式で表すことができる:

$$e = e_{c0} - C_c \log \frac{\sigma}{\sigma_{c0}} \quad (5)$$

ここに, e_{c0} と σ_{c0} はそれぞれ VCL 上の任意の点の間隙比と垂直応力である。VCL 上の供試体 ($e=e_c, \sigma=\sigma_c$) を考えると,

$$e_c = e_{c0} - C_c \log \frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} \quad (6)$$

その供試体が垂直応力一定でせん断されると次式で与えられるせん断強さ τ_f を発揮する。

$$\tau_f = \sigma_c \tan \phi_d \quad (7)$$

両式から σ_c を消去すると

$$e_c = e_{c0} + C_c \log(\tan \phi_d) - C_c \log \frac{\tau_f}{\sigma_{c0}} \quad (8)$$

の関係式を得る。せん断開始から破壊時までに生じるダイラタンシーによる間隙比の増加量を Δe_D , 破壊時の間隙比を e_f とおくと、即ち

$$e_f = e_c + \Delta e_D \quad (9)$$

右辺の e_c に式(8)を代入すると e_f と τ_f を関係付ける次式を得る:

$$e_f = \Delta e_D + e_{c0} + C_c \log(\tan \phi_d) - C_c \log \frac{\tau_f}{\sigma_{c0}} \quad (10)$$

この式は, Δe_D が垂直応力によらず一定であれば, τ_f の対数と e_f が直線関係にあることを表している。十分高い垂直応力下で正規圧密状態にある飽和粘性土を排水せん断すると Δe_D は垂直応力によらず一定になることはよく知られた実験事実である。式(10)の直線上の任意の点を ($e_f=e_{f0}, \tau_f=\tau_{f0}$) とおくと式(10)を式(4)のように表すことができる。

付録2. Hvorslev のせん断強度理論

土のせん断強さは垂直応力のみ, あるいは間隙比のみによって定まらない。このことを考慮するために Hvorslev は, Mohr-Coulomb の破壊基準における強度パラメータは, 間隙比の関数であり, それを決定するためには間隙比を同じにする必要があると主張した。Hvorslev の破壊基準は次のように表される:

$$\tau_f = c_e + \sigma_f \tan \phi_e$$

(11)

ここに、 c_e と ϕ_e は Hvorslev のせん断強度パラメータであり、間隙比の関数である。実験事実によれば c_e は間隙比の関数であるが ϕ_e は定数となることが多い。これが正し

ければ、同じ間隙比であれば、正規・過圧密という応力履歴によらず、せん断強さは垂直応力が大きいほど大きくなる。