

風化した広島型花崗岩の力学特性

服部隆行¹・瀬戸一法²・坂口賢明³・北川隆司⁴・日下部治⁵

¹正会員 基礎地盤コンサルタンツ (株) 事業本部技術管理部 主任 (〒102 東京都千代田区九段北1-11-5)

²正会員 工修 清水建設 (株) 千葉支店土木部 (〒270-11 千葉市中央区中央4-8-1) (元広島大学大学院)

³正会員 日本舗道 (株) 工務部本社工事グループ (〒162 神戸市灘区新在家南町4-12-10) (元広島大学)

⁴正会員 理博 広島大学助教授 理学部地球惑星システム学科 (〒739 東広島市鏡山1-3-1)

⁵正会員 Ph.D. 東京工業大学教授 工学部土木工学科 (〒152 東京都目黒区大岡山2-12-1)

広島型花崗岩の力学特性を解明するために、ブロックサンプリングにより採取した不攪乱試料を用いて一次元圧縮試験および排水・非排水三軸圧縮試験を行った。また、それらを構成する鉱物毎の力学特性を把握し、風化花崗岩が形成する骨格構造を異なる鉱物の混合体としての視点より評価した。風化花崗岩は、粘土化した斜長石と黒雲母、石英および正長石から構成され、初期の圧縮およびせん断特性は、粘土化した斜長石と黒雲母の特性に支配され、それ以後は、石英と正長石の力学特性に支配されることを示した。一方、石英と正長石の力学挙動の支配構成成分は、粒子の形状および粒子破砕特性に大きく左右されることが半明した。

Key Words : decomposed granite, undisturbed sample, properties of rock forming minerals, compression test, shearing test, particle crushing, strength mobilization

1. はじめに

筆者らは残積土壌の基礎工学的情報の蓄積を目指して、1993年8月から、広島市内の造成工事予定地において風化花崗岩に関する一連の原位置試験、室内試験を継続的に実施し、原位置調査試験を中心に結果の一部を別報¹⁾で報告した。

調査地点の風化花崗岩は、粘土細粒の詳細な観察やX線粉末回折および顕微鏡写真の分析によると著しい風化作用を受け、母岩の構成鉱物である斜長石の一部および黒雲母が粘土化していた。特に斜長石は、ハロイサイト化が粒子中心部で生じて未変質部が粒子外周部に残存し、この部分が他の鉱物との骨格構造を保持していることを報告した。また、平板載荷試験結果からは、破壊形態が載荷板直下に大きな沈下を生じる局所せん断破壊を呈し、載荷板直下の不攪乱試料の顕微鏡写真分析から顕著な粒子破砕の発生を確認した。以上の結果から、風化花崗岩の地盤材料挙動は、初期剛性は高いが破壊圧を越える荷重を受けると急激に圧縮性が増加することを示唆し、また斜長石の変質程度が風化花崗岩全体の骨格構造特性を大きく左右することやこの変質程度が空間的に異なれば、骨格構造の不均質が生じることが推論された。

これらの知見から、要素試験の実施には慎重な試料採取・試料作成が要求され、要素試験結果にはバラツキの発生が予想された。また、要素試験の力学挙動の理解には構成する鉱物ごとの力学特性の情報が有用であることなどが理解される。さらに筆者らの研究計画には、基礎の支持力解析等の境界値問題に対

する要素試験情報の適用性の検討も含んでおり、既往の弾塑性構成モデルに要する力学定数の整理も行う。本論文は、以上に述べた視点から実施した室内試験の結果を取りまとめて報告する。

2. 既往の研究

風化花崗岩の力学特性に関する研究は、主として西日本を中心に行われ、これまでの先駆的な研究成果を整理した結果を表-1に示す。風化花崗岩の工学的特性としては、物理特性は母岩生成要因の影響を受け明確な地域発生がみられるが、力学特性は風化の不均一性や風化花崗岩自体が均質作用を受けないことからバラツキが大きく、明確な地域発生はみられない場合が多い^{2), 3)}。また不攪乱試料の力学特性の情報は、多量の高品質な不攪乱試料が必要だが、作成が困難であるため限定されている。ここでは、風化花崗岩の力学特性を風化残積土としてのマクロな視点から整理し、その共通点を以下に述べる。

(1) 圧縮特性

図-1に風化花崗岩の代表的な圧縮曲線を示す。不攪乱試料の圧縮曲線は、初期載荷荷重に現れる除荷曲線と同等の傾斜を示す部分と正規圧縮曲線のような急激な傾斜を示す部分が存在している。また、明確ではないが圧縮降伏応力 P_y としては、ほぼ $P_y=100\sim 200\text{kPa}$ の範囲であることが報告されている⁴⁾。風化残積土の圧縮特性の支配要因としては、風化度による骨格構造

表-1 風化花崗岩の既存研究成果一覧

研究機関	柴田、清水、都司(6)	八木、矢田部(7)	西田、青山(4)	村田、兵頭、安福(5)		
年代	1982	1985	1986	1987		
対象花崗岩	花崗閃緑岩	頷家型花崗岩	頷家型花崗岩	広島型花崗岩		
サンプリング方法	ブロックサンプリング	ブロックサンプリング	釘打ち法	釘打ち法		
供試体作成方法(飽和度)	凍結法(90%)	凍結法(60-70%)	チューブ法(自然状態)	凍結法(自然状態)		
供試体成形方法(回転数)	ディスクカッター	コアビット(400rpm)	特殊カッター	コアビット(720rpm)		
供試体形状(φ, H cm)	角柱(4, 10)	円柱(5, 10)	円柱(8, 16)	円柱(5, 125)		
比重	2.610-2.702	2.650-2.680	2.740-2.745	2.585-2.681		
初期間隙比	0.428-1.105	0.381-0.900	0.553-1.473	0.387-1.070		
D10, D60 (μm)	115-2850, 5-135	200-500, 600-2000	-	-		
圧密試験	標準圧密	-	-	三軸等方圧密		
三軸試験(飽和度)	CD(飽和) CU(飽和)	CD(飽和、不飽和)	CD(飽和、不飽和)	CD(飽和、不飽和)		
ひずみ速度(%/min)	0.007	0.05	0.032	0.15		
背圧(kPa)	196	490	-	100		
力特性	λ	0.135-0.148	-	0.035-0.113	0.118-0.447	
	κ	0.012-0.014	-	-	0.028-0.049	
	Pc (kPa)	不明瞭	-	100	200	
	粒子破碎の検討	-	-	-	○	
学特性	せん断特性	CD(間隙比)	硬化後軟化型(0.387)	-	硬化後軟化型(0.365-0.437)	硬化後軟化型(0.428-0.514)
		CU(間隙比)	硬化型(0.515)	硬化型(0.616)	硬化型(0.615)	硬化型(0.752-1.105)
	ヒズミ関係	硬化後軟化型(1.07)	-	-	-	
		硬化型(0.399-0.515)	-	-	-	
	Cd, Cu (kPa)	0.0, 8.8	0.0-12.9, -	-	10.2-21.7, -	
	φd, φu (°)	38.0-48.0, 29.1	29.0-38.4, -	-	35.7-48.9, -	
粒子破碎の検討	-	○	-	○		

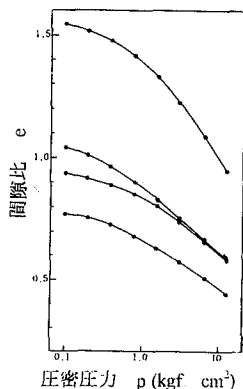


図-1 一次圧縮特性⁴⁾

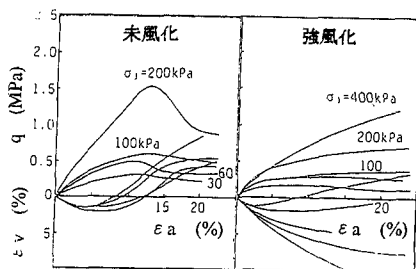


図-2 せん断特性(その1)⁵⁾

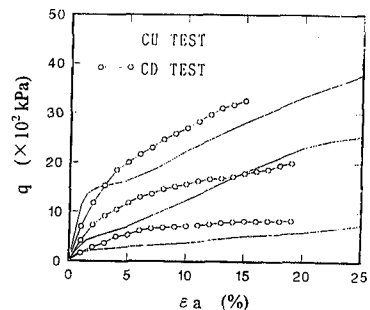


図-3 せん断特性(その2)⁶⁾

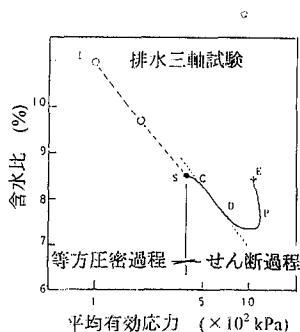


図-4 せん断時のw-log p 関係⁸⁾

特性の違い及び応力レベルに依存する粒子破碎の影響が大きいことが指摘されている⁵⁾。

(2) せん断特性

図-2, 3に排水, 非排水条件下における三軸圧縮特性を示す。応力-ひずみ関係は、排水条件下では風化度と拘束圧に依存し、ひずみ硬化後軟化型(風化度小, 低拘束圧)からひずみ硬化型(風化度大, 高拘束圧)の特性を示す⁵⁾。一方、非排水条件下での応力-ひずみ関係は、載荷初期に急激な立ち上がりを示し、一旦降伏した後再度硬化する関係が報告されている⁶⁾。またダイレイタンスー特性は風化が極端に進んだものは正規圧密の挙

表-3 室内試験条件一覧

試料状態		不攪乱試料		石英	正長石	粘土分
		上層	下層	密, 緩	密, 緩	再圧密=225.4 kPa
圧密	供試体形状 (φ, H mm)	58, 50		58, 50	58, 50	60, 20
	初期間隙比	0.85-0.95		0.75, 1.07	0.85, 1.03	1.33
せん断試験	供試体形状 (φ, H mm)	50, 100		100, 200	100, 200	35, 70
	C U試験 (拘束圧kPa)	49, 98, 196		98	98	588
	C D試験 (拘束圧kPa)	—		49, 98, 196	98	98
	バックプレッシャー (kPa)	245		245	245	196
	ひずみ速度 (%/min)	0.1				
	三軸透水試験	せん断前後		—	—	—
	粒度試験 (試験前後)	○		○	○	—

動を示すが、その挙動は風化度と拘束圧に依存する。

風化花崗岩の三軸心力状態の含水比 w - $\log p'$ 関係を図-4⁶⁾示す。排水せん断過程では、初期は等方圧縮曲線とほぼ平行に推移し、一旦体積変化が発生しない過程に至り、その後圧縮曲線の外側に移行する傾向がみられる。この傾向は、せん断中の粒子破砕による骨格構造の変化の影響と推定され、一般的な堆積土で見られない傾向である。

以上のように風化花崗岩のせん断特性は、風化度別の骨格構造の違い、粒子破砕性状、拘束圧レベル、ひずみレベルに依存し、各要因が相互に影響している。本研究では上述した風化花崗岩の圧縮・せん断特性を検討するために、それらを構成する鉱物毎の力学特性を把握し、風化花崗岩の骨格構造を異なる鉱物の混合物としての視点から評価する。

3. 試料採取と実験方法

試料採取地点は広島市中心部から北北西 3km、海拔 270m に位置し、地質は中粒黒雲母花崗岩 (広島型花崗岩) である。当該地の花崗岩は主に石英 (体積比率約 40%)、正長石 (約 32%)、斜長石 (約 22%)、黒雲母 (約 6%) の 4 種類の鉱物からなり、やや球状組織を呈する。このうち斜長石と黒雲母は、化学的に変質し、粘土化しており、少なくとも深さ 10m までは「マサ土」状態となっている。また、地質時代における除荷作用に起因すると考えられる微細な割れ目 (メテイングジョイント)⁷⁾ が、ほぼ水平な状態で顕著に発達していた。

当研究では、1994年8月に図-5に示す上層および下層からブロックサンプリングにより採取した不攪乱試料および調査地点付近の攪乱試料から作成した鉱物別の試料 (石英・正長石・粘土鉱物) を対象として力学試験を実施した。試料の物理特性と粒度組成を、礫分約 40%、砂分約 55%、細粒分約 5% から成り、74 μ m以下の細粒分の塑性指数は、IP=29.7と低

表-2 物理特性

不攪乱試料 標本数		比重 (g/cm ³)	乾燥密度 (g/cm ³)	湿潤密度 (g/cm ³)	含水比 (%)
上層	144	平均 2.66 変動係数 2.66	14.8	16.6	11.5
	2.66		0.05	0.07	0.37
下層	96	平均 2.66 変動係数 2.66	15.9	17.1	9.1
	2.66		0.07	0.03	0.38

攪乱試料	比重	最大間隙比	最小間隙比
粘土分	2.68	—	—
石英	2.66	0.923	0.584
正長石	2.63	0.973	0.932

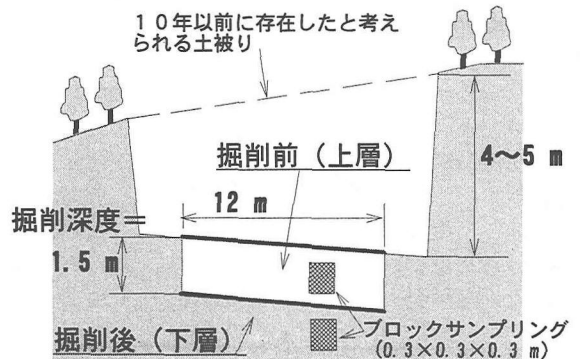


図-5 試料採取地点の断面図

塑性である。

風化花崗岩における高品質な不攪乱試料の採取および評価は非常に困難であり、試料の品質評価が必要不可欠となる。筆者ら⁸⁾は、事前複数種類のサンプリング及びトリミング方法の組み合わせから作成した各不攪乱試料に対する試料の品質評価を行った。以下に最適方法及び判断され、本研究で採用したサンプリング、トリミング方法及び実験方法の詳細を述べる。

(1) サンプリング

不攪乱試料採取は、ブロックサンプリング (木箱: 0.3 x 0.3

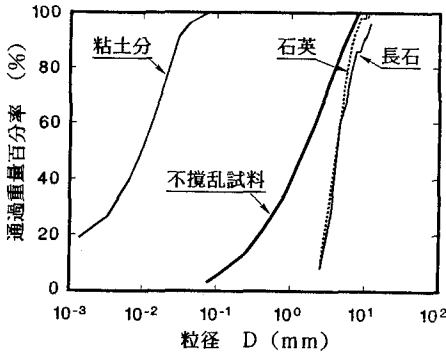


図-6 粒径分布曲線

×0.3m)にて行った。また、試料の選別は急勾配の林道を利用するため、試料の保製にはクッション材を用い、細心の注意を払って試験室まで運搬した。鉱物別の試料は、石英、正長石は同一地点で採取した攪乱試料からハンドピッキングで選別し、粘土分は水洗いで選別し、74 μmを通過した試料を対象とした。

(2) 供試体作成方法

不攪乱試料は、凍結法^{9), 10)}で作成した。凍結時の試料は、飽和度を70~80%に調整し、側面を拘束した状態で、冷凍庫内の温度を-40℃として凍結した。なお、アイスレンズの発生防止を目的として、凍結状態の一次元性を確保するために以下の方策を行った。凍結時の初期は、30℃程度に保たれたラバーヒーター(ラバーヒーター: 泉電熱製, サモット: HAKKO FINE THERMO)を試料上面に設置した。そして、試料内部に挿入した温度センサー(足立計器: DIGITAL SURFACE THERMOMETER)で試料内部の温度が0℃となるのを確認した後、ラバーヒーターを撤去し、24時間以上凍結させた。コアリングはダイヤモンドコアカッターで行い、供試体はφ=50mm, h=100mmとした。供試体の保存は、表面の乾燥防止から薄いビニールシートで密封し、冷凍庫内で保存した。

鉱物別の試料は、粘土分は75 μmのフルイを通過した試料をスラリーから $\sigma'_v = 225.4 \text{ kPa}$ で再圧密し、ハンドトリミングで作成した。一方、石英・正長石は、2 mmのフルイに残留した試料をモールド(φ=100mm, h=200mm)内で締め固め、締め固め(地盤工学会基準: 最小密度試験方法(JFS T 161-1900))・密詰め(ハンドバイプレーターによる締め固め)の2種類の供試体を作成した。試料作成時の相対密度DrはDr=67~79%(密詰め), Dr=0~21%(締め固め)であった。これらの試料の均等係数Ucは、Uc=11.11(不攪乱), Uc=1.80(石英), Uc=1.73(正長石)となり、石英、正長石は不攪乱試料よりも粒度分布が均一となっている。今回対象とした鉱物別の試料は、試料選別条件における上記の制約を認めたものである。

(3) 実験方法

今回実施した試験と使用した試料の関係を表-3に示し、以

下に試験方法の詳細を述べる。

一次元圧縮試験: 供試体寸法は、φ=58mm, h=50mmとした。供試体は飽和し、載荷はペロフラムシリンダーを用いて、鉛直圧力範囲は9.8~3920kPa, 荷重増加倍率=1, 載荷時間=15分の段階載荷を行った。なお、粘土分の圧密試験は地盤工学会基準を適用した(JSF T 411-1990)。

三軸圧縮試験: 試験条件は、等方圧密排水・非排水条件とし、各試料の拘束圧、背圧、及びひずみ速度の一覧を表-3に示す。

せん断過程は側圧一定とし、軸ひずみ $\epsilon_a = 15\%$ 時点を終了とした。軸力はセル内にセットしたロードセルで測定し、ピストン、キャップなどの自重の影響はカウンターウェイトで制御した。不攪乱試料は、供試体にメンブレンを装着後、セル内に脱炭水を注水し、約6時間静置した。解凍による供試体体積の変化は、ダイヤルゲージ及びセル内の水の体積変化から算出した。石英・正長石は、作成した供試体を負圧(-30kPa)で自立させ、セット後このセル圧(9.8kPa)で拘束し、負圧を解放した。供試体の飽和方法は、不攪乱試料及び石英・正長石は9.8kPaの拘束圧下で、炭酸ガスを約30分及び脱炭水を5時間以上とした通気・通水を行った。なお、粘土分は脱炭水の通水のみとした。この方法により、各供試体の圧密後のB値は、0.95以上を確保できた。

また、不攪乱試料はせん断過程の前後に透水試験を行った。透水試験は下部向上板から上部向上板へ透水させる変水位法とし、動水水頭は浸透圧による供試体への影響を考慮して、約2とした。

破砕試験: 粒子破砕はインターロッキングやダイレイタンシーを低下させる一つの要因と考えられる。そこで石英・正長石を対象として破砕試験を実施した。試験は三軸圧縮試験装置を用い、遠藤の方法¹¹⁾により次式から引張強度Stを算出した。

$$St = 0.9 \times F_0 / Dm^2$$

引張強度: St (Pa), 破砕時の荷重: F_0 (N), 載荷点間の距離: Dm (cm)

本論文では、以下に示す表示にてデータを整理した。

一次元圧縮応力: P

圧縮指数: Cc: $\lambda = 0.434 Cc$

膨張指数: Cs: $\kappa = 0.434 Cs$

平均有効主応力: $p' = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3) / 3$

主応力差: $q = \sigma_1 - \sigma_3$

応力比: $\eta = q / p'$

せん断ひずみ: $\gamma = \epsilon_a - (1/3) \epsilon_v$

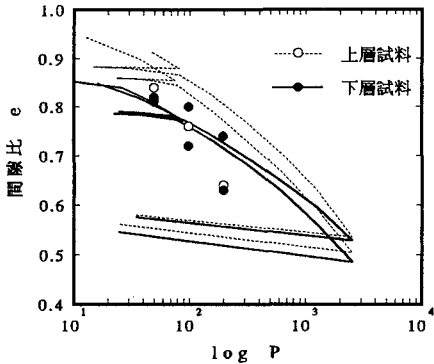
軸ひずみ: ϵ_a , 体積ひずみ: ϵ_v

ダイレイタンシー係数: $D = -\Delta \epsilon_v / \Delta \epsilon_a$

4. 不攪乱試料の力学特性

(1) 一次元圧縮特性

一次元圧縮試験の結果を図-7に示す。一次元圧縮曲線は、上・下層採取試料にて明確な変曲点は認められず、掘削(5 m



注) ○・●は、上層・下層における等方圧密後の間隙比である

図-7 一次元圧縮曲線

程度)による土破りの影響は、堆積土が示す圧密降伏応力という形では見られない。また、図-17で後述するように入/(1+e)は応力依存性を示し、徐々に増加する傾向を示す。また、図-7には、三軸試験の等方圧密完了時の間隙比と拘束圧の関係も付記した。等方圧密による圧縮特性は、上層試料は一次元圧縮特性よりも多少小さい値を示しているが全体的には一次元圧縮特性の結果とほぼ同等の範囲にプロットされた。

(2) せん断特性

図-8にCU試験の応力比 η 及び間隙水圧 u と軸ひずみ ϵ_a の関係を示す。なお、 u は拘束圧 σ'_c で正規化している。 η 、 $u - \epsilon_a$ 関係は、 ϵ_a のレベルから、I ($\epsilon_a = 0 \sim 1\%$)、II ($\epsilon_a = 1 \sim 5\%$)、III ($\epsilon_a = 5 \sim 15\%$)の3区間に区分できる。 η 、 u は、I区間で η 、 u とも急激に立ち上がり、II区間では η の応答は緩やかになり、 u はピークに達して安定する。そして、III区間では η はピークに達したのち軟化傾向を示し、 u は減少する傾向を示す。全体的な η 、 $u - \epsilon_a$ 関係は、ひずみ硬化後軟化型であり、柴田ら⁶⁾の傾向と一致する。上・下層による η 、 $u - \epsilon_a$ 関係に差は少ないが、 q は下層が上層より3~13%程度大きくなった。

図-9にCD試験の η および ϵ_v と γ の関係を示す。 $\eta - \gamma$ 関係は、CU試験と同様にひずみ硬化後軟化型を示すが、 η のピークは拘束圧が低いほど γ が小さく、軟化傾向も明確である。また、 ϵ_v は負のダイレイタンスが発生する $\gamma = 2\%$ 程度までは正規化傾向にあるが、それ以降は、拘束圧が小さいほど正のダイレイタンスが卓越している。以上の傾向は、村田ら⁵⁾の傾向と一致する。図-10に η とDの関係を示す。 $\eta - D$ 関係には拘束圧依存性があり、堆積土に見られる線形関係¹²⁾は見られない。なお、 $D = 0$ における η は1.65となり、 η_{MAX} におけるDは0.30~0.41となる。

図-11にCU、CD両試験の有効応力パスを示す。CU試験では、I区間において過剰間隙水圧が急激に発生し、左上がり立ち上がるが、II区間では p がほぼ一定値を示して垂直に上昇する。そして、III区間においてピーク強度 ($\epsilon_a = 10 \sim 13\%$) $\eta = 1.65 \sim 1.75$ (上層)、 $\eta = 1.80 \sim 1.94$ (下層)に

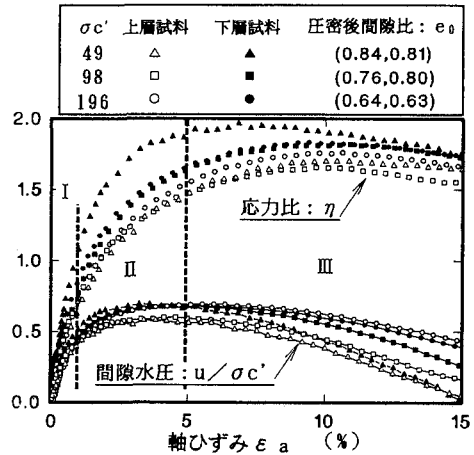


図-8 η 、 $u - \epsilon_a$ 関係 (CU)

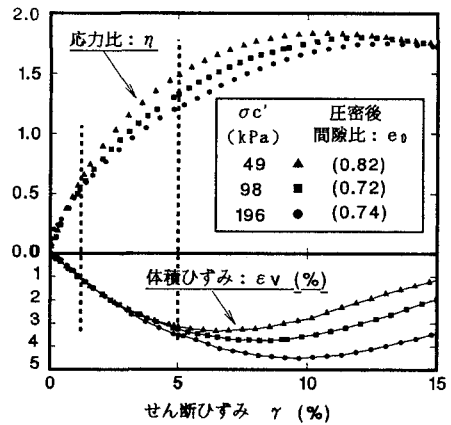


図-9 η 、 $\epsilon_v - \gamma$ 関係 (CD)

マークはせん断ひずみレベルを表している

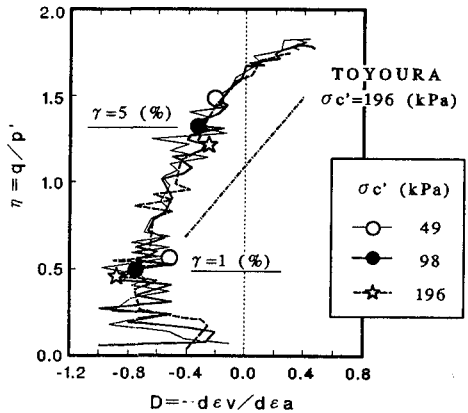


図-10 $\eta - D$ 関係

到達した後、 $\gamma = 12\%$ 程度から q が低下し、 $\epsilon_a = 15\%$ で $\eta = 1.52 \sim 1.63$ (上層)、 $\eta = 1.70 \sim 1.73$ (下層)に減少する。CD試験では、ピーク強度は $\eta = 1.75 \sim 1.83$ に到達し、その後減少する。

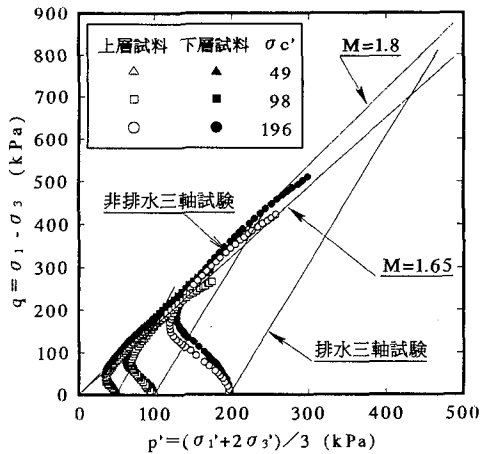


図-11 有効応力パス

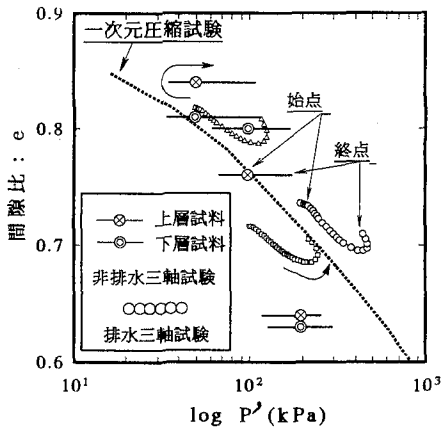


図-12 セン断時の $e - \log p'$ 関係

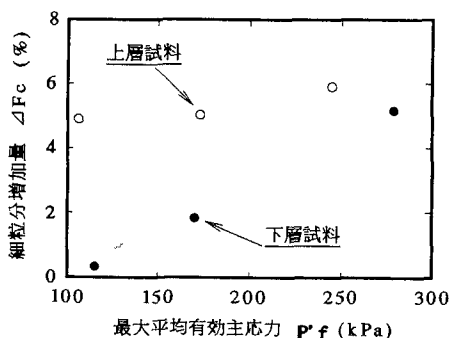


図-13 ΔFc と $p'f$ の関係

図-12にCU, CD試験のせん断時の $e - \log p'$ 関係を示す。CU試験は、限界状態に到達するまで p' は減少し、残留状態で $\eta = 1.67 \sim 1.75$ となり、CD試験における $D = 0$ の場合とほぼ一致する。一方、CD試験は、初期状態に多少差はあるものの、載荷初期は圧縮曲線とほぼ並行に移動し、一旦体積変化が発生しない過程に至る。そして、ピーク強度に近づくにつれ、圧縮曲線の外側に移行している。これらの挙動は、柴田ら⁹⁾と

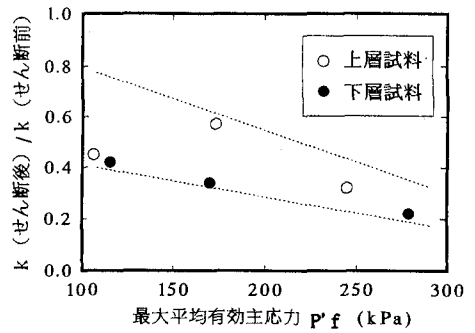


図-14 透水係数の変化と $p'f$ の関係

一致する特有の傾向であり、沖積粘性土では見られない。CU, CD試験ともに $\gamma = 12\%$ 以降の挙動は、材料特性の変化を示すものであり、粒子破碎の影響と考えられる。この点については後に詳述する。

(3) 粒子破碎

せん断による粒子破碎を定量化することを目的として、せん断試験後における分け試験を行った。図-13にせん断前後の細粒分増加量 ΔFc (%) と最大平均有効主応力 $p'f$ の関係¹³⁾を示す。 ΔFc は下層に比べ上層の増加傾向が大きいのが、その差は拘束圧の増加と共に小さくなっている。上層と下層のCU試験の η には差があり、粒子破碎の程度がダイレイタンスの減少率に影響し、強度の差となったと推定される。また、粒子破碎は試料の透水性にも影響を及ぼすことが報告されている¹⁴⁾。図-14に $p'f$ とせん断前後における透水係数の比の関係を示す。せん断後の透水係数の減少率は $p'f$ に反比例する傾向にあり、減少率は 20~60% となった。以上の結果は、風化花崗岩の透水性は、粒子破碎により低圧領域においても顕著な低下を起す可能性を示唆している。

5. 構成鉱物別の力学特性

(1) 一次元圧縮特性

図-15に構成鉱物別の一次元圧縮曲線を、表-4に試験結果の一覧を示す。石英、正長石は明確な変曲点が見られ、Casagrandeの方法から圧縮率応力 P_y を求めた。 P_y は、石英(密詰め)が最大値(1700kPa)を示し、また密詰めと緩詰めを比較すると石英で1.8倍、正長石で1.2倍の差が生じた。一方、粘土分はスラリー状態で $P = 4.9\text{kPa}$ の予備圧密(24時間)を行い、圧密試験を実施したことから明確な P_y は現れていない。砂の圧縮特性は、粒子破碎のない応力範囲では正規圧密状態 $- \log P$ 関係を示し、圧縮指数は初期空隙比 e_0 から一義的に決まることが報告されている¹⁵⁾。石英、正長石の入を密詰めと緩詰めで比較すると $P \leq P_y$ の範囲では17% (石英)、13% (正長石) 程度緩詰めの方が大きく、入は空隙比の違いによる明確な差が生じた。また図-16の圧密試験前後の石英、正長石の

表-4 鉱物別一次元圧縮特性一覧

	e_0	λ ($P < P_y$)	λ ($P > P_y$)	κ
不攪乱	0.85	0.037-0.134	0.037-0.134	0.010-0.013
石英 密詰め	0.75	0.003-0.043	0.148	0.003
石英 緩詰め	1.01	0.007-0.068	0.184-0.214	0.003
正長石 密詰め	0.85	0.006-0.054	0.163-0.178	0.003
正長石 緩詰め	1.04	0.013-0.086	0.209-0.261	0.002
粘土分	1.33	0.094-0.234	0.094-0.234	0.012

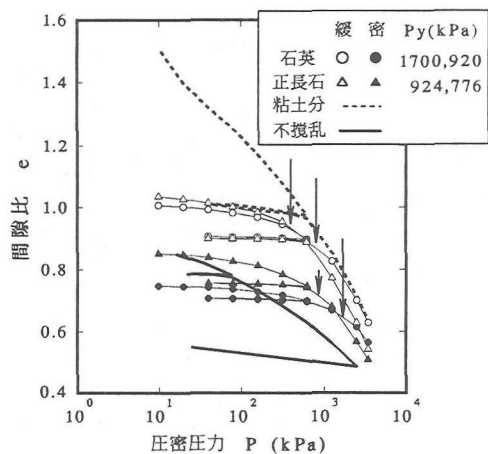


図-15 e - log P 関係 (鉱物別)

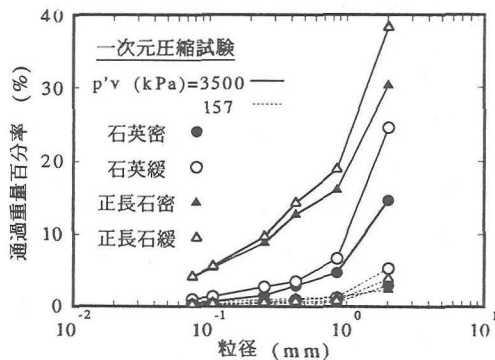


図-16 一次元圧縮試験後の粒度積曲線

粒度積曲線は、 $P \leq P_y$ ($P_y = 157 \text{ kPa}$) の範囲では粒子破碎がほとんど進行しておらず、この応力範囲の石英、正長石の圧縮特性は、砂に近い挙動を示すことが考えられる。一方、 P_y 前後の各応力範囲の λ の比は、8~10倍となり、 P_y 前後の圧縮特性は大きく異なる。また、 $P \geq P_y$ の範囲の λ は、石英よりも正長石の方が 20% 程度大きい。三浦ら¹⁶⁾ は、砂の等方圧縮試験結果から $e - \log P$ 曲線で見られる降伏応力以降の圧縮は粒子破碎に起因すると報告している。図-16の結果は、粘土分と類似の e 対象試料の粒子が粒径 2mm 以上にも拘わらず、試験後に 2mm 以下の粒子が 15~40% 発生し、かつ正長石の方がより多くの粒子破碎が発生したことを示し、 P

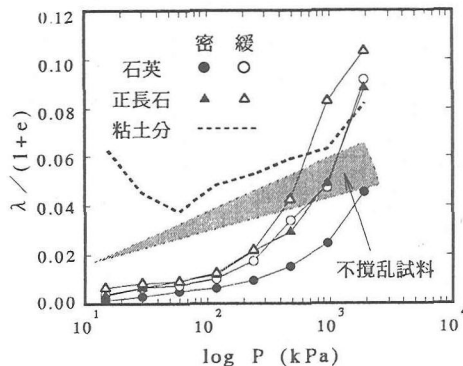


図-17 $\lambda / (1+e)$ と $\log P$ の関係

$\geq P_y$ の範囲の圧縮は、主に粒子破碎によると推定される。また、密詰めよりも緩詰めの方が粒子破碎の程度は大きく、粒子間の接触形態も粒子破碎に影響を及ぼすと考えられる。

図-17に不攪乱及び鉱物別試料の $\lambda / (1+e)$ と圧縮力 P の関係を示す。不攪乱試料の $\lambda / (1+e)$ は、 $P = 500 \text{ kPa}$ 付近までは、粘土分と石英、正長石の中間の値を示す。しかし、石英(密詰め) 以外は $P \geq P_y$ の範囲で不攪乱試料に近づき、 $P = 600 \sim 950 \text{ kPa}$ 付近から不攪乱試料よりも大きくなる。原因としては、攪乱試料は均一な粒状構成をしており、不攪乱試料と比較して粒子破碎による密実化の程度が低いことが考えられる。以上の結果から、不攪乱試料の一次元圧縮特性は、各応力レベルの構成鉱物毎の圧縮特性に依存することを示唆している。

なお、 κ は、石英、正長石は $\kappa = 0.002 \sim 0.003$ 、粘土分は $\kappa = 0.012$ の値を示し、不攪乱試料 ($\kappa = 0.010 \sim 0.013$) は粘性土に近いことから、除荷履歴が粘性土の特性に支配されると考えられる。

(2) せん断特性

各鉱物毎の CU 試験の η 、 $u - \varepsilon_a$ 関係および CD 試験の η 、 $\varepsilon_v - \gamma$ 関係を図-18、19に示す。

各鉱物毎では、CU、CD 試験とも $\eta - \varepsilon_a$ 、 γ 関係は粘土分および石英、正長石(緩詰め) は必ずみ硬化型を示し、石英、正長石(密詰め) は必ずみ硬化後軟化型となった。また、 u 、 $\varepsilon_v - \varepsilon_a$ 、 γ 関係は必ず表裏一体の関係を示し、粘土分および石英、正長石(緩詰め) は負のダイレイタンスーが発生し、その後必ず一定値を示すのに対し、石英、正長石(密詰め) は正のダイレイタンスーの発生が顕著である。しかし、石英、正長石(密詰め) とも、 ε_a 、 $\gamma = 7\%$ 付近からは正のダイレイタンスーの発生傾向が低下している。石英、正長石(密詰め) の η のピーク値はほぼ同等の値を示すが、ダイレイタンスー挙動は明確な差が認められ、石英は、正長石に比べ正のダイレイタンスーの発生が著しい。

図-20に CU 試験の有効応力パスを示す。不攪乱試料と各鉱物毎の有効応力パスを比較すると、 $\gamma = 1\%$ までは不攪乱試料と粘土分の挙動がほぼ一致し、それ以降境界状態までは石英、

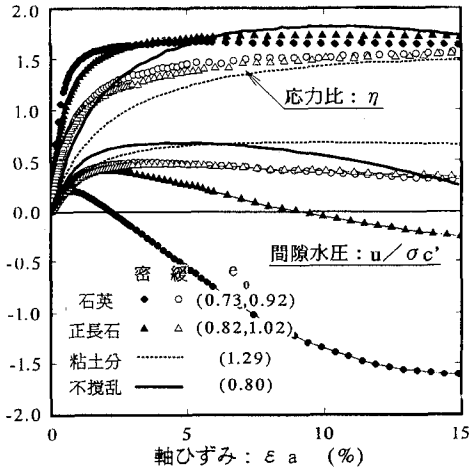


図-18 η , u - ϵ_a 関係 (鉱物別)

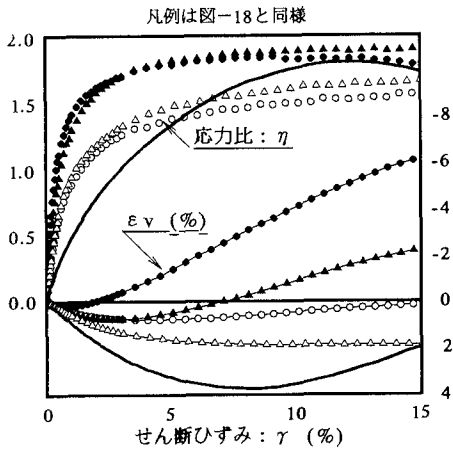


図-19 η , ϵ_v - γ 関係 (鉱物別)

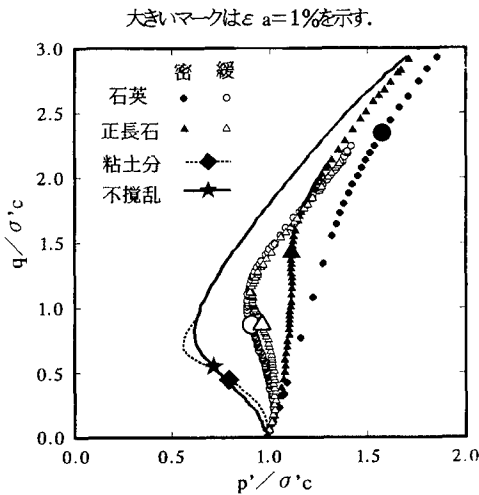


図-20 有効応力パス (鉱物別)

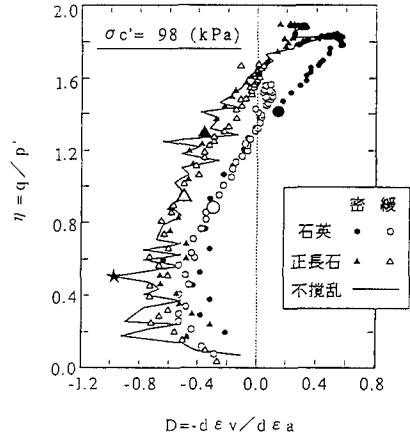


図-21 D - η 関係 (鉱物別)

正長石 (緩密め) の挙動に近くなる。そして限界状態に達してからの挙動は、石英、正長石 (密締め) と一致する傾向を示す。

次に図-21に D - η の関係を示す。せん断初期の $\gamma=1$ %程度までは、不攪乱試料の D の値は他と比べて小さく、負のダイレイタンスの発生が顕著である。これは、有効応力パス同様、不攪乱試料のせん断初期のダイレイタンス挙動を粘土分が支配することを示唆している。それ以降の D - η 関係は、 $D=0$ ($\gamma=5$ %程度) までは正長石 (緩密め) に、 $D \geq 0$ の範囲は石英 (密締め) の挙動に近い傾向を示した。

(3) 粒子破碎特性

図-22にせん断試験後の粒径増加曲線を示す。試験後の2mm以下の粒子は5~10%発生し、石英と比較して正長石の発生量が多い。しかし、細粒分の発生量は、一次元圧縮では緩密め、せん断では密締めが多くなり、載荷条件によって粒子破碎特性に差異が生じた。

粒子破碎を伴う砂の力学特性への影響因子は、粒子破碎特性に及ぼす諸条件 (拘束圧、相対密度など)、粒子の破碎強度、形状、粒径などが指摘されている¹⁰⁾。写真-1に石英、正長石の粒子形状の一例を示す。石英は丸みを帯び、表面は滑らかであるのに対し、正長石はアンギュラリティーが大きく扁平な傾向を示し、明確な亀裂が分かる。

一方、粒子の破碎強度を比較する一例として、図-23に石英と正長石の引張強度 S_t のヒストグラムを示す。当試験では、正長石は鉱物の特定方向に卓越する劈開面を有する¹⁷⁾ ことから載荷方向を劈開面に対して平行及び垂直とする2種類の試験を実施した。なお、劈開面の方向は目視で判別した。各鉱物の S_t の度数分布関数は、 χ^2 検定にて有意水準5%の範囲で正規分布が妥当と判定された。そして、平均値は $S_t=12.4$ Mpa (石英)、11.1 Mpa (正長石、劈開面に垂直)、8.5 Mpa (正長石、劈開面に水平) となり、 t 検定で石英と正長石の平均値の同等性を検定した結果は、有意水準を5%の範囲で、

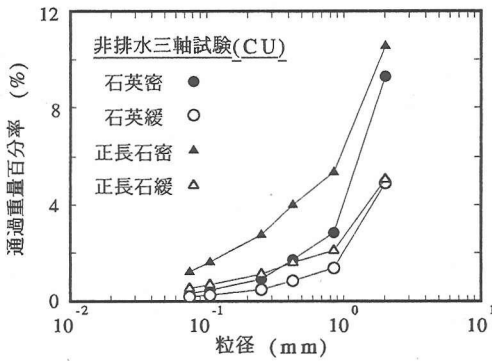
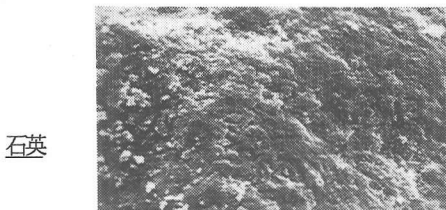
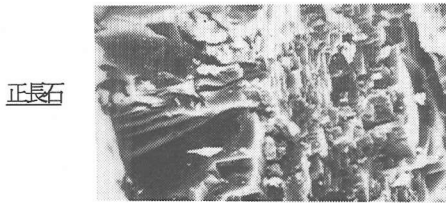


図-2.2 せん断試験後の粒径分布曲線(鉱物別)



石英

0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9



正長石

0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9

写真-1 石英、正長石の表面形状(一目盛=0.1mm)

()内は母数、平均値(MPa)、変動係数を表す

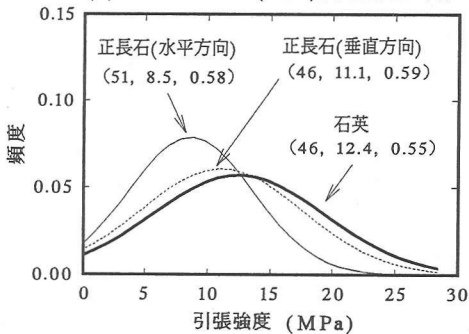


図-2.3 引張強度 St のヒストグラム

“石英と正長石(劈開面に垂直)は等しい”

“石英と正長石(劈開面に平行)は等しくない”

であることから、正長石は荷重方向の違いによる強度異方性を有することが統計的にも明らかとなった。

以上の結果は、石英と正長石の粒子破碎特性における差の一因と考えられ、一次元圧縮特性及びせん断時の密詰めによるダイレイタンス挙動の差に影響することが示唆される。

6. まとめおよびモデル化のポイント

4. 5の知見を整理し、風化花崗岩の力学特性をモデル化する際のポイントを以下に詳述する。

(1) 一次元圧縮特性

不攪乱試料の圧縮特性は、図-1.7から以下のように推定される。P=100kPa程度までは粘土化した斜長石、雲母(体積比率約28%)の空隙の圧縮に支配され、それからP=900kPa程度までは石英と正長石の空隙の圧縮がわかり圧縮性が增大する。そして、P=900kPa以上の圧縮性は石英、正長石の粒子破碎に支配されるが、一方で粒子破碎により骨格構造が密実化し、圧縮性の増大は抑制される。圧縮性の応力依存性は、粗粒分の粒子破碎特性及び骨格構造特性の高次性に依存している。また、除荷特性は石英、正長石は $\kappa \approx 0$ となり、粘土分の κ が不攪乱試料と同等となることから、不攪乱試料の除荷特性は粘土分(斜長石、雲母)に支配される。

(2) せん断特性

不攪乱試料のせん断特性は、各ひずみレベルにおいて各鉱物毎のせん断挙動に支配されることが分かる。せん断初期の $\gamma=1\%$ 程度までは粘土分(斜長石、雲母)の挙動、 $\gamma=5\%$ 程度までは石英、正長石の密詰め挙動とほぼ一致する。そして $\gamma=5\%$ 以降は、厳密には異なる強度発生機構を呈するが、密詰めの石英、正長石の挙動に支配され、正のダイレイタンスの発生が最大となる時点でピーク強度に達する。それ以後は、正のダイレイタンスの発生が低下し、両者の粒子破碎が進行することから軟化傾向を示すと考えられる。

(3) 粒子破碎特性

不攪乱試料の一次元圧縮特性、せん断特性とは、各鉱物毎の粒子破碎特性が大きく影響している。斜長石、雲母は低応力レベルで破碎することから粘土土の挙動として評価が可能である。また、構成鉱物の中で比較的高硬質である石英と正長石の粒子破碎特性にも明確な差が存在する。特に、正長石は、破壊試験結果から劈開面による強度異方性が存在し、それ自体のアンギュラリティーな形状からも石英よりも粒子破碎傾向が大きいことが推定される。

(4) モデル化におけるポイント

モデル化におけるポイントとしては、粒子破碎が卓越する前の応力レベルの範囲では、粘土分と石英・正長石の2層系混合体としての評価^{18), 19)}の可能性も考えられる。しかし、厳密には、石英と正長石の強度発生機構は異なると考えられ、それらの分担率が問題となる。また、粒子破碎が卓越する応力レベルでは、骨格構造特性の高次性、正長石と石英の粒子破碎分担率、それともなうダイレイタンス抑制の評価が必要と考えられる。

謝辞：今回の試験実施に際しては、(株)フジタ：青景平昌氏、平野訓相氏、広島大学工学部技官：山本博氏、元広島大学大学院：奥宮英治氏、そして、広島大学の院生・学生の方々に多大なご協力を頂きました。また、研究の一部は、平成9及び10年度文部省科学研究費補助金（課題：風化残積土の粒子破碎と圧縮生に関する微視的研究、課題番号：09650541、代表者：日下部台）の交付を受けた。記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 服部隆行, 北川隆司, 瀬戸一法, 低田洋隆, 日下部台: 風化した広島型花崗岩での一原位置試験, 土木学会論文集, No.589/III-42, 1998.
- 2) 末岡徹: まさ土の分布に関する一考察, 土木学会第47回年次学術講演会, pp.930-931, 1992.
- 3) 服部隆行, 日下部台, 低田洋隆: まさ土の工学的性質に関する一考察, 土木学会第48回年次学術講演会, pp.924-925, 1993.
- 4) 西田彦: 風化残積土の工学的性質, 鹿島出版会, p.58, 1986
- 5) 村田秀一, 兵藤正幸, 安福規之: 風化度に着目した乱さなまさ土の圧縮・せん断特性, 土木学会論文集, No.382/III-7, pp.131-140, 1987.
- 6) 柴田徹, 清水正喜, 都司尚: 三軸試験による不攪乱マサ土の強度・変形特性, 京都大学形造研究所年報, 25号B-2, pp.113-129, 1982.
- 7) 橋川伊武: 花崗岩帯表層部に発達する面状塊状構造岩に関する研究, 広島大学地学研究所報告第25号, pp.1-37, 1985.
- 8) 馬越茂, 服部隆行, 日下部台, 低田洋隆: 異なるサンプリング方法による風化花崗岩の不攪乱試料の品質, 土木学会第49回年次学術講演会, pp.438-439, 1994.

- 9) 八木良一, 谷田節雄: 不攪乱まさ土のせん断特性と微視的考察, 土木学会論文集, No.364/III-4, pp.133-141, 1985.
- 10) 阿部真太郎, 小野寺勇, 萩原敏行, 夫成紀: 礫混じり砂地盤のブロックサンプリングと試験による選搬・成形, 第28回土質工学研究発表会, pp.215-218, 1993.
- 11) 遠藤修: 点載荷重試験による岩塊並立地帯の評価, 土木学会第45回年次学術講演会, pp.1124-1125, 1990.
- 12) Rowe, P.W.: The stress-dilatancy relation for static equilibrium of assembly of particles in contacts, Proc. Roy. Soc. A., Vol.269, pp.500-527, 1962.
- 13) 磯崎真一, 新田登: 火山の粗粒土の粒子破碎指標, 第26回土質工学研究発表会, pp.689-692, 1991.
- 14) 萩原敏行, 日下部台, 大内政敏, 岡本圭司: 構造帯に着目した不攪乱可成砂の強度・変形特性, 土木学会論文集, No.487/III-26, pp.119-128, 1994.
- 15) 吉村慶台, 小川正二: 砂の等方圧密およびせん断帯生に及ぼす粒子形状の影響, 土木学会論文集, No.487/III-26, pp.187-196, 1994.
- 16) 三浦淳彦, 山内豊隆: 高含水比下における標準砂の排水せん断特性について, 土木学会論文集, No.193, pp.69-79, 1971.
- 17) Deer, W.A., Howie, R.A., Zussman, J.: Rock-Forming Minerals, Vol.4 Frame-work silicates Longmans, pp.1-93, 1963.
- 18) 小林隆志, 吉中龍之進: 礫混じり軟岩の強度・変形特性に関する研究, 土木学会論文集, No.487/III-26, pp.31-40, 1994.
- 19) 大塚聖: 中間土の圧縮および変形特性に関する基礎的研究, 九州大学工学部博士論文, p.146, 1992.

(1996. 3. 14 受付)

THE MECHANICAL CHARACTERISTICS OF HIROSHIMA GRANITE

Takayuki HATTORI, Kazunori SETO, Masaaki SAKAGUCHI,
Ryuji KITAGAWA and Osamu KUSAKABE

From the view point of foundation engineering a research program continued to investigate the mechanical behavior of Hiroshima decomposed granite, by performing oedmeter tests, drained and undrained triaxial tests on undisturbed samples. Further tests were performed on individual rock forming minerals, quarts, feldspar and clay to interpret the integrated behavior of undisturbed sample. Importance on crushing of feldspar was stressed and a few suggestions were presented towards modeling of weathered decomposed granite.