

粗粒材の材料定数と応力ひずみ特性

Material constants and stress-strain characteristics of coarse-grained materials

み 三	うら 浦	のり 哲	ひこ 彦*	むら 村	た 田	ひで 秀	かず 一**
や 安	よく 福	のり 規	ゆき 之***	あか 赤	し 司	ろく 六	や 哉****

1. まえがき

粗礫やロック材などの力学的性質は、一般に粒子破碎の影響を受けやすいとされているが、これは次の三つの要因を考慮してのことである。すなわち、粒子径が大きくなるほど、(i)潜在クラックや弱面が多く内在し、かつ(ii)粒子間に働く力は大きくなること、また、(iii)フィルダムの底部では10数 kgf/cm²以上の高压が作用すること、などである。

実際、粗粒材を拘束圧 10 kgf/cm²程度で三軸圧縮試験すると粒子破碎を生じ、その結果としてモール破壊包絡線は凸形にカーブする^{1),2)}。このカーブした破壊包絡線から設計計算に用いる強度係数 ϕ, c をどのようにして決定するかは実務上の重要な問題であるが、まだ一つの方法に絞られていないのが現状である。

粒子破碎に起因して、強度係数のみならず、圧縮指数、変形係数、ポアソン比なども拘束圧依存性、粒子径依存性を示すことになる。本文では、粗粒材に関する上述の諸問題について考察し設計定数の決定に際して留意すべき事項を明らかにする。また、求めた材料定数を用いることによって粗粒材の応力ひずみ関係を予測できることを明らかにする。

2. 実験試料および実験方法

2.1 試料の性質

実験は、宇部市産のまさ土中に含まれていた礫（風化花崗岩）、佐賀県厳木町産の緑色片岩（C_{II}級）および同県玄海町産の玄武岩（B級）について行った。各試料は図-1に示すような粒度範囲に調整して実験に供した。同図に併せて描かれているピラミッドダム材（粘板岩 PS, PL）、破碎玄武岩（CS, CL）およびオロビュダム材（角閃岩 OS, OL）は文献²⁾に示されているものであり、筆者らが行った実験結果と比較検討するために引用した、全試料の物理的性質は表-1にまとめている。

2.2 供試体作製と実験方法

まず風化花崗岩試料については、厚さ 2.6 mm の合成ゴム製スリーブに試料をタンパーで突き固めて直径 100 mm、

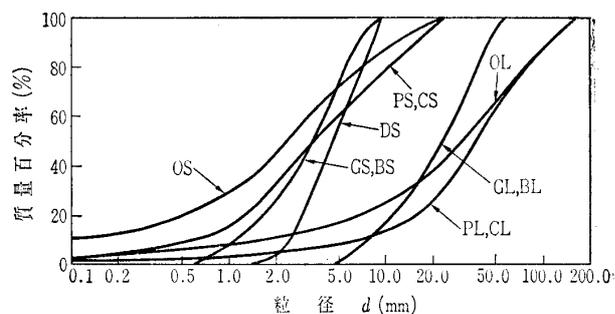


図-1 各材料の粒度分布

高さ 200 mm、間隙比 0.60~0.65 の密詰め飽和供試体を作製した。その等方圧密およびせん断試験は、中圧三軸圧縮試験機（最大拘束圧 60 kgf/cm²）を用いて、拘束圧一定、排水条件、軸ひずみ速度 0.15%/min で行った。

次に、緑色片岩および玄武岩試料については、各粒径の試料に対して高压圧密試験³⁾および大型三軸圧縮試験⁴⁾を実施した。後者の供試体は、厚さ 2 mm の合成ゴム製スリーブの外側からモールドを取り付け、気乾試料を10層に分けて入れ各層ごとに自動突固め装置（質量 10 kg、落下高 750 mm、1層19, 38, 150回）で締め固めた。供試体直径は約 300 mm、高さ約 700 mm、間隙比は表-1に示すようであった。拘束圧一定、排水条件、軸ひずみ速度 0.2~0.5%/min でせん断試験を行った。

Marachi（マラーチ）らの実験は、大型高压三軸圧縮試験機を用いて拘束圧一定、排水条件で行われている²⁾。

3. 圧縮性に関する材料定数

良く締め固められた粗粒材の圧縮性は非常に小さく、工学的に問題になることはないと思われるが、しかし、粒子破碎領域⁵⁾では、粗粒材も正規圧密粘土に匹敵する高い圧縮性を示すのである⁶⁾。実際問題としては、高いロックフィルダムが降雨期間に大きな堤頂沈下を示すことが観測されており⁷⁾、その原因として水分の作用による粒子破碎の促進があげられている^{7),8)}。また後述するように、圧縮・膨張に関する指数は粗粒材の応力ひずみ関係を予測するための基本的材料定数として用いられる。以上のように粗粒材の粒子破碎領域にわたる圧縮特性を調べることは工学的にも重要な意味をもつ。

図-2は、風化花崗岩試料の間隙比~等方圧力($e \sim \log p_i$)、

*佐賀大学教授 理工学部建設工学科

**山口大学教授 工学部建設工学科

***山口大学助手 工学部建設工学科

****九州電力総合研究所 土木研究室 室長

表-1 各材料の物性値

岩質	記号	土粒子の比重	最大粒径 (mm)	供試体直径 (mm)	初期間隙比	λ	κ	ϕ_s の範囲(度)	M
風化花崗岩	DS	2.60	9.52	100	0.60~0.65	0.082	0.013	32.3~48.6	1.41
緑色片岩 (C _H 級)	GS	2.84	9.52	300	0.58~0.59	0.180	0.003	36.6~53.6	1.49
	GM	2.86	19.1	300	0.57~0.59	0.181	0.008	40.1~55.2	1.61
	GL	2.88	63.5	300	0.53~0.55	0.163	0.003	43.8~58.7	1.77
玄武岩 (B級)	BS	2.86	9.52	300	0.58~0.60	0.180	0.076	44.8~56.5	1.80
	BM	2.86	19.1	300	0.60	0.178	0.073	43.6~58.4	1.73
	BL	2.84	63.5	300	0.55~0.56	0.186	0.033	45.7~62.2	1.82
粘板岩 ²⁾	PS	2.62	11.9	71	0.45~0.48	0.075	0.014	37.8~48.6	1.52
	PL	2.62	152.0	914	0.44~0.45	0.094	0.014	35.5~46.4	1.42
破碎玄武岩 ²⁾	CS	2.87	11.9	71	0.42~0.44	0.076	0.011	39.2~50.3	1.58
	CL	2.87	152.0	914	0.42~0.43	0.099	0.007	36.2~47.9	1.45
角閃岩 ²⁾	OS	2.94	11.9	71	0.23	0.028	0.006	41.5~50.1	1.69
	OL	2.94	152.0	914	0.22	0.041	0.004	38.2~47.1	1.54

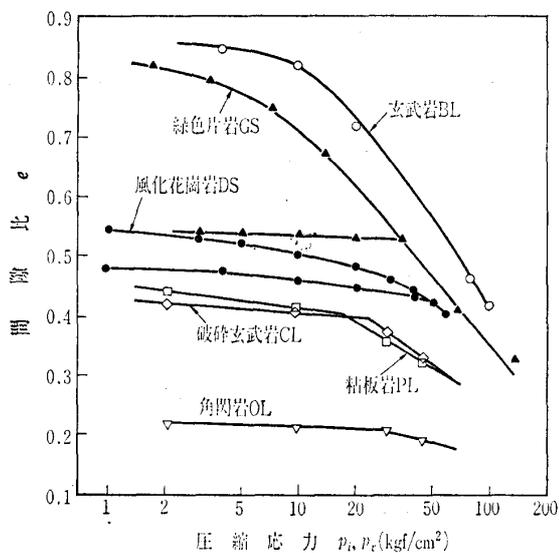


図-2 各材料の $e \sim \log p$ 曲線

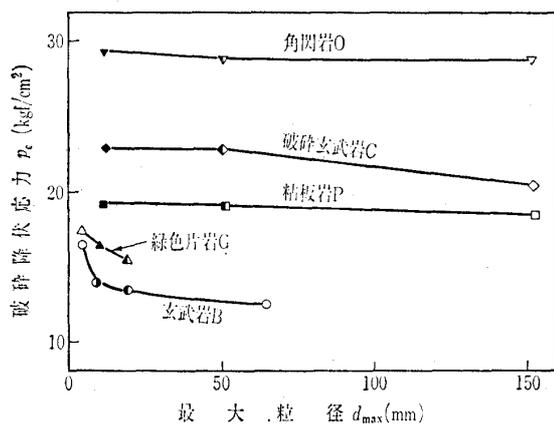


図-3 破碎降伏応力 p_c の粒子径依存性

関係ならびに緑色片岩と玄武岩試料の間隙比~圧密圧力 ($e \sim \log p_v$) 関係を示している。また、Marachiら²⁾の実験データに基づく $e \sim \log p_i$ 関係も併せて示している。これらの曲線の折点に相当する応力は粒子破碎に起因する破碎降伏応力であって、これより高い領域は粒子破碎領域である⁹⁾。

粒子の破碎性は、1. で述べたように粒子径の増大に伴っ

て高くなっていくと考えられる。図-3はこのことを確かめるべくデータを整理したものである。最大粒径10mmの降伏応力を基準にすると最大粒径が15倍 ($d_{max}=150$ mm) のときで降伏応力は2%~10%低下するのが分かる。

さて、粒子破碎領域における粒状材料の $e \sim \log p$ 曲線は巨視的には飽和粘土の正規圧密曲線と同じ特性を示すと考えて差しつかえない^{6),9)}。また、非粒子破碎領域の $e \sim \log p$ 曲線は、膨張、再負荷曲線とおおむね平行になる(圧密圧力を受ける前の試料は過圧密されたのと同じような状態にあると見なし得る)。そこで、図-2, 3の $e \sim \log p$ 曲線に基づいて各材料の圧縮性に関する材料定数を求め既出表-1に示す結果を得た。ここで λ は粒子破碎領域での $e \sim \log p$ 曲線の勾配(圧縮指数 C_c の0.435倍)、また κ は非粒子破碎領域での同曲線勾配(膨張指数 C_s の0.435倍)である。表-1に見られるように、粗粒材の λ, κ の値は飽和粘土の値^{9),16)}と大差ないのが注目される。

4. 変形係数と主ひずみ比

ロックフィルダムなどの変形解析を行う場合には、変形係数および主ひずみ比(ポアソン比)の大きさならびにそれらの拘束圧依存性が問題になると思われる。そこで拘束圧の変化に伴うこれらの材料定数の変化を調べた。

まず図-4は、応力ひずみ曲線の初期接線勾配 E_s の拘

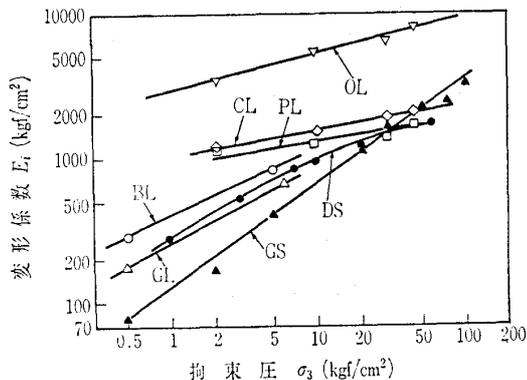


図-4 変形係数の拘束圧依存性

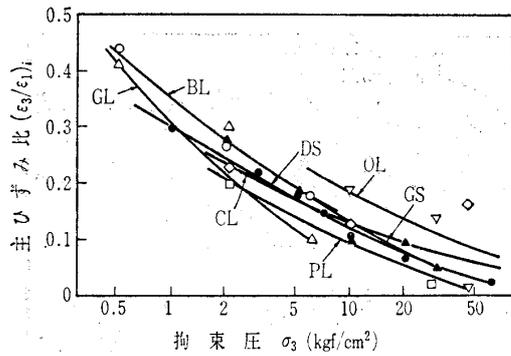


図-5 主ひずみ比の拘束圧依存性

束圧依存性を示したものである。E_iは拘束圧σ₃の増加に伴って大きくなる傾向を示しているが、これはσ₃が高くなるほど圧密供試体の密度が高くなるためであろう。このようにロックフィル材料に実際に作用する応力域において変形係数が顕著な拘束圧依存性を示すことは、ダムの変形解析を行う場合に銘記しておくべきである。

次に、軸ひずみ～体積ひずみ曲線の初期接線勾配より求めた主ひずみ比ε₂/ε₁の拘束圧依存性は図-5に見られるようであった。σ₃の増加に伴って主ひずみ比が低下するのは粒子破碎の影響で半径方向のひずみε₃(=ε₂)が相対的に小さくなるためであろう。主ひずみ比が拘束圧依存性を示すことはやはり変形解析において留意すべきである。

5. 強度係数

5.1 破壊包絡線の特性

一般に、モール破壊包絡線は直線になると考えられている。その勾配、φ'は緩い状態では30°~35°程度、密な状態では43°~48°程度となる。しかし、拘束圧が高くなったり粒子径が大きくなったりして粒子破碎が生じ始めると、緩い材料のφ'はあまり変わらないが、密な材料のφ'はインターロック効果およびダイレイタンス効果が低減するためにφ'も低下する。その結果、モール破壊包絡線は凸形にカーブして、非常に高い圧力域では緩い状態の材料のφ'値に漸近することになる^{10),11)}。

カーブした破壊包絡線に基づいて強度係数c', φ'を決定するには図-6に挙げたものを含めて種々の方法が考えられる。いずれの方法によるかは機関により、また、対象とする構造物によりまちまちである。強度係数を定める際の実験誤差や各土質解析法が前提としている仮定などを考慮すると、図-6あるいはその他の方法の中から最も合理的な方法を特定するのは現段階では困難であるかも知れない。とはいえ、実際にはいずれか一つの方法を選択せざるを得ないのであるから、フィルダムなどの実際問題を対象にして各方法による安定解析結果の比較検討がなされ、判断の目安が与えられることが望まれる。以下においては、一つの方法で強度係数を求めて、これに及ぼす拘束圧の影響を中心に述べることにする。

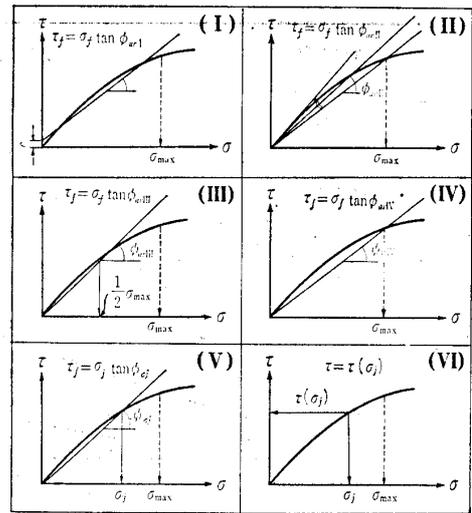


図-6 種々の強度係数決定法

5.2 強度係数に及ぼす拘束圧の影響

モール破壊包絡線が凸形にカーブするということは、拘束圧の増加に伴ってφ'が低下することであると解される。この現象を少し詳しく調べるために、φ'として次式で定義されるセカントアングルφ_sを用いることにする¹⁾。

$$\phi_s = \sin^{-1} \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3} \right)_f \dots \dots \dots (1)$$

図-7は各材料のφ_s~σ₃関係である。拘束圧が10 kgf/cm²に至るまでは、σ₃の増加に伴ってφ_sは急激に低下していくのが認められる。その後はφ_sの低下は次第に緩やかとなり双曲線的に一定値に漸近していくようである。

拘束圧σ₃の増大に伴うセカントアングルφ_sの低下には二つの原因が考えられる。一つは、σ₃の増大に伴う体積減少、他の一つは粒子破碎に起因する体積減少である。体積減少はダイレイタンス効果の低減をもたらす、結果的にせん断強度を低下せしめることになる¹⁾。特に粒子破碎の影響は大きいと考えられる。図-8は風化花崗岩試料について調べた圧密中およびせん断中の粒子破碎量(表面積増

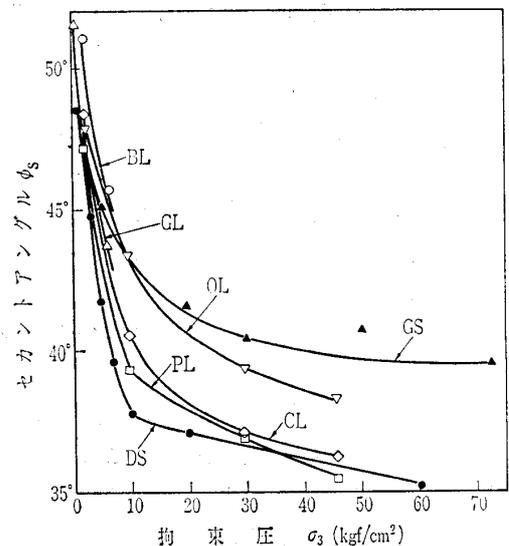


図-7 拘束圧増加に伴うセカントアングルφ_sの低下

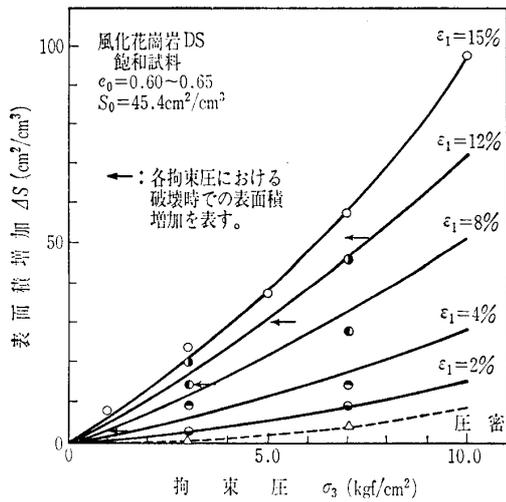


図-8 せん断中の軸ひずみ増加に伴う粒子破砕量 ΔS (=表面積増加) の変化

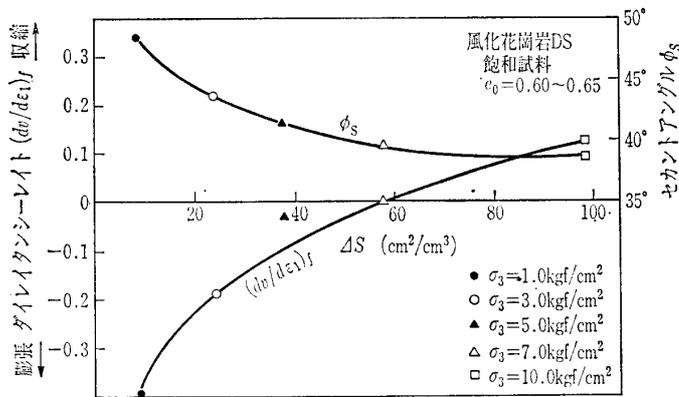


図-9 せん断中の粒子破砕量 ΔS とセカントアングル ϕ_s , ダイレイタンス率 $(dv/d\epsilon_1)_x$ の関係

加量 ΔS , cm^2/cm^3) の変化である。拘束圧が $3 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ 以下の低圧下においてさえ無視できないほどの粒子破砕を生じているのが注目される。

図-9は、セカントアングル ϕ_s とダイレイタンス率 $(dv/d\epsilon_1)_x$ の値が粒子破砕量とどのような関係にあるかを示したものであって、 ΔS が大きくなるに従って $(dv/d\epsilon_1)_x$ は体積収縮側に変化し、これと対応して ϕ_s の値も低下することが明りょうに分かる。

次に、拘束圧が高くなり粒子破砕が顕著になると破壊軸ひずみ ϵ_{1f} は非常に大きくなる。したがって、設計定数を求める場合に、例えば $\epsilon_{1f}=30\%$ に対応する応力値を用いるべきか、または軟弱粘土の場合のように $\epsilon_1=15\%$ における応力値に基づいて強度係数を決定すべきかが問題になる。図-10は風化花崗岩試料の軸ひずみ～セカントアングル関係である。拘束圧が $20 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ より高くなると ϵ_{1f} は 15% を超えるようである。本研究で対象とした材料についての $\phi_s(\epsilon_1=\epsilon_{1f})$ と $\phi_s(\epsilon_1=15\%)$ の違いを調べたところ $\sigma_3 \leq 20 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ の範囲では両者の差は高々 5% であることがわかった。この結果だけから結論を出すことはできないが、破砕性の大きい材料や特別に高い拘束圧条件の場合を除けば、 $\epsilon_{1f} >$

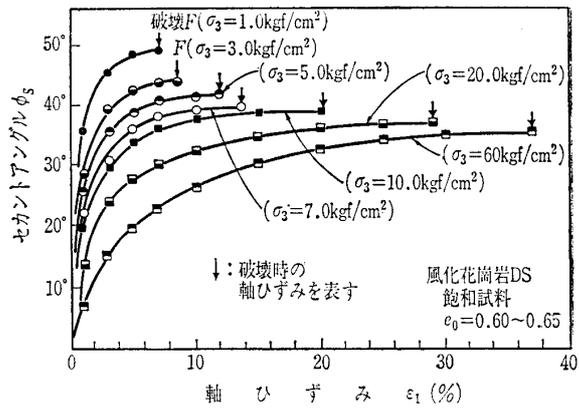


図-10 軸ひずみの増加に伴うセカントアングル ϕ_s の変化

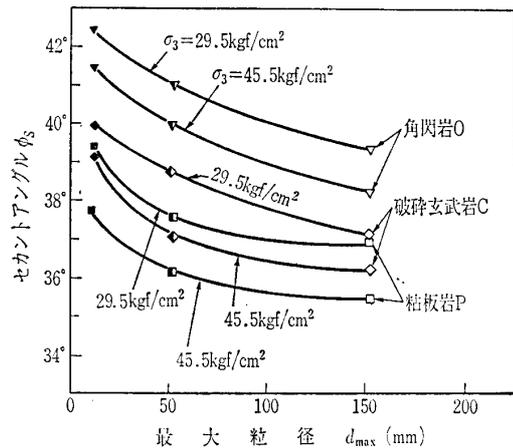


図-11 セカントアングル ϕ_s の粒子径依存性

15% の場合は 15% ひずみに対応する応力値を用いて強度係数を定めて差しつかえないように思われる。

セカントアングルと試料最大粒径の関係は図-11のようであり、 d_{max} が大きくなると ϕ_s は低下するのが認められる。 ϕ_s 低下の主な原因は粒子破砕であることは図-3の降伏応力～最大粒径の場合と同じである。

6. 材料定数 M と κ/λ との関係

次章で検討する応力ひずみ関係の予測には、既に求めた二つの材料定数 λ , κ のほかに限界状態における摩擦定数 M が必要である¹²⁾。 M は平均有効応力 $p(=(\sigma_1'+\sigma_2'+\sigma_3')/3)$ と軸差応力 $q(=\sigma_1-\sigma_3)$ の図上に描いた破壊線の勾配 $(q/p)_f$ と与えられる。また、 M と ϕ' との間には次の関係がある。

$$M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} \dots \dots \dots (2)$$

さて、 M の値は十分に高い拘束圧領域においてより正しく決定できること^{6),9)}を考慮して、本研究では次の方法により M 値を推定した。すなわち、まず図-7の $\phi_s \sim \sigma_3$ 関係は双曲線で近似し得るものと考え、その漸近値を求めた。そして、この値を式(2)に代入して M の値を定めたものである。

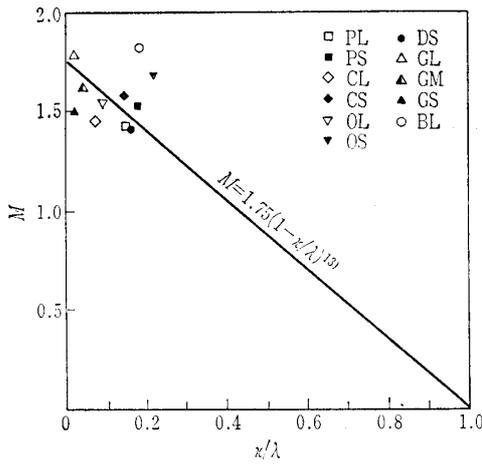


図-12 材料定数間の関係

既出の表-1には ϕ_s 値の範囲を示すとともに、上記の方法で定めた各材料の M 値を示している。こうして得られた三つの材料定数 λ , κ , M の諸値を飽和粘土の値¹⁶⁾と比較すると大きな違いはないことが分かる。

粘性土については、三つの材料定数の間に図-12のような直線関係のあることが知られている¹³⁾。そこで表-1の粗粒材についての値を同図上にプロットすると粘性土の直線近傍に分布することが分かった。これらのことから、粒子破碎領域での粗粒材の応力ひずみ応答特性は粘性土のそれに類似していることが理解されよう。

7. 応力ひずみ特性

先の研究において、粒子破碎領域の粒状材料の応力ひずみ関係は Cam-clay (カムクレイ) 式や修正式¹²⁾あるいは筆者らの提案式^{14), 15)}によっておおむね予測できることを明らかにした。全く同じ議論は粗粒材に対しても適用できると考えられるので本章においてそのことを検討する。

筆者らが提案した応力~ひずみ増分式は次のとおりである^{14), 15)}。

$$\delta v = \frac{\lambda}{1+e} \left[\frac{\delta p}{p} + \frac{(2+M^2\eta)\eta}{M^2\eta^3 + \eta^2 + M^2} \delta\eta \right] \dots\dots\dots(3)$$

$$\delta\epsilon = \frac{\lambda - \kappa}{1+e} \left[\frac{\delta p}{p} + \frac{(2+M^2\eta)\eta}{M^2\eta^3 + \eta^2 + M^2} \delta\eta \right] \times \left[\frac{(2+M^2\eta)\eta}{M^2 - \eta^2} \right] \dots\dots\dots(4)$$

ここに、せん断ひずみ増分は $\delta\epsilon = \delta\epsilon_1 - (\delta v/3)$ 、体積ひずみ増分は $\delta v = \delta\epsilon_1 + 2\delta\epsilon_3$ 、応力比は $\eta = q/p$ で定義される。

図-13は上式の適合性を風化花崗岩試料に対して調べたものである。図中の破線は Cam-clay 式による曲線、また一点鎖線は Burland (バーランド) による修正式¹²⁾による予測曲線である。これらの2式による予測曲線と比べて、式(3), (4)による予測曲線は実験値に一層近いものであり、提案式は粗粒材の応力ひずみ関係を予測するのに利用できることが確かめられたといえよう。

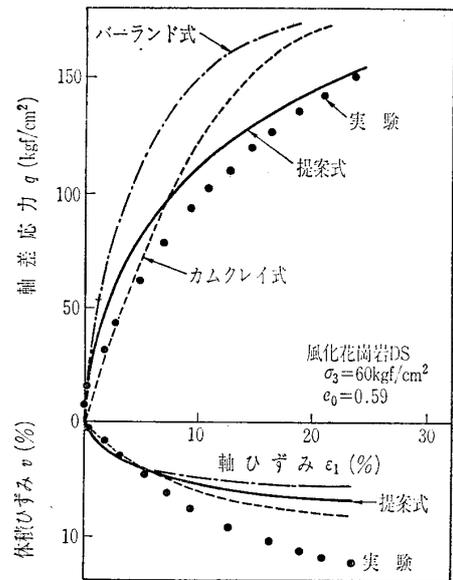


図-13 風化花崗岩の応力ひずみ曲線の予測

8. まとめ

本研究で得られた主な結果を要約すると次のとおりである。

- (1) 粗粒材の $e \sim \log p$ 関係は折点を有する直線で表される。折点は粒子破碎に起因する降伏応力であり、実験試料では10~30 kgf/cm²の範囲にある。
- (2) 降伏応力より高い応力域は粒子破碎領域であって、その圧縮指数は正規圧密粘土の値に匹敵する大きさである。非粒子破碎領域の $e \sim \log p$ 曲線勾配は粘土の膨張指数に近い値を示す。
- (3) 拘束圧の増大に伴って粗粒材の変形係数は高くなり、主ひずみ比は低下する。このように粗粒材の変形特性値が拘束圧依存性を示すことは、フィルダム等の変形解析において考慮されるべきである。
- (4) 密な粗粒材の破壊包絡線は広範な圧力域の下では粒子破碎に起因して凸形にカーブする。すなわち、密な粗粒材のセカントアンゲルは著しい拘束圧依存性を示す。
- (5) セカントアンゲル ϕ_s の低下はダイレイタンスーレイト $(dv/d\epsilon_1)_f$ の体積収縮方向への変化とよく対応しており、また、これらの二つの量の変化はせん断中の粒子破碎量と密接に関連している。
- (6) 拘束圧が高くなると破壊軸ひずみ ϵ_{1f} は15%より大きくなるが、強度係数を定める場合には軸ひずみ15%に対応する応力値を用いても結果には大きくは影響しない。
- (7) 粗粒材の粒径が大きくなるほど、圧縮応力下の降伏応力ならびに強度係数は低下する。これは、いずれも粒径の増大に伴って粒子が破碎しやすくなるためであると考えられる。

(8) 実験試料について、材料定数 λ , κ , M を求めたところ、それらは飽和粘土の諸値に近いものであった。また、粗粒材の $M \sim \kappa/\lambda$ 関係は飽和粘土の同直線上に載ることが分かった。

(9) 粗粒材の応力ひずみ関係は粒子破碎領域では正規圧密粘土のそれに類似している。このことに着目して先に粒状材料の応力ひずみ式を提案したが、この式は本実験試料にも適用できることが確かめられた。

最後に、本文をまとめるに当たり西日本技術開発㈱の相場明氏に大変お世話になりました。また本研究の一部は文部省科学研究費(一般(C))の補助を受けて行われたことを付記する。

引用文献

- 1) 三浦哲彦・山内豊聡：砂のせん断特性に及ぼす粒子破碎の影響，土木学会論文報告集，No. 260，pp. 109～118，1977.
- 2) Marachi, N.D., Chan, C.K., Seed, H.B. and Duncan, J.M.: Strength and Deformation Characteristics of Rockfill Materials, Report No. TE 69-5, to State of Calif. Dept. of Water Resources, Univ. of Calif., Berkeley, pp. 1～139, 1969.
- 3) 赤司六哉・相場 明：ロック材料の相対密度について、砂の相対密度と工学的性質に関するシンポジウム，pp. 109～116，1981.
- 4) 赤司六哉・高田 真・相場 明：ロック材料のせん断強度における粒度効果について(第2報)，第33回土木学会年次学術講演会，pp. 513～514，1978.
- 5) 三浦哲彦・山本紀之：粒子破碎領域における砂の降伏曲線について，土木学会論文報告集，No. 326，pp. 83～90，1982.

- 6) 三浦哲彦・山本紀之：ロックフィル材料の応力ひずみ特性に関する一考察，山口大学工学部研究報告，Vol. 30, No. 2, pp. 35～42, 1980.
- 7) Sowers, G.F., Williams, R.C. and Wallace, T.S.: Compressibility of Broken Rock and the Settlement of Rockfills, Proc. 6th Int. Conf. SMFE. Vol. 2, pp. 561～565, 1965.
- 8) Miura, N. and Yamanouchi, T.: Effect of Water on the Behavior of a Quartz-Rich Sand under High Stresses, Soils and Foundations, Vol. 15, No. 4, pp. 23～34, 1975.
- 9) 三浦哲彦：高圧下の砂の応力～ひずみ関係に関する一考察，土木学会論文報告集，No. 282，pp. 127～130，1979.
- 10) Vesić, A. and Barksdale, R.D.: Discussion on Shear Strength of Sand at Very High Pressures, Symposium on Laboratory Shear Testing of Soils, STP No. 361, ASTM, pp. 301～305.
- 11) 三浦哲彦・山内豊聡：高拘束圧下における標準砂の排水せん断特性について，土木学会論文報告集，第193号，pp. 69～79，1971.
- 12) Roscoe, K.H. and Burland, J.B.: On the Generalized Stress-Strain Behaviour of 'Wet' Clay, Engineering Plasticity, Cambridge Univ. Press, pp. 535～609, 1968.
- 13) 軽部大蔵：規格以外の三軸圧縮試験方法とその問題点，第20回土質工学シンポジウム，pp. 45～60，1975.
- 14) Miura, N., Murata, H. and Yasufuku, N.: Stress-Strain Characteristics of Sand in a Particle-Crushing Region, Soils and Foundations, Vol. 24, No. 1, pp. 77～89, 1984.
- 15) 三浦哲彦・安福規之：砂，礫の応力ひずみ特性について，山口大学工学部研究報告，Vol. 34, No. 1, pp. 47～54，1983.
- 16) Schofield, A. and Wroth, P.: Critical State Soil Mechanics, McGraw-Hill Book Company, New York, pp. 134～166, 1968.

(原稿受理 1985.1.25)

土質工学会新刊書案内

土質調査法(第2回改訂版)

定 価：7,800円、会員特価 6,000円 (送料1冊につき 400円)、
体 裁：A 5判、869ページ、上製本

内 容

第1章 調査計画	第7章 サンプリング	第13章 施工管理試験
第2章 地盤の構成	第8章 地下水調査	第14章 特殊な測定・調査
第3章 予備調査・地表地質調査	第9章 載荷試験	A. 耐震性・砂の液状化調査
第4章 物理探査	第10章 基礎杭の試験	B. 地盤振動測定
第5章 ポーリング	第11章 土圧・間隙水圧の測定	C. 土の透気性・土中ガス・ 酸欠の調査
第6章 サウンディング	第12章 地盤の変位・変形の測定	D. 腐食性調査
		E. 植生工調査
		F. 海底地盤の調査