

低拘束圧条件下におけるロック材料強度に関する研究

研究予算：運営費交付金（一般勘定）

研究期間：平 18～平 20

担当チーム：ダム構造物チーム

研究担当者：山口嘉一、佐藤弘行、林 直良

【要旨】

超大型土構造物であるロックフィルダムの建設では、設計施工の合理化やコスト縮減が強く求められている。本課題では、このような現状を踏まえ、表層すべり試験、一面せん断試験等により低拘束圧条件下におけるロック材料のせん断強度の評価を行い、これらの試験とロック材料に対する最も一般的なせん断試験である三軸圧縮試験を組み合わせたロック材料の拘束圧依存性を考慮した設計強度の設定方法について検討する。

本研究課題の最終年度である平成 20 年度は、ロック材料に対する各種のせん断試験を継続して実施するとともに、既往のロック材料に対する数多くの大型三軸圧縮試験結果からせん断強度の拘束圧依存性を考慮した曲線破壊規準に基づいて設計強度を設定することを前提として、従来のモール・クーロンの破壊規準に基づく設計強度設定方法と等価となる材料（強度）安全率について検討を行った。さらに、平成 18 年度～平成 19 年度の研究成果も踏まえて、最終的な成果のとりまとめを行った。

キーワード：フィルダム、ロック材料、設計強度、拘束圧依存性、コスト縮減

1. はじめに

超大型土構造物であるロックフィルダムの建設では、設計施工の合理化やコスト縮減が強く求められている。しかし、現行のロックフィルダムの設計において、安定性を受け持つロック材料の強度は、三軸圧縮試験の結果をモール・クーロンの破壊規準により整理したうえで、粘着力をゼロとし、内部摩擦角のみを用いるという設定を行っている。そのため、低拘束圧条件下において極端に安全側に余裕をもった設計強度となっている。これまでもロック材料強度の拘束圧依存性については指摘されてきたが、三軸圧縮試験による低拘束圧領域での強度評価精度には課題があった。そこで、他の試験を組み合わせることで低拘束圧状態も含む拘束圧依存性を考慮したロック材料の強度を適切に評価することにより、ロックフィルダムの堤体設計の合理化を図る必要がある。

本課題では、上記の要請に応えるため、まず表層すべり試験、一面せん断試験等により低拘束圧条件下におけるロック材料のせん断強度を評価する。また、これらの試験とロック材料に対する最も一般的なせん断試験である三軸圧縮試験を組み合わせたロック材料の拘束圧依存性を考慮した設計強度の設定方法について提案する。

初年度の平成 18 年度は、低拘束圧条件下での大型三軸圧縮試験と表層すべり試験を実施し、低拘束圧条件

下でのロック材料の強度評価方法について検討を行った。また、ロック材料の低拘束圧依存性を考慮した設計強度の設定方法について考察した。

平成 19 年度は、実ダムのロック材料を用いた低拘束圧条件下での大型三軸圧縮試験に加え、大型一面せん断試験および表層すべり試験を実施して 50kPa 以下の低拘束圧条件下での ϕ_0 を評価するとともに、原位置における原粒度ロック材料を用いた表層すべり試験を実施し、室内表層すべり試験との整合性を評価した。

本研究課題の最終年度である平成 20 年度は、ロック材料に対する各種のせん断試験を継続して実施するとともに、既往のロック材料に対する数多くの大型三軸圧縮試験結果からせん断強度の拘束圧依存性を考慮した曲線破壊規準に基づいて設計強度を設定することを前提として、従来のモール・クーロンの破壊規準に基づく設計強度設定方法と等価となる材料（強度）安全率について検討を行った。

2. 現行設計法におけるロック材料強度評価の方法と課題

現行の震度法に基づくロックフィルダムの設計法においては、築堤材料のせん断強度をモール・クーロンの破壊規準（以下、 $c-\phi$ 法と呼ぶ）で評価したうえで、震度法に基づくすべり安定解析によりその安全性が評価されている¹⁾。モール・クーロンの破壊規準は式(1)

で表される。

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (1)$$

ここに、 τ はせん断強度、 c は粘着力、 σ はせん断面に作用する垂直応力、 ϕ は内部摩擦角である。

ここで、ロックフィルダムの体積の大半を占め、その安全性に最も寄与する、非粘着性の材料であるロック材料のせん断強度については、粘着力 c については考慮せずにゼロとし、モール・クーロンの破壊規準の内部摩擦角 ϕ （以下、 $\phi_{c=0}$ と表記）のみを設計値として用いている¹⁾²⁾（図-1参照）。

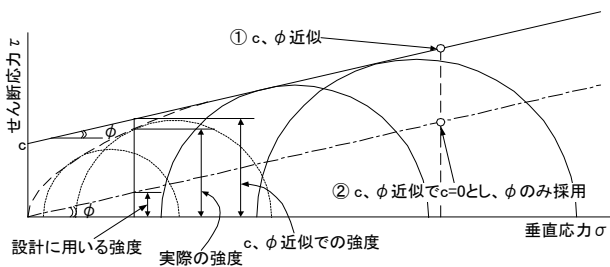


図-1 ロック材料の実際の強度と現行設計強度の関係

震度法および上記のロック材料の $\phi_{c=0}$ を組み合わせたロックフィルダムの現行設計法については、①ロック材料のせん断強度の拘束圧依存性（図-2参照）が考慮されていない、②震度法では地震時の堤体応答が考慮されていないなど、実際とは異なる仮定がなされているものの、現行設計法に基づいて設計されたダムは既往の大規模地震時にも安全に挙動している^{3)~5)}。しかし、フィルダムについては、将来のより実際に近い荷重、強度状況を採用した設計法を視野に入れ、耐震性の照査法として、1991年に「フィルダムの耐震設計指針（案）」⁶⁾が策定され、地震時の堤体の応答を考慮した修正震度法と、ロック材料のせん断強度の拘束圧依存性を考慮した曲線破壊規準（以下、Ab法と呼ぶ）を組み合わせた方法が提案されている。なお、Ab法においては、せん断強度は式(2)で表される⁶⁾。

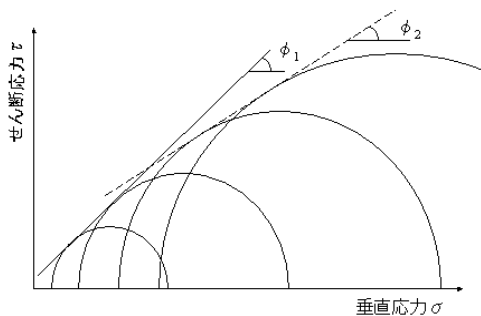


図-2 ロック材料の内部摩擦角 ϕ の拘束圧依存性

$$\tau = A(\overline{\sigma_n})^b \quad (2)$$

ここに、 τ はせん断強度、 $\overline{\sigma_n}$ はすべり面に作用する垂直応力（有効応力）、 A と b は試験結果から得られる係数である。

現行の設計法により建設されたダムは、兵庫県南部地震でダムサイトにおいて観測された地震動から推定した震源断層近傍での地震動に対して十分な耐震性を有していることが確認されている^{3)~5)}が、その後の地震観測体制の整備等に伴いより大きな地震動が観測されている⁵⁾こと、さらに兵庫県南部地震以降、大規模地震に対する各種構造物の安全性の評価に関する研究がダム分野を含む各方面で行われてきたことなどから、2005年3月に「大規模地震に対するダム耐震性能照査指針（案）」⁷⁾（以下、指針（案）と呼ぶ）が国土交通省河川局治水課により策定・通知され、現在実ダムを対象とした試行を実施しているところである。指針（案）では、ダムサイトにおいて現在から将来にかけて発生する可能性がある最大級の地震動であるレベル2地震動に対する耐震性能について、動的解析を用い、地震による沈下量（すべり変形量）に着目して照査することが提案されている。その中で、ロックフィルダムの耐震照査においては、ロック材料の強度は曲線破壊規準などを用いて、より実態に近い形で評価することが標準となっている。

このような状況において、より実際に近い荷重や強度を採用した、ロックフィルダムを含むフィルダムの新しい設計法の確立が求められている。特に、ロック材料のせん断強度については、拘束圧依存性を考慮した評価が求められているが、一般的なせん断強度試験である三軸圧縮試験では約50kPa以下の拘束圧条件における試験を適切な精度で実施することが困難であるため、他の試験もあわせた低拘束圧条件下でのロック材料のせん断強度の評価を行う必要がある。

3. 低拘束圧条件下のロック材料強度の評価・推定に関する既往事例

3.1 表層すべり試験に関する既往研究

表層すべり試験に関する既往研究^{8)~11)}の概要を表-1に示す。表層すべり試験については、試験方法や規格等が定まっていないため、各研究において試験方法や試験条件が一致しておらず、また文献には記載されない項目もあることから、必ずしも統一的な比較はできない。しかし、表層すべり試験により静的安息角を求めた実績はそれほど多くないため、これらの研究

成果を本研究における試験結果との比較対照として採用することとする。

なお、表-1 に記載の試験方法については、特に規定された方法や名称ではない。このため、本論文においては、試験容器内に試料を投入して水平面を形成するよう締め固め、これを傾けて試料の状態が変化したときの容器の角度を計測する試験を「容器傾斜法」、締め固めた試料を試験台上に載せて台を傾けて試料の状態が変化したときの試料の法面の角度を計測する試験

を「法面傾斜法」と定義する。それぞれの試験方法の概念を図-3 に示す。

3.2 実ダムにおける地震時表層すべり挙動からの推定

1984年の長野県西部地震時に、水資源開発公団（現（独）水資源機構）の中央コア型ロックフィルダムである牧尾ダム（堤高 105m）の天端付近において、ロック材料の移動が発生した。この現象を基にロック材料の表層の強度（内部摩擦角）を逆算推定した。

表-1 既往の表層すべり試験の概要

既往の研究	松本らの研究 ⁸⁾	大根らの研究 ⁹⁾ (室内試験)	大根らの研究 ⁹⁾ (現場試験)	広瀬ダム ¹⁰⁾	高瀬ダム ¹¹⁾	本研究
試験方法	容器傾斜法	法面傾斜法	不明	容器傾斜法	容器傾斜法	容器傾斜法
岩種	砂岩	岩種不明	岩種不明	花崗閃緑岩 ホルンフェルス	花崗岩	砂岩
サイズ (長さ×厚さ×幅(cm))	40×20×40	-	-	-	200×30×100	60×20×60
供試体作製条件	表乾	表乾	表乾	表乾	飽和	表乾
締め固め	あり	あり	あり	-	あり	あり・なし
乾燥密度 (g/cm ³)	1.520~2.073	-	-	1.80	2.00	1.893~2.275
相対密度 (%)	52~80	-	-	-	-	22~96
最大粒径 (mm)	25.4	100	2000	100	63.5	37.5
平均粒径 (mm)	9.5~21.0	19.4~92.7	305~1758	35	3.5~34	11
静的安息角 (一部崩落) (°)	-	-	-	-	-	57~65
静的安息角 (全面崩落) (°)	58~60	52~60	64~68	60	45~46	66~74 ↑ (最大値側に 試験限界あり)

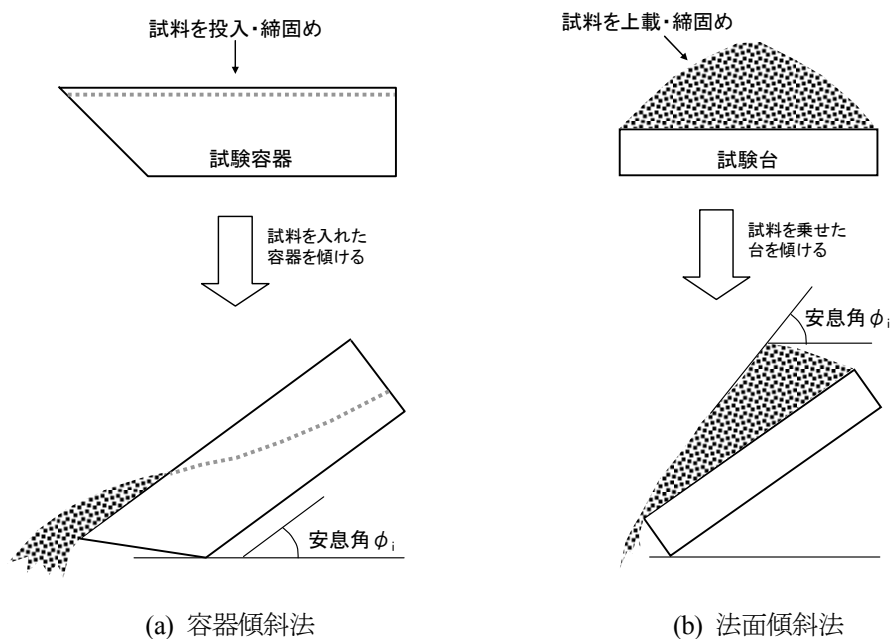


図-3 試験方法の概念

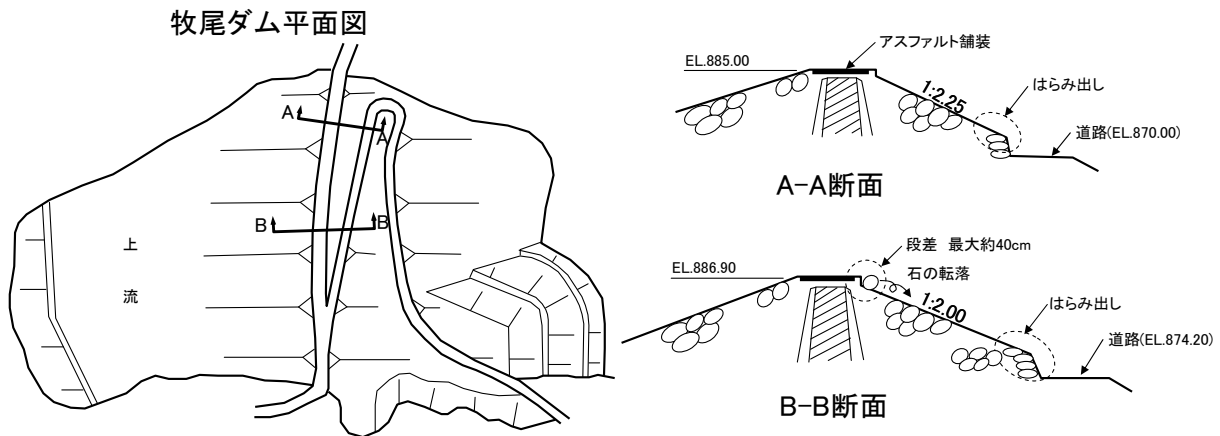


図-4 長野県西部地震による牧尾ダムの被害状況¹²⁾

長野県西部地震時に、牧尾ダムの天端の法肩から進入用の道路部にかけて表層のロック材料の移動が発生した。この損傷発生部分は、図-4 に示す、B-B 断面である¹²⁾。この部分の斜面の勾配は、1:2 である。

また、本震時の加速度記録は計測できなかったが、村松ら¹³⁾は、余震記録を用いて本震記録を再現し、また、小林ら¹⁴⁾は、断層モデルを用いて地震記録を作成し、それぞれダム地点で 800~900gal、400gal という最大加速度を推定している。これらの成果から、本震時にダム基礎岩盤において、少なくとも 500~600gal 程度の最大加速度が発生していたと推定される¹²⁾。さらに、堤体の振動に伴う増幅を考慮すると、天端付近では少なくとも 700~800gal 程度の最大加速度になっていたものと推定される。

いま、天端付近のロック材料の移動を平面すべりと仮定し、最大加速度発生時にこのすべりが発生したと考えると、ロック材料の内部摩擦角は以下の式(3)から算出される。

$$\tan \phi = (k + \tan \theta) / (1 - k \tan \theta) \quad (3)$$

ここに、 ϕ はロック材料の内部摩擦角、 k は水平震度、 θ は斜面勾配で、図-4 の B-B 断面より $\tan \theta = 0.5$ となる。

ここで、天端付近の震度 k として、最大加速度 700~800gal に相当する 0.7~0.8 を採用すると、式(3)より内部摩擦角 ϕ として 61~65° が得られた。この値は、前節に示した既往の表層すべり試験の結果と概ね合致する結果であった。

4. 室内試験方法

4.1 概要

室内において、試料の締固め特性を評価し、その後室内せん断強度試験として大型三軸圧縮試験および大型一面せん断試験、さらに、静的安息角を求めるための表層すべり試験を実施した¹⁵⁾。これら 3 つの試験の特徴や試験条件等を表-2 に示す。

表-2 室内強度試験一覧

試験	大型三軸圧縮試験	大型一面せん断試験	表層すべり試験
特徴	<ul style="list-style-type: none"> ロック材料のせん断強度評価に最も一般的に使用 50kPa以下の低拘束圧条件下では適切な精度での実施が困難 	<ul style="list-style-type: none"> 三軸圧縮試験よりも低拘束圧条件の試験が可能 試験方法の原理が単純 一般的にはせん断箱と反力板との間の摩擦発生により、強度を実際よりも過大に評価する可能性あり 	<ul style="list-style-type: none"> 試料にほぼ拘束圧が作用していない状態を再現可能 試験装置および原理は簡易だが、試験方法は基準化されていない
試験条件	CD条件, 飽和・不飽和	定圧条件, 飽和・不飽和 (せん断箱周辺摩擦除去 ¹⁶⁾)	表乾状態試料 (不飽和)
供試体寸法 (mm)	直径300×高さ600	縦400×横400×高さ400	縦(上面600, 底面400)×横600×高さ200
相対密度 D_r (%)	90	90	90
拘束圧または垂直応力(kPa)	49, 98, 196, 294 (拘束圧)	25, 49, 98, 196 (垂直応力)	極めて小

4.2 試料

室内試験に使用した試料は、実際のロックフィルダム建設現場で使用されている石英安山岩のロック材料（以下、「A材料」という）と、笠間産砕石骨材と砕砂（以下、「B材料」という）の2種類であり、いずれも最大粒径は37.5mmである。それぞれの試料の粒度分布を図-5に示す。また、両材料の比重、吸水率を表-3に示す。

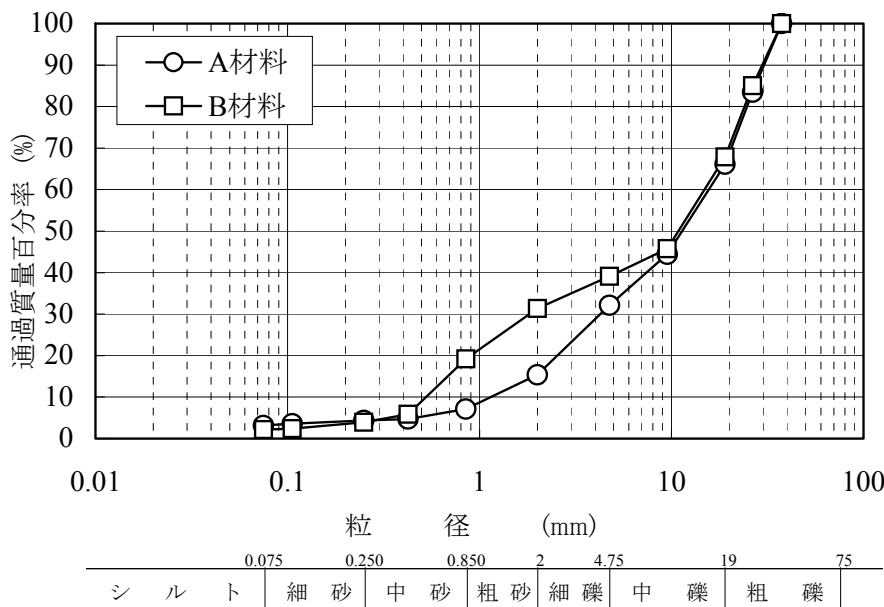
4.3 試料の締固め特性

試料の最小・最大密度を測定し、後述する各種強度試験における締固め時間と相対密度の関係を把握するために締固め試験を実施した。締固め装置は、質量37.9kgの電動ハンマーを用い、試料を内径30cm、高さ60cmの鋼製モールドに入れ、1層あたり10cmの厚さで所定の時間試料に振動を加え、これを6層分繰り返して締め固めた。

表-4 および図-6 にそれぞれの試料の締固め試験結果を示す。締固め時間と乾燥密度との関係から、A材料については締固め時間0秒の最小乾燥密度 ρ_{dmin} =

1.348g/cm³ と締固め時間120秒で最大乾燥密度 ρ_{dmax} = 1.889g/cm³ の結果を採用した。これより、締固め時間11.6秒のときに相対密度 $D_r=90\%$ となる乾燥密度 ρ_d = 1.816g/cm³ を得られることがわかった。また、B材料については締固め時間0秒の最小乾燥密度 ρ_{dmin} = 1.893g/cm³ と締固め時間100秒で最大乾燥密度 ρ_{dmax} = 2.275g/cm³ の結果を採用した。これより、締固め時間20.0秒のときに相対密度 $D_r=90\%$ となる乾燥密度 ρ_d = 2.230g/cm³ を得られることがわかった。よって、後述の大型三軸圧縮試験において $D_r=90\%$ となる締固め時間は、A材料は12秒、B材料は20秒とした。

なお、B材料において、締固め時間100秒から120秒で有意な密度増加がみられ、締固め時間120秒で乾燥密度2.322g/cm³ が得られている。締固め試験後の粒度試験は実施していないが、締固め後の供試体表面の状況観察により、この現象は過度な締固めによる粒子破碎の影響と考え、締固め時間120秒のときの乾燥密度は除外し、締固め時間100秒時の乾燥密度を最大乾燥密度とした。



粒度	A材料	B材料
最大粒径	37.5mm	37.5mm
粗礫	33.9%	32.1%
中礫	34.0%	28.7%
細礫	16.7%	7.8%
粗砂	8.3%	12.2%
中砂	2.7%	15.2%
細砂	1.2%	1.7%
シルト	3.2%	2.2%
60%粒径	15.6mm	15.0mm
50%粒径	11.4mm	11.0mm
30%粒径	4.3mm	1.9mm
10%粒径	1.2mm	0.5mm
均等係数	13.6	28.3
曲率係数	1.0	0.4

図-5 試料の粒径加積曲線

表-3 試料の比重・吸水率

材料	合成比重(絶乾)	吸水率(%)
A	2.391	4.66
B	2.661	0.66

表-4 試料の締固め試験結果

材料	締固め時間 (秒)	0	10	20	30	60	100	120
A	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	1.348	1.812	1.837	1.858	1.880	1.886	1.889
	相対密度 D_r (%)	0.0	89.4	92.9	95.8	98.8	99.6	100.0
	含水比 w (%)	2.3	2.1	2.0	2.1	2.3	2.2	2.3
B	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	1.893	2.208	2.230	2.246	2.282	2.275	2.322
	相対密度 D_r (%)	0.0	85.0	90.0	93.6	101.5	100.0	110.0
	含水比 w (%)	0.2	0.2	0.2	0.4	0.2	0.2	0.4

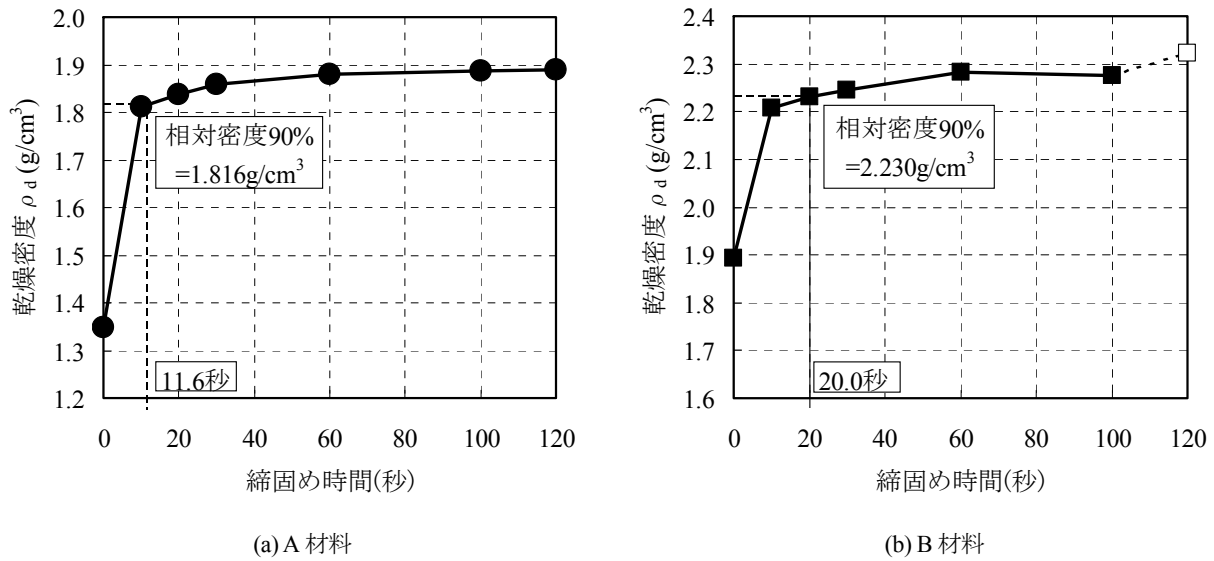


図-6 試料の締固め時間と乾燥密度の関係

4. 4 大型三軸圧縮試験の方法

大型三軸圧縮 (CD) 試験は、飽和条件および不飽和条件の下で、49、98、196、294kPa の 4 拘束圧条件で実施した。

供試体は、直径 30cm、高さ 60cm の円柱形とし、供試体密度は、締固め試験により得られた最小・最大密度より求まる $D_r=90\%$ とした。また、締固め試験結果に基づいて、 $D_r=90\%$ を得る締固め時間として A 材料は 12 秒、B 材料は 20 秒を採用し、1 層あたり 10cm の厚さで所定の時間振動を加え、これを 6 層分繰り返して供試体を作製した。ただし、メンブレン厚は標準的な 2mm とし、結果の評価にあたってメンブレン補正は行っていない。

4. 5 大型一面せん断試験の方法¹⁶⁾

大型三軸圧縮試験よりも低拘束圧条件での試験が可能であり、試験方法の原理も単純である大型一面せん断試験を実施した。図-7 は試験に使用した大型一面

せん断試験装置の模式図を示す。主な試験条件等は以下に示すとおりである。

試験は、飽和条件および不飽和条件の下で、25、49、98、196kPa の 4 垂直応力条件として実施した。なお、せん断中は垂直応力一定となるように制御した。供試体寸法は 40cm×40cm×40cm の立方体形とし、飽和条件においては、供試体全体が水中に入るようにタンクに水を張った状態で試験を行った (図-7 参照)。

供試体密度は、A 材料、B 材料とも $D_r=90\%$ に相当するそれぞれ $\rho_d=1.816\text{g/cm}^3$ 、 $\rho_d=2.230\text{g/cm}^3$ となるように前述の電動ハンマーによる振動締固め法で作製した。

供試体作製にあたっては、せん断面が供試体作製時の打ち継ぎ面と一致しないよう、層厚については 1 層目を 10cm、2 層目を 20cm、3 層目を 10cm とし、各層の体積と $D_r=90\%$ 相当の乾燥密度から算出される各層当たりの試料質量を計算し、各層ごとに所定の厚さに

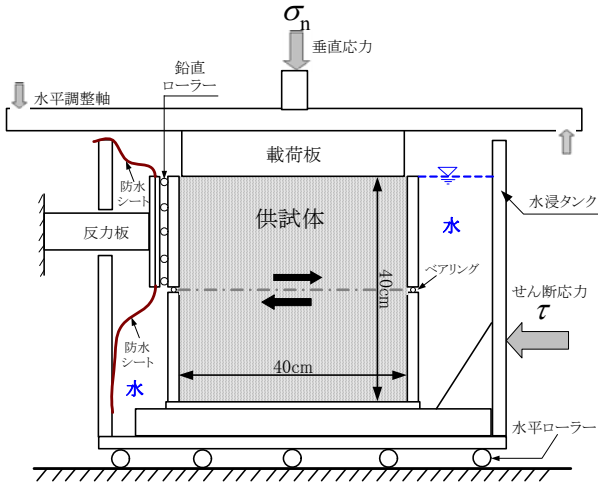


図-7 大型一面せん断試験装置の模式図

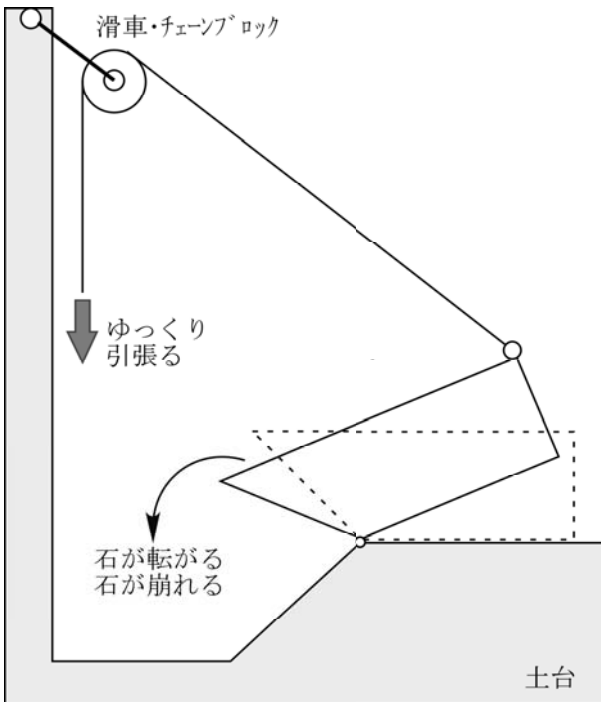
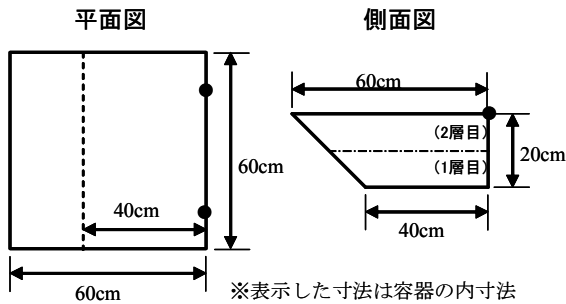
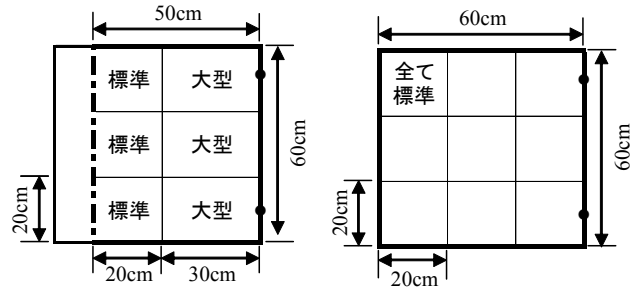


図-8 表層すべり試験装置の概要



※表示した寸法は容器の内寸法

(a) 1層目

(b) 2層目

図-9 供試体締固め時の鉄板の配置

なるように供試体を作製した。

せん断箱の初期せん断隙間は 1mm とし、上下のせん断箱はベアリングで滑動するようになっている。また、せん断速度は、砂質土の標準一面せん断試験 (ϕ 6cm)におけるせん断速度 0.2mm/min (\approx 0.3 %/min)¹⁷⁾と同等のひずみ速度である 1.3mm/min (\approx 0.3 %/min)とした。なお、一面せん断試験装置については、せん断中の供試体のダイレイタンスーによりせん断箱と反力板との間に摩擦が発生し、本来の試料のせん断強度以上の強度が結果として算出される可能性がある¹⁸⁾ため、その周辺摩擦を低減させる対策として、上部せん断箱と反力板の間にローラーを取り付けた (図-7 参照)。そのため、本試験装置を用いた一面せん断試験は、一般的な一面せん断試験ではなく、改良型の一面せん断試験であることに注意されたい。

4.6 表層すべり試験の方法

表層すべり試験は、図-8 に示す装置を用いて実施した。

表層すべり試験用の供試体は、1層 10cm ごとに締め固め、これを 2層分行って作製した。締め固めは、試験容器の斜面部に配慮し、その形状にあわせて試料を均質に締め固めるため、図-9 に示すように、1層目については 20cm×20cm の鉄板 (標準タイプ) を 3枚と 30cm×20cm のもの (大型タイプ) を 3枚敷き、2層目は標準タイプのもを 9枚敷き、締め固め時の試料の浮き上がり等に注意しながら 1ヶ所ずつ所定の締め固め時間で実施した。また、密度は供試体天端にて 10cm 格子により 9点の高さを計測して供試体の体積を求め、投入質量から算出した。これを各締め固め時間 (0、5、10、20、30、70 秒) につき 3 供試体実施し、その平均を結果とした。なお、相対密度の算出には 2.3 の締め固め試験で得た最小乾燥密度および最大乾燥密度を採用し

た。

試験は、図-8 に示す試験装置に取り付けたワイヤーをチェーンブロックにより衝撃が加わらない程度の低速にて徐々に吊り上げて容器を傾け、①試料が2~3個転がり落ちたときの角度、②試料の表面が一部崩れ出したときの角度、③試料の表面全体が崩れ出したときの角度、④試料が全体的に崩れ出したときの角度を測定し、静的安息角 ϕ_i として記録した。

表-5 に表層すべり試験の試験条件を示す。締固め時間は、相対密度の違いによる静的安息角 ϕ_i の変化を評価するため、供試体の1層ごとの締固め時間を6種類に変化させた。

なお、表-5 の B 材料については、締固め時間 30 秒以降で相対密度が低下している。これは、表層すべり試験の供試体が隅角部を有するため、締固め試験の円柱供試体に比べて締固めにくい形状であること、締固め順序によりその周辺で既に締め固めた箇所の試料の浮き上がりが発生させてしまい、締固め時間が長くなるとその影響が大きくなることから、結果として締固め時間が長くなると相対密度が低下する傾向を示したものと考えられる。

5. 室内試験結果

5.1 大型三軸圧縮試験

大型三軸圧縮 (CD) 試験結果の一覧を表-6 および図-10、図-11 に示す。なお、強度評価については、

通常モール・クーロンの破壊規準による評価と、原点を通る各拘束圧条件のモール円との接線から算出する ϕ_0 法による評価の2種類で行った。以下に、それぞれの関係式を示す。

モール・クーロンの破壊規準：

$$\tau_f = c + \sigma_n \tan \phi \quad (4)$$

ϕ_0 法：

$$\tau_f = \sigma_n \tan \phi_0 \quad (5)$$

ここに、 τ_f はせん断強度、 c は粘着力、 σ_n はせん断面に作用する垂直応力、 ϕ は内部摩擦角、 ϕ_0 は粘着力 $c=0$ と設定して求めた各拘束圧における内部摩擦角である。

試験結果に示すとおり、A 材料、B 材料とも不飽和条件の試験の方が飽和条件の試験より若干高い強度を示す。モール・クーロン破壊規準で整理した材料の強度直線から得られた内部摩擦角は、粘着力にほとんど差がない状況で、不飽和条件の方が飽和条件に比べ約 $2\sim 3^\circ$ 大きくなっている。また、 ϕ_0 法による比較では、最低拘束圧である 49kPa のときは同程度の強度を示すが、拘束圧が大きくなるほど飽和条件の方が小さくなり、A 材料では $3\sim 5^\circ$ 、B 材料では $1\sim 2^\circ$ の差となっていることがわかる。

また、A 材料に比べ、B 材料の方が ϕ_0 で $4\sim 9^\circ$ 程度、 ϕ_d で $8\sim 9^\circ$ 程度の大きい値が出ているが、これはB 材料が極めて堅固な碎石、砕砂であるためと考えられる。

表-5 表層すべり試験条件一覧

締固め時間 (秒)	A材料			B材料		
	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	間隙比 e	相対密度 D _r (%)	乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	間隙比 e	相対密度 D _r (%)
0	1.453	0.65	25.2	1.965	0.35	21.8
5	1.840	0.30	93.3	2.204	0.21	84.0
10	1.874	0.28	98.0	2.239	0.19	91.9
20	1.914	0.25	103.3	2.258	0.18	96.3
30	1.911	0.25	102.8	2.254	0.18	95.4
70	1.962	0.22	109.3	2.223	0.20	88.4

表-6 大型三軸圧縮 (CD) 試験結果一覧

試験条件	拘束圧 (kPa)	A材料					B材料				
		乾燥密度 (g/cm ³)	相対密度 (%)	ϕ_0 (°)	c_d (kPa) ^{※)}	ϕ_d (°) ^{※)}	乾燥密度 (g/cm ³)	相対密度 (%)	ϕ_0 (°)	c_d (kPa) ^{※)}	ϕ_d (°) ^{※)}
飽和	49	1.814	89.6	57.6	69.2	41.0	2.220	87.7	61.9	80.1	50.1
	98	1.813	89.5	49.7			2.221	88.0	59.1		
	196	1.813	89.6	46.9			2.221	88.0	53.9		
	294	1.813	89.6	45.2			2.226	89.1	53.4		
不飽和	49	1.814	89.6	57.7	75.1	44.2	2.230	90.0	61.7	71.1	52.0
	98	1.814	89.7	54.2			2.221	88.0	59.5		
	196	1.814	89.6	50.5			2.234	90.9	55.8		
	294	1.813	89.6	47.6			2.221	88.0	54.5		

※) CD (圧密排水) 試験により求めた粘着力および内部摩擦角を c_d 、 ϕ_d と記す。

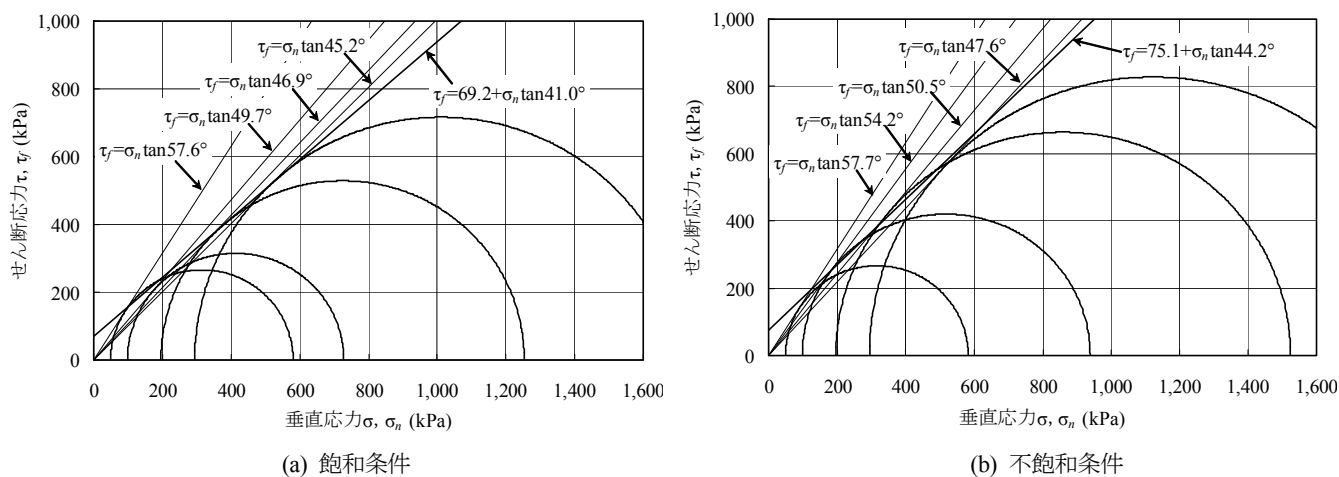


図-10 A材料の大型三軸圧縮 (CD) 試験結果

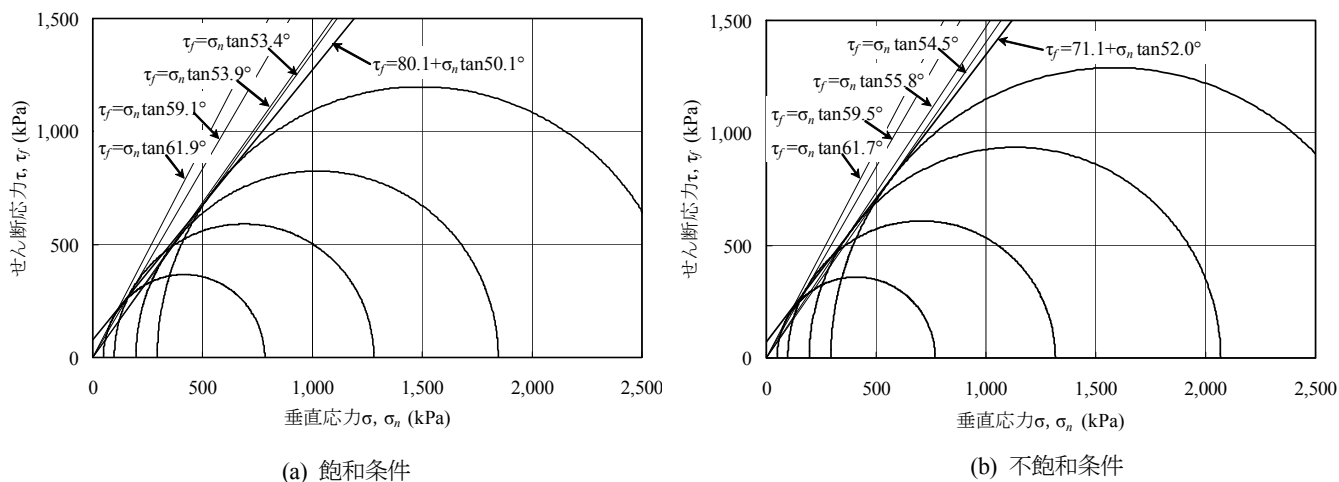


図-11 B材料の大型三軸圧縮 (CD) 試験結果

表-7 大型一面せん断試験結果一覧

(a) A 材料

試験条件	垂直応力 (kPa) ^{※1)}	最大せん断 応力(kPa)	せん断変位 (mm) ^{※2)}	鉛直変位 (mm) ^{※2)}	ϕ_0 (°)	粘着力 c_d (kPa) ^{※3)}	内部摩擦角 ϕ_d (°) ^{※3)}
飽和	31.56	51.53	9.97	-3.93	58.5	22.1	48.3
	56.52	89.49	8.14	-2.65	57.7		
	106.01	146.01	14.42	-2.86	54.0		
	205.12	249.93	15.85	-1.86	50.6		
不飽和	32.85	69.28	8.57	-4.92	64.6	32.9	51.1
	57.38	101.21	6.72	-2.51	60.4		
	107.74	178.62	11.82	-4.57	58.9		
	203.95	281.06	11.05	-2.06	54.0		

(b) B 材料

試験条件	垂直応力 (kPa) ^{※1)}	最大せん断 応力(kPa)	せん断変位 (mm) ^{※2)}	鉛直変位 (mm) ^{※2)}	ϕ_0 (°)	粘着力 c_d (kPa) ^{※3)}	内部摩擦角 ϕ_d (°) ^{※3)}
飽和	32.79	71.13	4.28	-2.58	65.3	27.1	56.0
	56.70	116.80	5.25	-2.47	64.1		
	105.40	183.55	8.51	-3.12	60.1		
	203.89	329.07	9.25	-2.73	58.2		
不飽和	33.28	78.03	5.07	-2.73	66.9	27.7	58.7
	57.81	129.13	7.69	-4.09	65.9		
	106.51	200.50	6.69	-2.91	62.0		
	204.38	363.40	9.29	-3.45	60.6		

※1) 上部せん断箱重量を含む。

※2) せん断変位および鉛直変位は、それぞれ最大せん断応力時の変位を正とし、ダイレイタンスー膨張を負としている。

※3) CD (圧密排水) 試験により求めた粘着力および内部摩擦角を c_d 、 ϕ_d と記す。

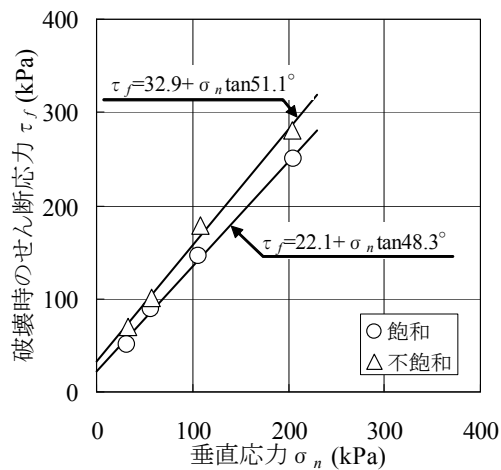
5. 2 大型一面せん断試験

大型一面せん断試験結果の一覧を表-7 に示す。なお、表中のせん断変位および鉛直変位は最大せん断応力が発生した時点で計測した値である。また、表-7 の ϕ_0 については、ある垂直応力において発生した最大せん断応力に対する点 (σ_m , τ_p) と原点とを結んだ直線の勾配を ϕ_0 としている。

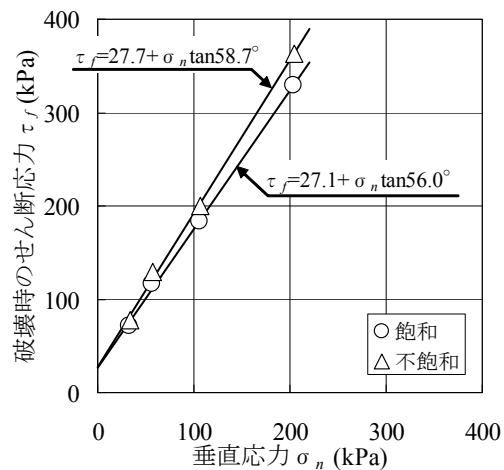
また、反力板とせん断箱との摩擦低減を目的としてローラーを設置しているため、せん断に伴うダイレイタンスーにより試料と共にせん断箱も浮き上がり、実際のせん断面には垂直応力のみだけでなく、上部せん

断箱の重量も加わっているものと判断したため、 ϕ_0 および c 、 ϕ のせん断強度定数の算出にあたり、垂直応力は試験装置として載荷した垂直応力にせん断箱の重量による応力を加えたもので補正して算出した。なお、飽和条件下では水中での試験となるため、上部せん断箱の浮力に相当する重量を控除した。

垂直応力と破壊時せん断応力 (最大せん断応力) の関係を図-12 に示す。図中にはモール・クーロンの破壊規準に従った近似直線から得られた c 、 ϕ を示している。図-12 より、A 材料、B 材料ともに不飽和条件の方が飽和条件より内部摩擦角で 3° 弱大きくなって

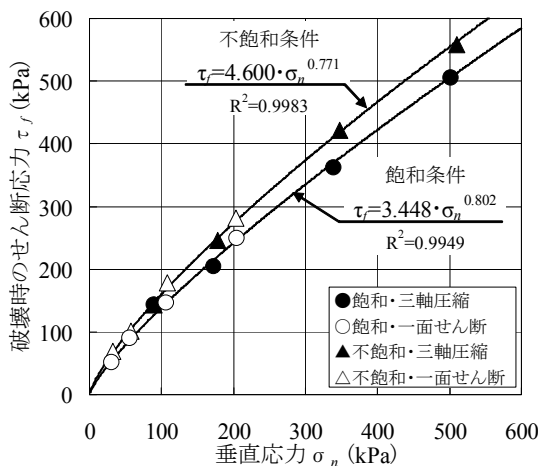


(a) A 材料

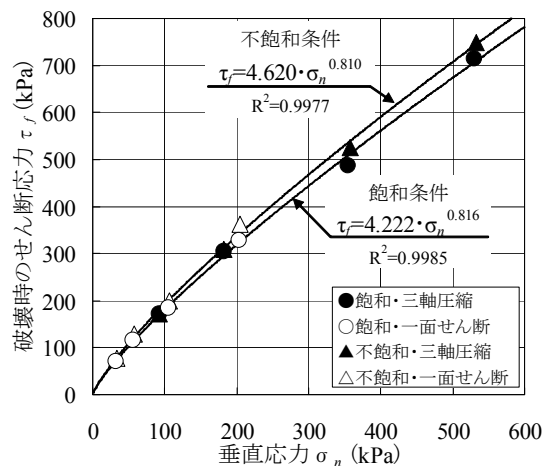


(b) B 材料

図-12 大型一面せん断試験結果による垂直応力と破壊時のせん断応力との関係



(a) A 材料



(b) B 材料

図-13 一面せん断試験と三軸圧縮試験のせん断強度の比較

いる。また、図-12 と前出の表-7 より、B 材料の方が A 材料より、飽和条件下では ϕ_0 で $6\sim 8^\circ$ 程度、 ϕ_d で 8° 程度、不飽和条件下では ϕ_0 で $2\sim 7^\circ$ 程度、 ϕ_d で 8° 程度の大きい値となっている。この結果からも三軸圧縮試験と同様に B 材料の方が、強度が大きいことがわかる。

また、一面せん断試験と三軸圧縮試験の結果の整合性を確認するために、ロック材料のせん断強度の拘束圧依存性を考慮した曲線破壊規準 Ab 法によって比較したものを図-13 に示す。なお、Ab 法によるせん断強度式は式(2)に示したが、式(6)として再掲しておく。

$$\tau = A(\overline{\sigma_n})^b \quad (6)$$

ここに、 τ_f はせん断強度、 $\overline{\sigma_n}$ はすべり面に作用する

垂直応力 (有効応力)、 A および b は試験結果から得られる係数である。

図-13 によると、今回実施した A 材料の飽和および不飽和条件、B 材料の飽和および不飽和条件のそれぞれの一面せん断試験の結果は、三軸圧縮試験の結果とほぼ一本のせん断強度曲線で表すことができ、しかも非常に高い相関性を示していることがわかる。従来から一面せん断試験は、せん断中のダイレイタンス発生時のせん断箱と反力板との間の摩擦により、三軸圧縮試験よりも大きいせん断強度が得られ、またそれは、実際よりも大きいせん断強度である可能性が高いとされてきた。しかし、本研究における一面せん断試験装置のせん断箱周辺摩擦の除去対策が有効に働き、三軸

圧縮試験と同様な結果を得られることがわかった。さらに、この改良した一面せん断試験により、三軸圧縮試験では対応できない50kPa程度以下の拘束圧条件下におけるせん断強度の評価も可能になったといえる。

ところで、一面せん断試験では、せん断面に作用する垂直応力 σ_n と破壊時のせん断応力 τ_f が得られるが、三軸圧縮試験との結果を比較する上では、拘束圧の取り扱いが異なる。そこで、一面せん断試験より得られた σ_n 、 τ_f および ϕ_{0a} を用いて、モール・クーロンの破壊規準線に接するモール円の最大主応力 σ_{1a} および最小主応力 σ_{3a} に換算して比較してみる。三軸圧縮試験で最も低拘束圧な条件から得られる σ_{1f} 、 σ_3 ($\approx 50\text{kPa}$)および ϕ_0 と、一面せん断試験の小さい垂直応力の下で得られる σ_n ($\approx 25\text{kPa}$ 、 50kPa)、 τ_f および ϕ_{0a} から換算したモール円との関係は、図-14に示す概念図のようになる。なお、 σ_n と σ_{1f} および σ_3 の関係式は、式(7)に示すとおりである。

$$\sigma_n = (\sigma_{1f} + \sigma_3) / 2 + (\sigma_{1f} - \sigma_3) \cos 2\alpha / 2 \quad (7)$$

ここで、 α は供試体せん断面の傾斜角であり、

$$\alpha = 45^\circ + \phi_0 / 2 \quad (8)$$

図-14より、垂直応力 σ_n が三軸圧縮試験の拘束圧 σ_3 ($\approx 50\text{kPa}$)以下であるとき、換算して得られる一面せん断試験結果の最小主応力 σ_{3a} は、 σ_3 より、さらに σ_n より小さくなるのがわかる。このことから、一面せん断試験の結果により σ_{3a} から σ_3 ($\approx 50\text{kPa}$)までの低拘束圧域における材料のせん断強度が評価できると考えられる。例えば、図-15に示すように、一面せん断試験結果よりA材料の飽和条件下の $\sigma_{n1} = 25\text{kPa}$ および $\sigma_{n2} = 49\text{kPa}$ (垂直応力の補正により実際は $\sigma_{n1} \approx 32\text{kPa}$ 、 $\sigma_{n2} \approx 57\text{kPa}$)から換算したモール円より得られる σ_{31} および σ_{32} は、それぞれ17kPaと31kPaで、三軸圧縮試験で最も小さい拘束圧 $\sigma_3 = 49\text{kPa}$ より小さくなるのがわかる。よって、本研究のように試験装置として載荷した垂直応力に上部せん断箱重量を補正して加えた場合においても、一面せん断試験の垂直応力 $\sigma_n \approx 25\text{kPa}$ 、 50kPa の結果は、三軸圧縮試験の最も低い拘束圧 $\sigma_3 \approx 50\text{kPa}$ での試験結果よりも低い拘束圧域でせん断強度を評価していることがわかる。

5.3 表層すべり試験

表層すべり試験結果の一覧を表-8に示す。この結果より、三軸圧縮試験および一面せん断試験との比較対照である $D_f = 90\%$ 以上となるときこの試験装置による締固め時間は、A材料で約5秒、B材料で約10

秒となることがわかった。そこで、三軸圧縮試験および一面せん断試験の結果から得られた ϕ_0 と上述の締固め時間における表層すべり試験から得られた内部摩擦角に相当する静的安息角 ϕ_i を同じグラフにプロットすると図-16のようになる。なお、表層すべり試験結果の右肩に付した①~④は、表-8に記した状態①

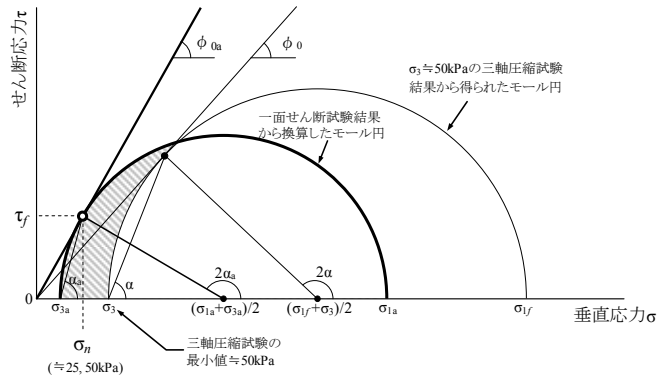
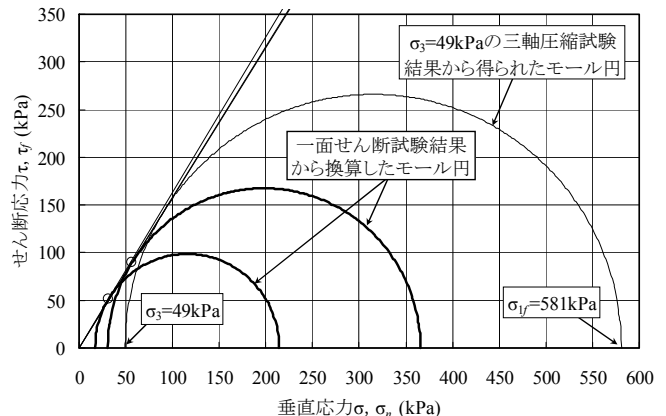
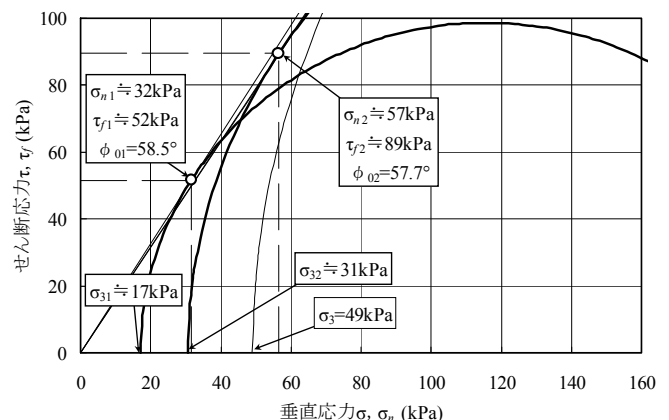


図-14 一面せん断試験結果の σ_3 評価の概念



(a) 一面せん断試験結果から換算したモール円



(b) 低拘束圧部の拡大図

図-15 σ_3 評価の比較検討

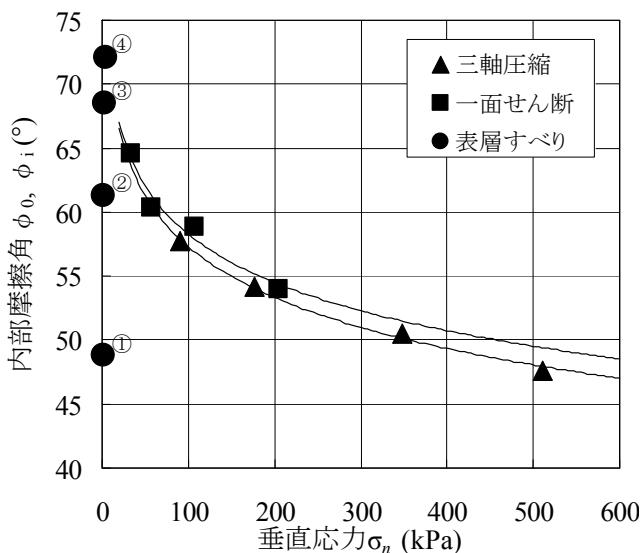
～状態④での静的安息角であることを示す。この図より、状態②の時の静的安息角は、両材料とも三軸圧縮試験での拘束圧 49kPa (垂直応力換算約 90kPa) あるいは一面せん断試験での垂直応力 50～98kPa (補正後 58～107kPa) のときの内部摩擦角 ϕ_0 と同等になり、状態②と③の間に一面せん断試験での垂直応力 25kPa (補正後約 33kPa) のときの ϕ_0 が存在している。また、三軸圧縮試験および一面せん断試験の結果を対数曲線で

結び、それを低拘束圧側に伸ばしていくと、両材料とも表層すべり試験の状態③の静的安息角に近づいていくことがわかる。また、表面全体が崩壊した状態③は、供試体の破壊時強度を評価するうえで最も適切な状態であると考えられる。これらの結果より、垂直応力が限りなく小さい低拘束圧部においてロック材料のせん断強度を評価するには、本研究の表層すべり試験の状態③における静的安息角を評価すればよいと考える。

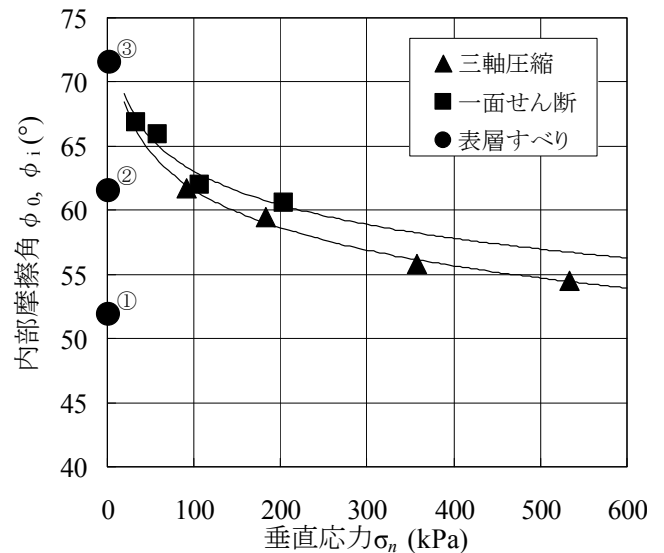
表-8 表層すべり試験結果

締固め時間 (秒)	A材料					B材料				
	相対密度 D_r (%)	静的安息角 ϕ_i (°)				相対密度 D_r (%)	静的安息角 ϕ_i (°)			
		状態①	状態②	状態③	状態④		状態①	状態②	状態③	状態④
0	25.2	31.8	41.1	45.1	54.6	21.8	35.9	43.7	47.6	52.8
5	93.3	48.8	61.3	68.5	72.1	84.0	47.3	状態不明	62.2	73.9
10	98.0	54.3	63.5	68.4	70.3	91.9	51.9	61.5	71.5	崩壊せず
20	103.3	57.5	67.7	70.8	74.9	96.3	49.2	64.7	70.7	崩壊せず
30	102.8	54.7	65.2	70.6	73.4	95.4	45.3	62.5	66.4	74.4
70	109.3	56.1	65.1	71.1	崩壊せず	88.4	49.0	57.3	65.1	65.9

状態①：試料が2～3個転がり落ちたときの角度
 状態②：試料の表面が一部崩れ出したときの角度
 状態③：試料の表面全体が崩れ出したときの角度
 状態④：試料が全体的に崩れ出したときの角度



(a) A材料



(b) B材料

図-16 三軸圧縮試験、一面せん断試験および表層すべり試験の結果の比較

6. 原位置試験方法¹⁹⁾

6.1 概要

ここまで、低拘束圧条件下での所要精度を確保したうえで、拘束圧依存性を考慮したロック材料のせん断強度の評価方法について、室内における三軸圧縮試験、一面せん断試験、表層すべり試験により検討を進めてきた。しかし、ここまでの検討では室内試験用に調整した、すなわち最大粒径が原粒度より小さい試料を用いて検討せざるを得ない状況であった。そこで、各種室内試験のうち、表層すべり試験を取り上げ、ロックフィルダムの盛立てに使用されている原粒度ロック材料の低拘束圧条件下におけるせん断強度を評価するのに必要な静的安息角を得るために、建設中のダムにおいて、原位置表層すべり試験を実施した。

6.2 原粒度材料の粒度分布

本試験で使用した材料は、4章で示したA材料の原粒度材料である。原位置試験で使用したロック材料の粒度（室内試験用材料（A材料）の粒度も併記）は、図-17に示すとおりである。これらの材料を使用して、図-18に概要を示す2種類の原位置表層すべり試験、つまり切り崩し試験と押し崩し試験を実施した。

6.3 切り崩し試験の方法

切り崩し試験は、実際の盛立仕様（締固め厚：1m、転圧回数：6回、転圧機械：19t級振動ローラー）に基づいて締め固められたロック材料を用いて実施した（図-18(a)参照）。1.2m³級大型バックホウにて堤体下流面の一部を掘削しておよそ5m四方の斜面を形成し、そこからさらに急勾配に切り崩し、斜面に崩落を発生させ、その状態における残存斜面の角度を安息角として計測した。安息角の測定は、作業の安全性に配慮しノンプリズム測距機能を搭載したトータルステーション（ノンプリズムモード測距精度 10mm）を使用し、写真-1に示すイメージで斜面に格子状に設けた16の測点の座標を計測する方法を採用した。これを3ヶ所で実施した。なお、表中の傾斜角度は、斜面の格子点上の測点から斜面形状を描き、ほぼ1m間隔で斜面直交方向に設定した6断面の平均勾配角度の平均として求めた。また、各設定断面において相対的に緩勾配になっている箇所を緩勾配角度とし、その平均を求めた。

6.4 押し崩し試験の方法

押し崩し試験は、ロック材料を100t級大型ブルドーザの排土板で静かに谷に押し崩して実施し、締め固めていない状態のロック材料での安息角を計測した（図-18(b)参照）。安息角の計測は、写真-2に示すイメー

ジのとおり押し崩してできた斜面の上と下の端部座標をトータルステーション（測距精度 2mm+2ppm×測定距離）で測量する方法とした。試験は2回実施して安息角の平均を求めた。

7. 原位置試験結果

7.1 切り崩し試験

切り崩し試験の結果を表-9(a)に示す。斜面の傾斜角度の3ヶ所の平均は75.9°、緩勾配角度でも66.7°とかなり大きい角度となっていることがわかる。なお、試験箇所近傍2ヶ所で実施した現場密度試験の結果、乾燥密度の平均は2.046g/cm³、含水比の平均は約6%であった。なお、含水比については、粒径63mm以下の試料に対する結果である。含水比が高めであった理由として、本試験の実施中は小雨が降っていたためと考えられるが、これによりロック材料が湿潤状態となり若干崩壊しづらい状況にあった可能性がある。

7.2 押し崩し試験

押し崩し試験の結果を表-9(b)に示す。安息角は各測線で40°前後となり、全体平均で38.5°であった。なお、室内表層すべり試験の締固め無しの結果、表面が一部崩壊した状態②のときの41.1°、表面全体が崩壊した状態③のときの45.1°よりもやや小さい値となった。この原因として、崩れて斜面を落下する際に粒径の大

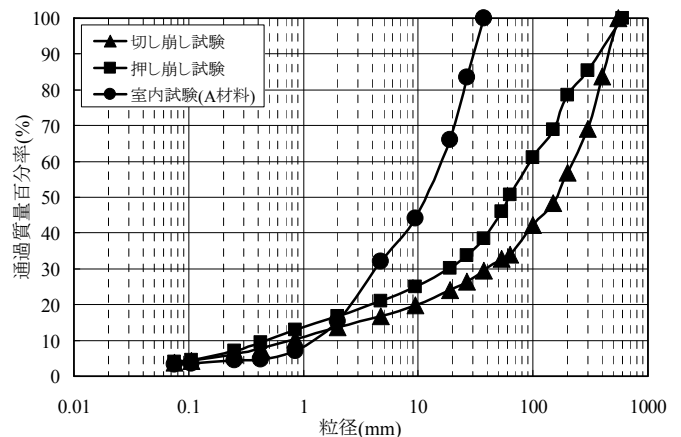


図-17 原位置試験に供したロック材料の粒度分布

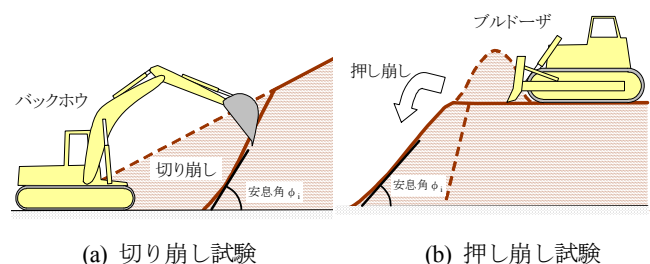


図-18 原位置表層すべり試験の概要

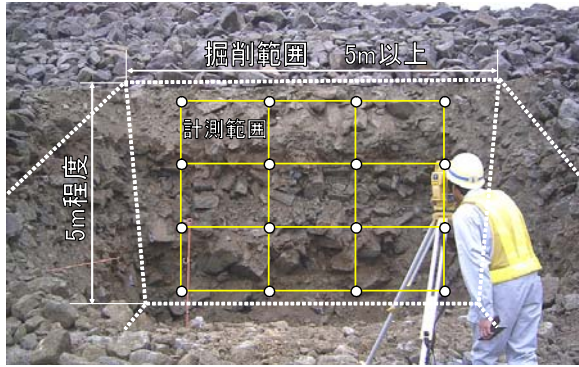


写真-1 切り崩し試験の安息角計測イメージ

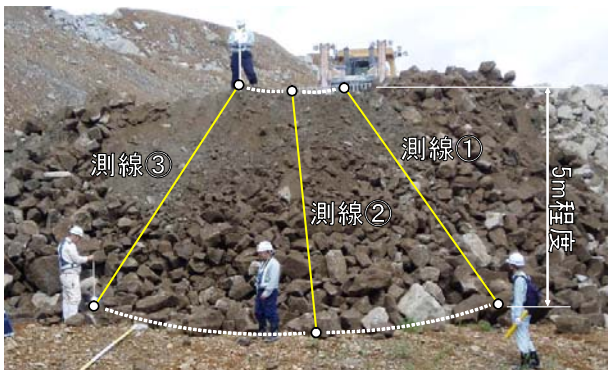


写真-2 押し崩し試験の安息角計測イメージ

表-9 原位置表層すべり試験結果

(a) 切り崩し試験による安息角

試験場所	現地計測結果(°)			
	傾斜角度	平均	緩勾配角度	平均
①	80.2	75.9	70.7	66.7
②	77.6		68.9	
③	69.8		60.4	

(b) 押し崩し試験による安息角

試験回数	現地計測結果(°)				
	測線①	測線②	測線③	各平均	平均
1回目	37.3	39.3	40.8	39.1	38.5
2回目	35.8	40.8	36.8	37.8	

表-10 表層すべり試験結果

材 料	締固め時間(秒)	含水比(%)	乾燥密度(g/cm ³)	安息角(°)				
				状態①	状態②	状態③	状態④	
A	表乾試料	0	2.2	1.453	31.8	41.1	45.1	54.6
		5	2.2	1.840	48.8	61.3	68.5	72.1
	含水比調整試料	0	6.0	1.449	39.9	46.3	50.2	54.7
		5	6.0	1.775	62.5	73.4	崩壊せず	崩壊せず

状態①：試料が2~3個転がり落ちたときの角度
 状態②：試料の表面が一部崩れ出したときの角度
 状態③：試料の表面全体が崩れ出したときの角度
 状態④：試料が全体的に崩れ出したときの角度

きいロック材料が転がり落ち、斜面のすそ野が広がった可能性が考えられる(写真-2参照)。なお、押し崩し試験後の試料に対し、3ヶ所で現場密度試験を切り崩し試験の場合と同様に実施した結果、乾燥密度の平均は1.924g/cm³、含水比の平均は5.2%であった。

7.3 原位置試験結果分析のための室内試験

原位置試験の試料は、降雨により気乾状態ではなく、含水比が若干高くなっていたことから安息角が気乾状態よりも大きめになっている可能性がある。そのため、室内試験において現場の状況に合わせた再現試験(ただし、試料の最大粒径は37.5mm)を実施し、表層すべり試験結果に与える含水比の影響について検討する。

そこで、試料の粒度分布は前述の室内試験で使用したものと同一(室内試験のA材料)とし、原位置の試験条件等を踏まえた表層すべり試験を実施した。試料は、表乾試料と含水比を6%に調整した試料(以下、「含水比調整試料」という)を使用した。なお、本試験の最大粒径37.5mmの試料の含水比は、前述の原位置表層すべり試験において実施した含水比試験の最大粒径63mmの試料における粒径37.5mm以下の粒径の質量比率が80%程度であることを踏まえて、原位置試験における含水比試験結果に近い6%に設定した。

表層すべり試験は、含水比の相違による、前出の表乾試料に対する表層すべり試験の結果との比較を行った。なお、供試体の締固めについては、締固め無しおよび前出の試験結果より表乾試料においてD_f=90%相当の乾燥密度となる締固め時間5秒を採用した。

表層すべり試験の結果については、表-10に示すように、含水比調整試料(含水比6.0%)を締め固めた場合、表乾状態(含水比2.2%)で締め固めた場合に比べ、静的安息角は大きくなることがわかった。また、含水比調整試料で締固めを行った場合は、表面全体が崩壊したときの角度である状態③に達する前に、試験装置の試験限界(約80°)に到達してしまい崩落しなかった。この結果から、締固めの有無によらず、原位置試験における含水比状態に近い含水比調整試料は表乾試

料と比べて大きな安息角となることがわかった。また、含水比の違いによる影響は、締め固めた場合の方が締め固めない場合よりも大きい。しかし、原位置試験と室内試験との条件の違い、試験自体の精度などを考慮すると、含水比の影響については、その粒度の大きさを把握するための試験と評価すべきものと考えている。

7.4 既往の研究成果との比較

締め固めたA材料に対する室内表層すべり試験と原位置試験である切り崩し試験との結果の比較を図-19に示す。なお、室内試験結果については、含水比の影響が室内試験において原位置試験よりも過大に評価されている可能性も懸念して、表乾試料の結果を採用した。なお、比較対照として既往の研究である大根ら⁹⁾の結果も併せて示す。大根らは、平均粒径が比較的小さい試料に対し、締め固めた試料を試験台に上載して台を傾け、試料の状態が変化したときの試料の法面の角度を計測する室内表層すべり試験を実施するとともに、平均粒径が大きいものについては、試験方法は不明であるが、現場にて表層すべり試験を実施した。室内試験の表面全体が崩れ出したときの角度(状態③)と原位置試験の残存斜面の傾斜角度が、いずれも締め固められた試料における限界状態の安息角であるとするれば、図-19の▲-△で示されるように平均粒径が大きくなるほど安息角が大きくなる傾向にあることがわかる。また、室内表層すべり試験の表面の一部が崩れ出したときの角度(状態②)と原位置試験の残存斜面の緩勾配角度が、いずれも締め固められた試料において比較的崩落しやすい状態での安息角であるとするれば、図-19の●-○で示されるように限界状態の安息角と同様の傾向を示すことがわかる。また、これらの関

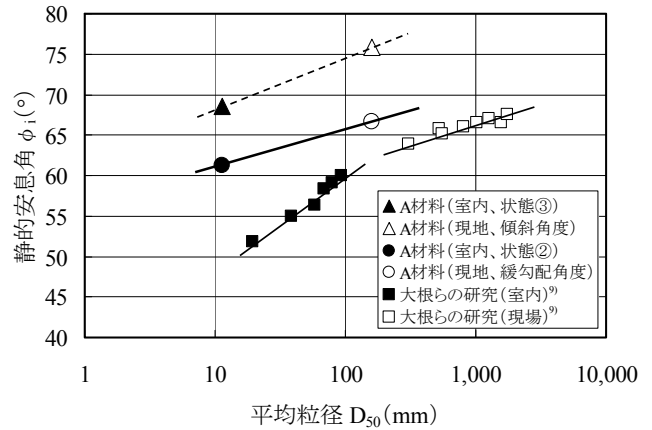


図-19 静的安息角 ϕ_i と平均粒度 D_{50} の関係

係は、値は異なるものの、大根ら⁹⁾の既往の研究成果とも同様の傾向を示すことがわかる。以上より、本研究で対象とした実ダムのロック材料であるA材料は、締め固めた状態であればかなり大きな安息角となり、かつ、平均粒径が大きくなるにつれて安息角は増加する傾向にあることがわかった。

8. ロック材料の低拘束圧条件下における強度評価と合理的な設計強度の設定

本研究の成果から、ロック材料の内部摩擦角の拘束圧依存性と低拘束圧域での評価、さらには合理的な設計強度の設定については、図-20のように整理することができる。なお、図中では、三軸圧縮試験結果および一面せん断試験結果より得られる内部摩擦角 ϕ は、 ϕ_0 法を適用して求めている。また、表層すべり試験の ϕ_i は極めて低い拘束圧での ϕ_0 に相当する。

まず、ロック材料に対する最も一般的な強度試験である三軸圧縮試験によりロック材料の各拘束圧条件に

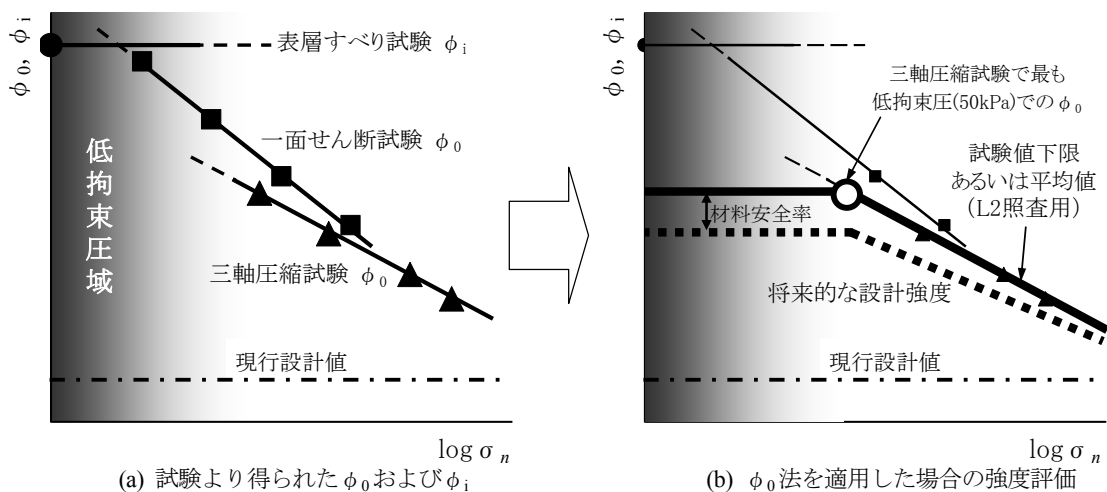


図-20 ロック材料の内部摩擦角の拘束圧依存性と低拘束圧域での評価および設計強度設定の概念

おける ϕ_0 を求める。しかし、50kPa 程度以下の低拘束圧域については三軸圧縮試験の実施が難しいため、一面せん断試験および表層すべり試験により低拘束圧域での内部摩擦角 ϕ_0 および ϕ_i を求める。得られた ϕ_0 、 ϕ_i が、三軸圧縮試験の最も低い拘束圧 50kPa での ϕ_0 と同等かそれ以上の値であることが確認できれば、拘束圧 50kPa 以下の領域における強度としてこの ϕ_0 を与えるという強度設定方法を適用することも可能となる。

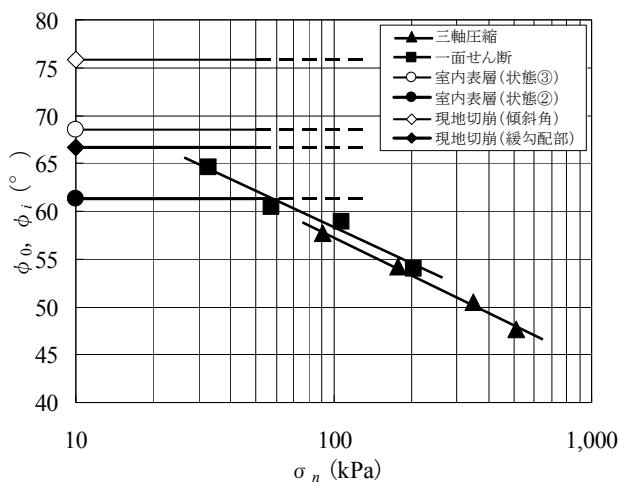
このように、 ϕ_0 法により内部摩擦角を求め、複数の試験値の下限や平均値をロックフィルダムのレベル 2 地震動に対する耐震性能照査に適用し、また、試験下限値に材料のばらつきや試験精度を踏まえた材料安全率を見込んで将来的な合理的設計における設計強度として適用することも可能であると考えられる。

以上を踏まえ、これまで実施してきた A 材料および B 材料を用いた室内試験および原位置試験についてせん断強度の評価を行い、強度評価設定方法を検討する。

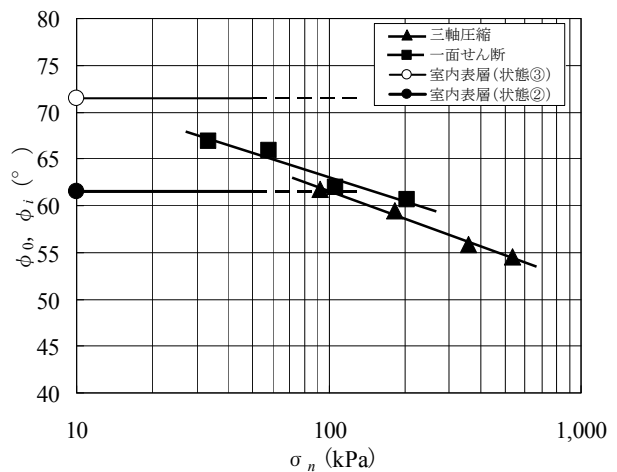
A 材料および B 材料に対して実施した試験のうち、締め固めた試料を用いて不飽和条件で行った試験の結果について、せん断面に作用する垂直応力 σ_n と内部摩擦角 (ϕ_0 あるいは ϕ_i) との関係を図-21 に示す。この図より、一面せん断試験は三軸圧縮試験よりも低拘束圧条件下での試験結果が得られ、また三軸圧縮試験で得られた ϕ_0 の結果のほぼ延長上にあると見なすことができ、三軸圧縮試験とともに三軸圧縮試験では実施できない低拘束圧条件下で一面せん断試験を実施することにより、かなり小さい低拘束圧域までのロック

材料の強度増加を見込むことができる可能性が見いだせる。さらに、表層すべり試験の結果を加えると、室内せん断試験では難しい、より低拘束圧域においてもせん断試験結果の延長上に安息角がプロットでき、ロックフィルダムのロック材料の表層付近のせん断強度は、かなり大きいと考えられる。

しかし、表層すべり試験は、本研究の試験方法に則って実施した場合の結果であり、試験方法や結果の評価方法については基準化されていないという課題がある。また、一面せん断試験については、本研究において試験装置を改良することによりせん断箱周辺に発生する摩擦の問題を解決したが、これはまだ研究段階であり、まだ一般化されていない。さらにこれ以外にも、せん断過程におけるダイレイタンスの影響による垂直応力増加や上下せん断箱の隙間の考え方など、結果を扱う上で課題となる事項が少なくない。これらに比べ、三軸圧縮試験はロック材料に対する一般的なせん断試験であり、従来のロックフィルダムのロック材料の強度設定にはこの結果を適用しているものがほとんどである。そこで、三軸圧縮試験で得られた拘束圧に依存した ϕ_0 を基準として図-21 を見れば、一面せん断試験および表層すべり試験の結果は、三軸圧縮試験の最も低拘束圧条件下で得られた ϕ_0 と同等以上の値となっていることから、設計上安全側の判断から、低拘束圧域においては三軸圧縮試験における最も低拘束圧の条件での ϕ_0 を与えるという強度設定方法を適用することが可能であると考えられる。



(a) A 材料



(b) B 材料

図-21 $\sigma_n - \phi$ の関係

9. ロック材料の材料安全率の検討

9.1 概要

ここでは、8章で提案した ϕ_0 法（基本的には曲線破壊規準と同等と見なせる）を基本としたロック材料の設計強度の設定における適切な材料（強度）安全率について検討する。具体的には、曲線破壊規準に基づくロック材料の設計強度設定を基本として、現在、大型三軸圧縮試験結果にモール・クーロンの破壊規準を適用したうえで内部摩擦角 ϕ のみで設計強度を設定している場合と同等となる材料安全率を算出してみる。

9.2 材料安全率の算定方法

ロック材料の設計せん断強度 τ は、前出の式(4)（モール・クーロンの破壊規準）に対し、 $c=0$ とし ϕ に適切な余裕 $\Delta\phi$ を見込むのが一般的であり、式(9)のように示すことができる。一方、拘束圧の増加とともに内部摩擦角が減少するという特徴を有するロック材料のせん断強度式として最も適切なもののひとつと考えられる式(2)（曲線破壊規準）において、適切な余裕を見込んだせん断強度は式(10)で表現できる。

$$\tau_{fd} = \sigma_n \tan(\phi - \Delta\phi) \quad (9)$$

$$\tau_{fd} = A_d \sigma_n^b \quad (10)$$

ここに、 τ_{fd} ：設計破壊せん断応力、 A_d ：設計強度定数である。

いま、既設ダムロック材料について、式(9)に基づいてせん断強度を求めた場合の内部摩擦角の試験値 ϕ と設計値 $(\phi - \Delta\phi)$ の比較を図-22に示す。この図より、 $\Delta\phi=0\sim 2^\circ$ 程度、特に $\Delta\phi=0\sim 1^\circ$ 程度としている事例が多いことがわかる。

図-23 および図-24 に示すように、ある σ_n における破壊時せん断応力の試験値 τ_f の設計値 τ_{fd} に対する比を材料安全率と定義し、式(4)と式(6)のせん断強度式について、次のように表現する。

$$SF_s(c, \phi) = \frac{\tau_f}{\tau_{fd}} = \frac{(c + \sigma_n \tan \phi)}{\sigma_n \tan(\phi - \Delta\phi)} \quad (11)$$

$$SF_s(A, b) = \frac{\tau_f}{\tau_{fd}} = \frac{A \sigma_n^b}{A_d \sigma_n^b} \quad (12)$$

ここに、 $SF_s(c, \phi)$ および $SF_s(A, b)$ は、それぞれ式(4)および式(2)を用いた場合の材料安全率である。

$c=0$ として粘着力はないとみなす現行のロック材料設計強度の決定方法により、三軸圧縮試験結果からモール・クーロンの破壊規準に基づいて決定した (c, ϕ)

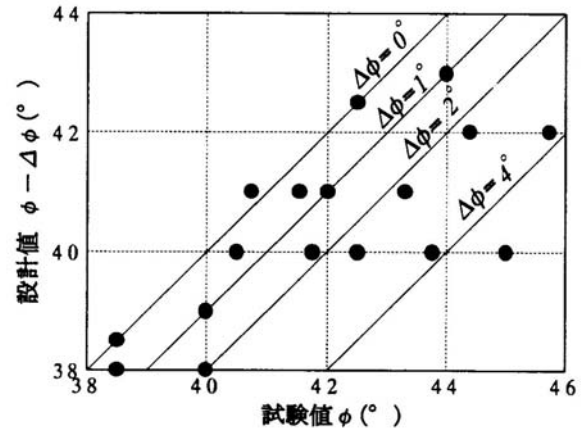


図-22 ロック材料の内部摩擦角の試験値と設計値

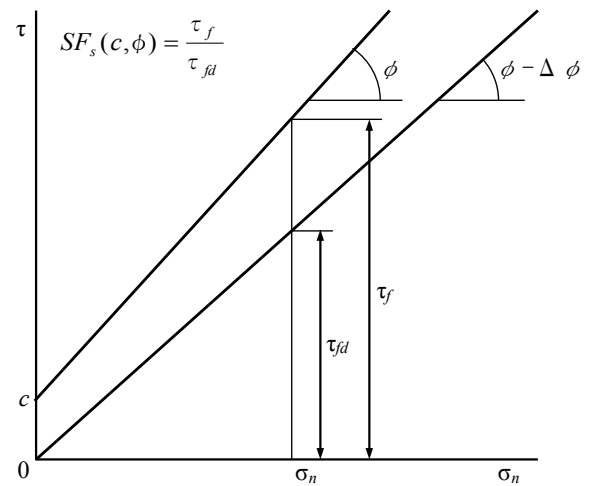


図-23 モール・クーロンの破壊規準に基づく強度安全率の定義 $SF_s(c, \phi)$

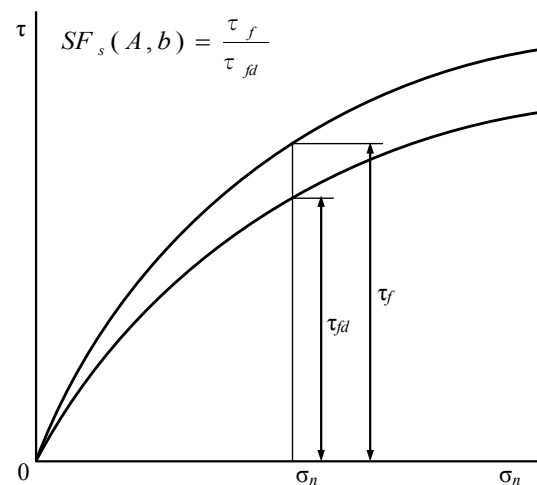


図-24 曲線破壊規準に基づく強度安全率の定義 $SF_s(A, b)$

に材料安全率を見込んでいることになる。しかし、見かけの粘着力が存在すると、図-23中に示すように、低拘束圧域での強度を相対的にかなり過小評価していることがわかる。一方、式(12)からも明らかなように曲線破壊規準によると、拘束圧によらず一定の強度安全率を与えることが可能である。

9.3 曲線破壊規準に基づく等価材料安全率の検討

いま、曲線破壊規準による式(2)、式(10)のロック材料のせん断強度評価および設計値決定方法の方が、モール・クーロンの破壊規準よりも実際のロック材料のせん断強度特性をより適切に反映していると考えられる。さらに、式(11)と式(12)の強度安全率の式の比較からも明らかなように、モール・クーロンの破壊規準の場合の $SF_s(c, \phi)$ が σ_n の関数であるのに対して、曲線破壊規準の場合の $SF_s(A, b)$ は σ_n によらない一定値になるという利点を有している。しかし、実際の設計では $SF_s(A, b)$ を適切に設定する必要がある。そこで現行のロックフィルダムにおける式(4)、式(9)に基づくせん断強度評価および設計値決定方法を加味した $SF_s(A, b)$ の試算を試みる。

具体的には、せん断強度式としては式(2)、式(10)を用いるが、現行設計法における強度設計値決定方法を考慮した等価な設計強度定数 A_{de} 、つまり、材料安全率 $SF_s(A, b)$ ($=A/A_{de}$) を与えることを考える。ここでは、式(12)からも明らかなように σ_n によらず一定値である等価材料安全率 $SF_s(A, b)_e$ を、図-25に示すように、対象ダムの堤高に応じた σ_n の範囲内 ($0 \leq \sigma_n \leq \sigma_{nmax}$) における $\tau_f = A_{de} \sigma_n^b$ と $\tau_f = \sigma_n \tan(\phi - \Delta\phi)$ の積分値が等しくなる値と定義する。つまり、 $SF_s(A, b)_e$ は次式によって求めることができる。

$$SF(A, b)_e = \frac{\int_0^{\sigma_{nmax}} (A \sigma_n^b) d\sigma_n}{\int_0^{\sigma_{nmax}} \sigma_n \tan(\phi - \Delta\phi) d\sigma_n}$$

$$= \frac{2A}{b+1} \cdot \frac{\sigma_{nmax}^{b-1}}{\tan(\phi - \Delta\phi)} \left(= \frac{A}{A_{de}} \right) \quad (13)$$

式(13)より、 $SF_s(A, b)_e$ は対象ダムの堤高により変化する σ_{nmax} の関数となっているため、実ダムのロック材料の密度やロック部の応力分布などを考慮して堤高を50m、100mおよび150mとしたときの最大拘束圧 σ_{3max} を算出し、ロック材料の曲線破壊規準に基づく強度定数 A, b を求める過程で得られる σ_n と σ_3 との関係から σ_{nmax} を算出した。

ここで、実際の三軸圧縮試験結果を用いて材料安全率を算出することとする。これまでの土木研究所で実施した三軸圧縮試験のうち選定した試験値を図-26に示す。この図より、 ϕ がロック材料としては平均的な $41 \sim 42^\circ$ 程度とほぼ等しいが、 c が $0 \sim 200 \text{ kPa}$ の範

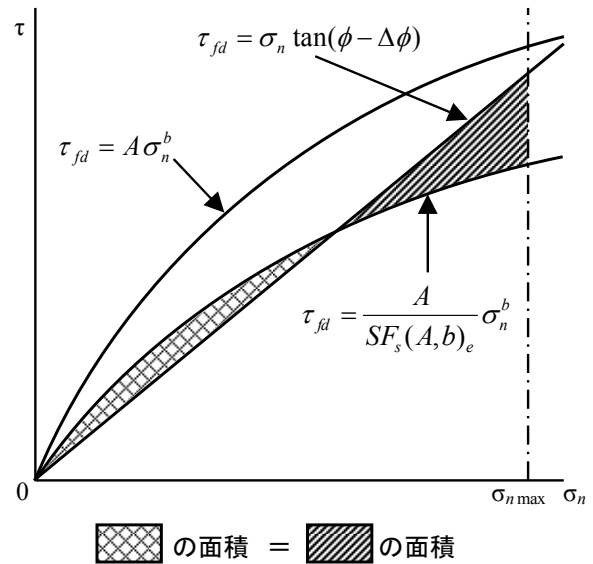


図-25 等価強度安全率の定義

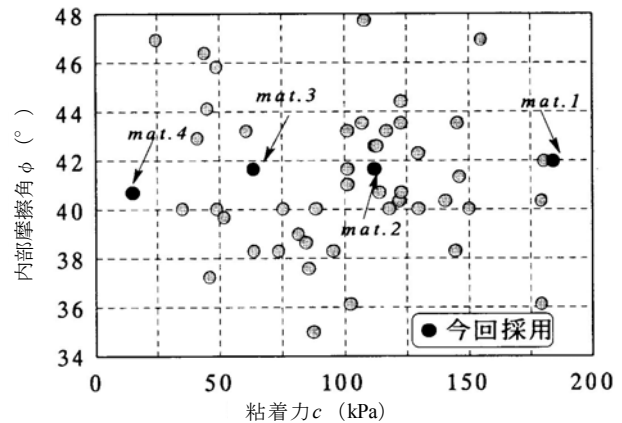


図-26 ロック材料と三軸試験結果 (c, ϕ)

表-11 今回採用した試験値と設計値

材料番号	試験値		設計値 $\phi - \Delta\phi$		
	ϕ ($^\circ$)	c (kPa)	①	②	③
mat. 1	41.98	184.2	41	40	39
mat. 2	41.66	111.7	41	40	39
mat. 3	41.66	63.7	41	40	39
mat. 4	40.69	14.7	40	39	38

表-12 σ_n と $SF_s(A, b)_e$ の関係

堤高 (m)	σ_{3max} (kPa)	$\sigma_n \text{ max}$ (kPa)				設計値	$\phi - \Delta \phi$ (°)	$SF_s(A, b)_e$				
		mat. 1	mat. 2	mat. 3	mat. 4			mat. 1	mat. 2	mat. 3	mat. 4	平均
50	368	752	702	665	616	①	41	1.51	1.35	1.23	1.07	1.29
						②	40	1.57	1.39	1.27	1.11	1.34
						③	39	1.63	1.45	1.32	1.15	1.39
100	735	1,434	1,353	1,296	1,224	①	41	1.29	1.20	1.13	1.05	1.17
						②	40	1.34	1.24	1.17	1.09	1.21
						③	39	1.39	1.28	1.22	1.13	1.26
150	1103	1,904	1,806	1,746	1,665	①	41	1.18	1.12	1.08	1.04	1.11
						②	40	1.22	1.16	1.12	1.08	1.15
						③	39	1.27	1.20	1.16	1.12	1.19

囲で広く分布する4種類を選定した (mat.1~mat.4)。選定した4種類のロック材料の強度定数の試験値と設計値を表-11に示す。なお、各材料の設計値としては、 $c=0$ で、 $\Delta \phi$ は $\phi - \Delta \phi$ の小数点以下の値、例えば 41.98° の場合だと 0.98° とした設計値①、さらに 1° および 2° 低減させた設計値②および③を設定した。

堤高50m、100mおよび150mに対応した4つの材料の $SF_s(A, b)_e$ の具体値を表-12に示す。この表より以下のことがわかる。

- (1) $SF_s(A, b)_e$ は σ_{max} の増加、つまり堤高が高くなるに連れて減少する。
- (2) $SF_s(A, b)_e$ は、モール・クーロンの破壊規準に基づいて得た c が大きいほど大きくなる。
- (3) 同材料、同 σ_n (堤高) では $\Delta \phi$ における 2° の違い (設計値①と③の差) による $SF_s(A, b)_e$ の差は1割以下と、あまり大きくない。
- (4) 材料ごとに $SF_s(A, b)_e$ は変化する値ではあるが、堤高50mの場合には $SF_s(A, b)_e$ は1.07~1.51 (平均1.29)、100mの場合で1.05~1.29 (平均1.17)、150mの場合で1.04~1.18 (平均1.11) となる。抵抗が高くなるにつれ $SF_s(A, b)_e$ は小さくなるが、堤高50~150mの範囲ではその差はあまり大きくないといえる。また、これら3つの堤高での $SF_s(A, b)_e$ の平均は1.19となる。このことから、現行設計法におけるロック材料の設計強度値の決定方法を考慮したうえで曲線破壊規準の強度定数に対する等価な材料安全率 $SF_s(A, b)_e$ を材料、堤高によらず設定する場合は1.2程度の値となる。

なお、本来、材料安全率の設定については、すべり安定解析における地震荷重の与え方、すべり安全率が最小になるすべり面深度なども含めた総合的な検討を行うべきであると考えますが、ここではせん断強度式にのみ着目した試算であることに留意されたい。

10. まとめ

本研究は、低拘束圧条件下でのロック材料の強度評価についての検討を行った。まず、既往の研究事例を整理するとともに、実際のロックフィルダムのロック材料であるA材料と比較対照として砕石・砕砂のB材料を用いて、大型三軸圧縮試験、大型一面せん断試験、表層すべり試験の室内試験に加え、A材料の原粒度材料を用いた原位置表層すべり試験を実施した。その結果、以下の知見を得た。

- (1) 表層すべり試験についての既往の研究結果をとりまとめた。既往のロック材料に対する表層すべり試験では、試験方法に違いがあったり、供試体作製方法が不明であったりするため、それらの結果を単純に比較することはできないが、静的安息角は 45° から 68° 程度に分布している。また、長野県西部地震時の牧尾ダム表層でのロック材料移動についての内部摩擦角を逆算すると 61° から 65° 程度となり、既往の表層すべり試験結果と概ね一致する結果となった。
- (2) 大型三軸圧縮 (CD) 試験の結果として得られるモール円に対する原点を通る接線から算出した内部摩擦角 ϕ_0 (ϕ_0 法) は、材料の種類、供試体の飽和、不飽和条件によらず、拘束圧が大きいほど小さくなる拘束圧依存性を有することを確認した。
- (3) また、 ϕ_0 は、材料の種類、供試体の飽和、不飽和条件によらず、現行の設計法において設計強度として用いている、複数の拘束圧におけるモール円の接線から算出した内部摩擦角 ϕ_d (モール・クーロンの破壊規準) よりもかなり大きいことを確認した。
- (4) 大型一面せん断試験の装置としては、せん断中の供試体のダイレイタンシーによりせん断箱と反力板との間に摩擦が発生し、本来のロック材料のせん断強度以上の強度が結果として算出される可能

性があるため、その周辺摩擦を低減させる対策として、上部せん断箱と反力板の間にローラーを取り付けた改良型の装置を用いた。その結果、大型一面せん断試験は、材料の種類、供試体の飽和、不飽和条件によらず、同じ垂直応力（拘束圧）条件下において大型三軸圧縮試験と同程度のせん断強度が得られること、また大型圧縮試験の精度保証限界と考えられる拘束圧 49kPa よりも小さい拘束圧条件下においてもせん断強度が評価できることが明らかになった。

- (5) 大型三軸圧縮試験や大型一面せん断試験に比べると試験精度は劣るが、表層すべり試験により、極めて拘束圧が小さい状況での内部摩擦角に相当する値を安息角として求めることが可能である。
- (6) 原位置表層すべり試験により、原粒度ロック材料の極めて拘束圧が小さい状況での内部摩擦角を概略評価することができ、その値は粒径の小さい試験を用いる室内試験による値よりも大きいことが確認できた。

以上の試験的検討の結果を踏まえて、 ϕ_0 法に基づき、今後のロックフィルダムの合理的設計に用いる設計強度や耐震性能照査に用いる照査用強度の合理的設定方法を 8 章に提案した。また、 ϕ_0 法を基準としたロック材料の設計強度設定を行う際の材料安全率を、現行の設計方法におけるそれと同等という観点で算出したところ、概ね 1.2 という値を得た。

今後は、平成 21 年度から新たに開始する研究課題「修正震度法によるロックフィルダムの設計合理化に関する研究」において、本研究で得られた成果を基に、修正震度法に基づくロックフィルダムの円弧すべり安定解析を行い、材料安全率とすべり安定解析における安全率との関係について詳細に分析していく予定である。

参考文献

- 1) (財)国土開発技術研究センター編：改定 解説・河川管理施設等構造令、(社)日本河川協会、2000 年 1 月。
- 2) 建設省河川局監修：改訂新版 建設省河川砂防技術基準（案）同解説、設計編 [I]、(社)日本河川協会、1997 年 10 月。
- 3) 建設省土木研究所：平成 7 年（1995 年）兵庫県南部地震災害調査報告書、第 8 編ダム施設の被害、土木研究所報告、第 196 号、pp.321-340、1996 年 3 月。

- 4) 建設省土木研究所：平成 12 年（2000 年）鳥取県西部地震緊急調査報告書、7.2 ダム、土木研究所資料、第 3769 号、pp.95-114、2000 年 12 月。
- 5) 独立行政法人土木研究所：平成 15 年 5 月 26 日宮城県沖の地震の被害に係わる現地調査報告書、6.ダムの被害状況、土木研究所資料、第 3914 号、pp.23-32、2003 年 9 月。
- 6) 建設省河川局開発課：フィルダムの耐震設計指針（案）、1991 年 6 月。
- 7) 国土交通省河川局治水課：大規模地震に対するダム耐震性能照査指針（案）、2005 年 3 月。
- 8) 松本徳久、豊田光雄、志賀三智：地震時におけるロックフィルダム表層すべりの安定性に及ぼす最大粒径、粒度等の影響、大ダム、No.118、pp.1-11、1986 年 12 月。
- 9) 大根義男、成田国朝、奥村哲夫：アース・ロックフィルダムの地震時の斜面安定評価について、大ダム、No.158、pp.64-71、1997 年 1 月。
- 10) 山梨県土木部河川課：広瀬ダム工事誌、1976 年 3 月。
- 11) 東京電力株式会社：高瀬川電源開発工事報告、1981 年 10 月。
- 12) 大根義男：牧尾ダムの耐震挙動、第 20 回土質工学会研究発表会特別セッション概要集、pp.47-54、1985 年。
- 13) 村松郁栄、ほか：1984 年長野県西部地震の震源域付近岩盤上における地震動の推定、昭和 60 年度地震学会春季大会講演予稿集、p.19、1985 年 4 月。
- 14) 小林啓美、ほか：長野県西部地震 1984 の断層について、昭和 60 年度地震学会春季大会講演予稿集、p.15、1985 年 4 月。
- 15) 山口嘉一、佐藤弘行、林 直良、吉永寿幸：拘束圧依存性を考慮したロック材料の強度評価、ダム工学、Vol.18 No.3、pp.166-181、2008 年 9 月。
- 16) 山口嘉一、佐藤弘行、林 直良、吉永寿幸、スレン ソッキアン、下村幸男：フィルダムのロック材料用大型一面せん断試験機の開発、第 43 回地盤工学研究発表会講演集、pp.479-480、2008 年 7 月。
- 17) (社)地盤工学会：土質試験の方法と解説 第 1 回改訂版、pp.563-600、2000 年 3 月。
- 18) (社)土質工学会：粗粒材料の変形と強度、pp.132-167、1986 年 5 月。
- 19) 山口嘉一、佐藤弘行、林 直良、吉永寿幸、佐々木健一、中野博英：ロックフィルダムの原粒度ロック材料を用いた表層すべり試験、平成 19 年度土木学会東北支部技術研究発表会講演概要集(CD-ROM)、III-14、2008 年 3 月。

CONFINING PRESSURE CONDITION

Abstract: In this study, we evaluate shear strength of rock materials under low confining pressure condition with several kinds of tests, and establish a rationalized method of setting their design strength considering the confining pressure dependency.

We carried out large-scale triaxial compression tests under low confining pressure, large-scale box shear tests, and laboratory and field surface sliding tests for rock materials. Based on results of these tests and previous research works, we investigated evaluation method of the shear strength under low confining pressure. In addition, we proposed the setting method of the design strength of rock materials considering the confining pressure dependency.

Key words: embankment dam, rockfill materials, design strength, confining pressure dependency, cost reduction