



粗粒土の一次性質が圧縮強度特性へ及ぼす影響についての基礎的研究

野並, 賢

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

2006-03-10

(Date of Publication)

2014-10-03

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙2863

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2002863>

※ 当コンテンツは神戸大学の学術成果です。無断複製・不正使用等を禁じます。著作権法で認められている範囲内で、適切にご利用ください。



神戸大学博士論文

粗粒土の一次性質が圧縮強度特性へ及ぼす影響についての
基礎的研究

平成 18 年 3 月

野 並 賢

目 次

論文概要	1
第1章 本研究の目的と構成	3
1.1 本研究の背景と目的	3
1.2 本論文の内容と構成	5
1章の参考文献	5
第2章 既往の研究	7
2.1 試料の一次性質の定量化およびその強度特性に与える影響	7
2.1.1 粒子形状	7
2.1.2 粒子破砕	10
2.1.3 細粒分含有率と「粒子サイズ効果」	13
2.2 強度定数の評価方法	14
2.2.1 粒状体の変形モデル	15
2.2.2 ダイレイタンシーを考慮したエネルギー補正式	17
2.2.3 土質材料における弾塑性構成モデル（カムクレイモデル）	20
2.3 個別要素法の概要	23
2.3.1 概論	23
2.3.2 運動方程式	23
2章の参考文献	26
第3章 相似粒度試料における一次性質の違いが強度特性に及ぼす影響の検討	31
3.1 序論	31
3.2 試料および試験方法	31
3.2.1 試験試料	31
3.2.2 試験方法	35
3.3 試験結果の整理	37
3.3.1 等方圧縮過程	38
3.3.2 軸圧縮過程	38
3.3.3 三軸圧縮過程後の粒度試験	41
3.4 強度特性に関する考察	42
3.4.1 内部摩擦角とダイレイタンシー係数	42
3.4.2 粒度間の強度差に関する検討	43
3.4.3 強度定数の側圧依存性に関する検討	46
3.4.4 相似粒度試料を用いた実材料のせん断強度予測方法	48
3.5 結論	50
3章の参考文献	51
第4章 細粒分の含有量が強度特性に及ぼす影響の検討	53
4.1 序論	53
4.2 試料および試験方法	53
4.2.1 試料と供試体密度設定方法	53
4.2.2 供試体作製方法の検討	56
4.2.3 試験条件	57
4.3 試験結果の整理	59
4.3.1 等方圧密過程	60
4.3.2 軸圧縮過程	60
4.4 強度特性に関する考察	64
4.4.1 グラスビーズ混入試料と細粒珪砂混入試料の強度比較	64
4.4.2 粒子破砕特性の検討	69
4.4.3 グラスビーズ混入試料の ϕ_r の予測法	70

4.4.4	ガラスビーズ混入試料の ϕ_d の予測法	71
4.4.5	ガラスビーズ混入試料の強度予測法のとりまとめ	74
4.5	結論	75
	4章の参考文献	76
第5章	二次元個別要素法による粒子形状が強度特性に及ぼす影響の検討	77
5.1	序論	77
5.2	解析に用いた粒子の形状	78
5.3	解析方法および初期間隙比に関する検討	80
5.3.1	供試体の作製および解析方法	80
5.3.2	初期間隙比に関する検討	81
5.4	解析結果の整理	84
5.4.1	等方圧密過程	85
5.4.2	軸圧縮過程	86
5.5	強度・変形特性に関する考察	91
5.5.1	内部摩擦角への粒子形状の影響	91
5.5.2	ダイレイタンシー特性への粒子形状の影響	93
5.5.3	粒子の構造骨格の形成への粒子形状の影響	97
5.6	結論	99
	5章の参考文献	100
第6章	二次元個別要素法による粒子破碎が強度特性に及ぼす影響の検討	101
6.1	序論	101
6.2	粒子のモデル化と粒子破碎指標	101
6.2.1	粒子破碎を表す二次元粒子のモデル化	101
6.2.2	粒子破碎量を示す指標	103
6.3	解析方法および解析条件	104
6.3.1	俵粒子発生過程および供試体諸元	104
6.3.2	解析条件	105
6.4	解析結果の整理	106
6.4.1	等方圧縮過程	107
6.4.2	軸圧縮過程	109
6.5	強度・変形特性に関する考察	111
6.5.1	骨格構造の形成と粒子破碎の関係	111
6.5.2	せん断強度特性に関する検討	115
6.5.3	限界状態に与える粒子破碎の影響	118
6.6	結論	121
	6章の参考文献	122
第7章	本研究のまとめ	123
7.1	本研究の結論	123
7.2	今後の課題	127
	謝辞	131
	論文目録	133
	巻末資料：DEMの解析理論の概説	135
付.1.1	概論	135
付.1.2	運動方程式	135
付.1.3	粒子間接触判定と接触相対変位	138
付.1.4	粒子間力の算定	138
付.1.5	粒子運動の算定	142
	巻末資料の参考文献	144

論文概要

粗粒土の強度特性についての検討は、密度、含水量などの、試料の状態を表す二次性質に加えて、粒径や粒度分布、粒子形状など、試料の生来的な性質である一次性質が力学的性質に及ぼす影響を明らかにし、その集合体への状態変化の影響を調べる必要がある。従来の研究は、土要素の構成関係の把握や、土構造物の破壊・変形現象を把握するため、二次性質が変形あるいは強度特性に与える影響について主眼をおくものが多かった。一方、天然に産する砂は材質、粒度組成、粒子形状などの基本的要素である一次性質が産出地により異なり、これらも変形・強度特性に影響を与えることが知られている。建設現場においては、環境保全対策への配慮から現地発生土の積極的な使用が望まれていたり、従来から用いられている川砂などの良質材料の採取制限が行われたりするなど、用いる材料が制限されつつある。このことから、建設材料として工学的に優れた土質材料を必ずしも用いることが出来るとは限らず、二次性質の影響ばかりでなく、一次性質の影響も把握した上で、土質材料の適切な力学評価を行う必要があると考えられる。

本研究では、粗粒土の一次性質のうち、強度特性に大きな影響を及ぼすと考えられる粒子形状と細粒分の含有量に着目し、三軸圧縮試験を実施してこれらが粗粒土の力学的特性に及ぼす影響の定量的な評価を行うことを目的とした。また、粒子破碎現象が土粒子の性状にも大きく左右されることを考慮し、これが力学的特性に及ぼす影響の評価も行うこととした。さらに、粒子形状と粒子破碎のみの影響を抽出して検討を行うことを主目的として、個別要素法による二軸圧縮試験シミュレーションを実施した。そして、粗粒土のせん断強度特性は「粒子間の摩擦抵抗+粒子間のかみ合わせ」によって発現されるとの見地から、粒子間力の発達と消失によって形成される粒子の骨格構造に、粒子形状と粒子破碎が与える影響についても検討を行った。

本論文の主な内容は以下に示すとおりである。

第1章では、本研究の背景と目的について示すとともに、本論文の内容と構成を示した。

第2章では、既往の研究をまとめている。まず、一次性質が粗粒土の強度特性に与える影響のうち、粒子形状と粒子破碎とそれらの定量化指標と強度特性の関係について述べた。細粒分の含有量の影響については、細粒分が粗粒土同士のかみ合わせに与える影響に着目し、主に液状化強度との関係について取り上げた。また、ダイレイタンスによる強度成分を評価するための強度定数の算出方法と、個別要素法の概要についても示した。

第3章では、相似粒度試料間の力学的特性の相似性に関して、粒子形状の違いと粒子破碎現象に着目して、それらが強度特性に及ぼす影響の定量的な評価を行った。このため、母岩の異なる試料を用い、初期相対密度を揃えた供試体で実施した三軸

圧縮試験結果を示し、粒子形状の差異が相似粒度試料間における強度差の主要な原因であることを明らかとした。軸圧縮中に生じた粒子破碎は概ね粒子の角がとれる程度の形態にとどまっていたが、圧縮強度への影響は明らかでなかった。また、三軸圧縮試験結果から、相似粒度試料を用いた実材料の内部摩擦角の予測方法を示した。

第4章では、粗粒土に細粒分が混入したときに生じる強度低下について、三軸圧縮試験による検討を行った。粗粒土に比べて細粒土の内部摩擦角が一般的に小さいことに着目し、内部摩擦角が小さく供試体の作製が容易なガラスビーズを細粒分と見なして試験を実施した。粗粒分のみによる間隙比を一定とし、ガラスビーズの混入量を増加させたところ、ガラスビーズの混入量の増加に伴い内部摩擦角が低下した。また、混入量が一定状態での強度の側圧依存性は、混入量が大きくなると小さくなる傾向を示した。しかしダイレイタンス補正により得られる内部摩擦角は、ガラスビーズと珪砂のそれぞれの重量比に従い平均した値とほぼ一致することが明らかとなった。さらに、得られた側圧と破壊時のダイレイタンス係数の関係に基づき、内部摩擦角の予測方法を示した。

第5章では、粒子形状が力学的挙動に与える影響のみを抽出して検討する方法としての個別要素法に着目し、粒子形状のみが異なる2次元粒状材料の二軸圧縮試験のシミュレーションを行った。構成粒子は同じ物理特性を持つにも拘わらず、数値試験で用いた粒状試料の変形・強度特性は粒子形状に依存する傾向を示した。しかし、ダイレイタンス補正された内部摩擦角は、粒子形状に依存しない傾向を示した。また、粒子形状は粒子の構造骨格の形成に影響を与え、凹凸度合が大きいほど粒子間力が大きくなり、構造骨格をなす粒子の動員数も多くなることがわかった。

第6章では、粗粒材料のせん断時に生じる粒子破碎の影響を検討するため、二次元個別要素法による検討を行った。解析結果から、供試体内部がほぼ均一に体積変化する場合、粒子破碎は供試体内に均等に生じ、その結果、粒子間力を小さくさせること、また、粒子破碎が粒子構造骨格を変化させる支配的な要因ではなく、構造骨格が変化するとき生じる副次的なものであることが確認された。さらに、破碎性のみを変化させた材料の限界状態線は、破碎のない状態の試料と破碎性が非常に卓越した試料との限界状態線の中に存在し、限界状態線にはその材料の持つ破碎性が大きく影響していることが示された。これより、粒子破碎のせん断挙動への影響が、限界状態線の傾きの変化として表現できる可能性が示された。

第7章は、各章で得られた結論をまとめた。

第1章 本研究の目的と構成

1.1 本研究の背景と目的

盛土などの、土木材料としての土を用いた構造物や基礎地盤の挙動を予測する場合においては、土に生じる変形や、発揮する強度など、土の力学特性の把握が重要となる。土は粒径の大小から細粒土と粗粒土に分別されるが、粗粒土の力学特性については、古くは三笠¹⁾が指摘しているように、粒径や粒度分布、粒子形状など、試料の生来的な性質である一次性質と、密度、含水量などの、試料の状態を表す二次性質が共に影響を与えていると考えられる。

従来の研究では、土要素の構成関係の把握や、土構造物の破壊・変形現象を把握するため、二次性質が力学特性に与える影響について主眼をおくものが多かった²⁾。一方、天然に産する砂は材質、粒度組成、粒子形状などの基本的要素である一次性質が産出地により異なることが知られているため、一次性質が力学特性に与える影響の定量的な評価の確立が望まれている。そこで本研究では、粗粒土の力学特性を把握するために、実材料による三軸圧縮試験を主とした実験的検討と、個別要素法による二軸圧縮試験の数値解析的検討を実施した。

(1) 実材料を用いた実験的検討における研究目的

実材料を用いた、粗粒土の一次性質が力学特性に与える影響についての研究は従来から行われており、種々の成果が得られている。一方、これまでに得られた知見に基づいて土構造物の強度定数を設定しようとした場合、大粒径の試料では物理的に実験の実施が困難であるため十分な評価が行えない。その一つの対策として、相似粒度試料など、同一母岩から作製されたより小さい粒度の試料を用いて室内試験を行い、その結果から実材料の力学特性を推定しようとする場合が挙げられる。このとき、実材料と相似粒度試料の一次性質の相違点に着目し、その違いが強度に及ぼす影響を把握する必要がある。しかし、粗粒土の粒子破碎性や、粒子形状の差異等の材料特性、および異なる粒度間における力学挙動の相似性についての系統だった研究は、未だ途上にあると考えられる。そのため、室内試験の結果を現場の設計に反映させるのには慎重にならざるを得ない状況にある。

次に、粗粒土のせん断強度特性の検討は、主として細粒分が含まれていない粒度組成の砂を対象として行われてきているにも拘わらず、自然状態にある砂は多少なり細粒分を含んでいることが多い。しかし、粗粒土のせん断強度特性は「粒子間の摩擦抵抗+粒子間のかみ合わせ」によって発現されるとの見地にたつと、細粒分は粒子間のかみ合わせを阻害し、せん断強度特性に影響を与えることが予想される。したがって、細粒分が含まれる砂に対して、粒子形状や粒度分布などの一次性質について検討する場合、細粒分の含有率がせん断強度特性に与える影響も評価する必要があると考えられる。

以上のことから、本研究では粗粒土の一次性質のうち、特に以下の事柄に着目をして実験的に検討することとした。

- ① 同一の母岩から作製された相似粒度試料間において異なることが予想される、粒子形状および粒子破砕特性がストレスダイレイタンス特性、および圧縮強度特性に与える影響
- ② 細粒分の含有率が圧縮強度特性に与える影響

(2) 数値材料を用いた検討による研究目的

前項で述べたように、実材料を用いる検討では粒子形状と粒子破砕について特に着目する。一方、実材料においては、粒子形状が異なる試料を準備しようとする、異なった場所から採取された試料や、異なる母岩を破砕して作製した試料を用いる必要があり、試料を構成する母岩が異なっていたりする場合が多い。その場合は粒子形状のみならず、土粒子密度や吸水率までも異なっていることが多い。このように、一次性質のうち粒子形状のみを変えた実験を行った例は少ない。

また、実材料においては、強度試験中に粒子破砕が生じる様子を直接観察し、得られた強度、変形特性と関連づけることは非常に困難である。そこで、粒子破砕が強度定数に与える影響に関しては、試験前後における試料の粒度曲線の変化と、強度、変形特性の変化の様子を対比させて粒子破砕の影響を論じたり、あるいは供試体のエネルギー収支の関係から粒子破砕で消費されるエネルギー分を算出して、強度、変形特性に与える粒子破砕の影響を論じるなどの間接的な方法によって調べられているのが現状である。しかし、これらの方法では、粒子破砕を生じた瞬間に発生する可能性のある土粒子骨格の構造変化の影響が、強度特性に与える影響を詳細に把握するには限界がある。

一方、個別要素法による数値実験の場合は、土粒子の物理的特性は同一で粒子形状のみが異なる試料を作成することが可能である。また、数値実験であるため、等方圧縮過程あるいは軸圧縮過程途中において粒子形状の違いが土粒子の構造骨格の変化に与える影響や、粒子破砕量の変化、供試体内部における粒子破砕発生位置を知ることができる。

実材料における試験結果における力学挙動と、個別要素法による二軸圧縮試験シミュレーション結果との間に、定量的な対応関係を求めることは現段階では難しい。しかし、これらの情報に基づき考察を加えることで、実材料を用いた試験では把握できなかった新たな知見を得ることにより、粒子形状や粒子破砕が粗粒土の力学的特性に与える影響についてのヒントを得られる可能性があると考えられる。

以上のことから、本研究では個別要素法による二軸圧縮試験シミュレーションについて、①粒子形状と、②粒子破砕現象に着目をして検討を実施することとした。

1.2 本論文の内容と構成

本論文の内容と構成の概要を図-1.1 に示した。

第1章では、本研究の背景と目的について示すとともに、本論文の内容と構成を示した。

第2章では、既往の研究の紹介を取り上げた。既往の研究については、一次性質のうち粒子形状と粒子破砕、細粒分の含有量について着目した。また、強度定数の評価方法と、個別要素法の概要についても示した。

第3章と第4章はともに実材料を用いた三軸圧縮試験による検討を行った。ここでは、一次性質が強度特性に与える影響の課題を限定し、強度予測式の提案を検討している。第3章では、相似粒度試料の粒子形状と粒子破砕が強度特性に及ぼす影響についての検討を行った。第4章では、実材料を用いた三軸圧縮試験による検討として、細粒分の含有量が強度特性に及ぼす影響についての検討を行った。

第5章と第6章においてはともに個別要素法による二次元圧縮試験シミュレーションを行った。ここでは数値粒子モデルの特性を生かして粒子形状・粒子破砕現象のみを抽出しており、土粒子の構造骨格に着目した検討を実施している。第5章では、粒子形状に着目した二次元圧縮試験シミュレーションによる検討を行った。第6章では、粒子破砕現象に着目した二次元圧縮試験シミュレーションによる検討を行った。

第7章では、本研究で得られた成果についてとりまとめた。

1章の参考文献

- 1) 三笠正人：土の工学的性質分類とその意義，土と基礎，Vol.12, No.4, pp.17-24, 1964.
- 2) 諸戸靖史：砂のせん断抵抗角に関する 2, 3 の考察，土と基礎，Vol.29, No.8, pp.21-27, 1981.

第1章 本研究の目的と構成

本研究の背景と目的を述べるとともに、本論文の内容と構成を示した。

第2章 既往の研究

項目

- ・粒子形状…定量化指標と粒子形状が強度常数に与える影響
- ・粒子破碎…定量化指標と粒子形状が強度常数に与える影響
- ・細粒分含有量…主に液状化現象と細粒分含有量との関係

本研究で採用した強度常数の評価方法と、個別要素法の概要を記述。

実材料を用いた三軸圧縮試験による検討
(一次性質と強度特性の関係の課題を限定し、
強度予測式を提案)

個別要素法による検討
(粒子形状・粒子破碎現象のみを抽出しており、
土粒子の構造骨格に着目)

第3章 相似粒度試料の粒子形状と粒子破碎が強度特性に及ぼす影響の検討

使用材料…相似粒度に調整した2種類の粗粒土とグラスビーズ、六角ナット
主な試験…三軸圧縮CD試験
供試体作成方法…供試体作製時の相対密度を90%に揃えて、モールド内で水浸状態で作製
得られた知見
・粒子形状の差異が粒度間における強度差の主要な原因である。
・粒子形状が扁平なものほど内部摩擦角の拘束圧依存性が大きくなる。
・粒子破碎は粒子の角がとれる程度にとどまる場合、軸圧縮中に発生する粒子破碎量は圧縮強度との相関関係が見られない。

第5章 個別要素法による粒子形状に着目した二次元圧縮試験による検討

使用材料…円形の要素粒子を組み合わせることにより粒子形状のみが異なる数値試料
主な試験…等方圧縮試験、二軸圧縮試験
供試体作成方法…壁要素内に円粒子をランダムに発生させて定常状態になった後粒子形状を変換して供試体を作製
得られた知見
・同じ物理特性を持つにもかかわらず、変形・強度特性は粒子形状に依存する傾向
・最大圧縮点で定義される内部摩擦角は、粒子形状に依存しない傾向を示す。
・粒子形状は粒子の構造骨格の形成に影響を与え、凹凸度合が大きいほど粒子間力が大きくなり、構造骨格をなす粒子の動員数も多くなる。

第4章 細粒分の含有量が強度特性に及ぼす影響の検討

使用材料…粗粒分としての珪砂、細粒分としての珪砂、グラスビーズ
主な試験…三軸圧縮CD試験
供試体作成方法…粗粒分のみによる空隙比を一定とし、細粒分の混入量を増加
細粒分が供試体内に均等に分布するよう不飽和状態で供試体を作製
得られた知見
・グラスビーズの混入量の増加に伴い内部摩擦角が低下する。
・ダイレイタンシー補正により得られる内部摩擦角は、グラスビーズと珪砂のそれぞれの重量比に従い平均した値とほぼ一致する。
・強度の側圧依存性は、混入量が大きくなると小さくなる傾向がある。

第6章 個別要素法による粒子破碎に着目した二次元圧縮試験による検討

使用材料…要素粒子を俵積みし、要素粒子接点に粒子間付着力を上回る粒子間力が作用すれば粒子破碎を生じようとした数値試料
主な試験…等方圧縮試験、二軸圧縮試験
供試体作成方法…壁要素内にゆる詰め状態で元粒子をランダムに発生させて定常状態になった後、俵積み粒子に変換して供試体を作製
得られた知見
・供試体内部がほぼ均一に体積変化する場合、粒子破碎は供試体内に均等に生じ、その結果、粒子間力を小さくさせる。
・粒子破碎が粒子構造骨格を変化させる支配的な要因ではなく、構造骨格が変化するとき生じる副次的なものである。
・破碎性材料の限界状態線は、破碎しない試料と破碎性の非常に高い試料との限界状態線の間に存在し、その材料の持つ破碎性が影響している。

第7章 本研究のまとめ

- — — 粒子形状に関する検討実施章
- — — 細粒分含有量に関する検討実施章
- — — 粒子破碎に関する検討実施章

図-1.2.1 本論文の内容と構成

第2章 既往の研究

2.1 試料の一次性質の定量化およびその強度特性に与える影響

ここでは、粗粒土の一次性質のうち、粒子形状と粒子破碎に関して、定量化指標と強度特性の関係について取り上げた。また細粒分の含有量の影響に関して、主に液状化現象との関係について取り上げた。

2.1.1 粒子形状

(1) はじめに

砂のような粒状体の一次性質が変形・強度特性に与える影響に関しては、現在まで実材料を用いた試験が主に行われている。Terzaghi and Peck¹⁾は、「乾燥砂の内部摩擦角は角張った粒子ほど、粒度分布の良いほど、また砂粒子が堅硬なほど大きくなる」ことを報告している。また、小田ら²⁾は10種類の砂について、一次性質（粒度組成、粒子形状、鉱物組成）と最大・最小間隙比、せん断抵抗などの関係を検討し、これらに与える粒子形状、粒径、粒度の影響が大きいことを報告している。吉村・小川^{3,4)}は、粒状土の強度定数に及ぼす影響因子の中で一次性質に関連する因子に着目し、粒子形状の影響が最も大きいと報告している。Maeda and Miura^{5,6)}はせん断強度の側圧および相対密度への依存性に影響を与える一次性質のうち、粒子形状の影響が大きいことを示している。以上のように、一次性質の中でも粒子形状がせん断強度などの工学的性質に大きな影響を与えることが指摘されている。以下では、粒子形状の定量化方法について取り上げ、それぞれの指標と強度特性の関係についての整理を行った。

(2) 粒子形状の定量化と強度特性の関係

粒子形状の定量化については、大きく分けて以下の3つの形状特性に着目した分類方法があると考えられる。

- ① 粒子の立体的な形状を示す指標
- ② 粒子の平面的な凹凸度合を表す指標
- ③ 粒子表面の「ギザ」の程度を表す指標

既往の研究による粒子形状の定量化については、板橋⁷⁾らによって近年までの研究が整理されている。ここでは、代表的な粒子形状の定量化方法に関してその概要を述べる。

粒子の平面的な凹凸度合を表す指標について、Wadell⁹⁾は粒子の円磨度を表す指標としてその値が大きいほど粒子が丸みを帯びる Roundness の概念を考案している。これは、図-2.1.1 に示すように最大径と中間径を含む座標上で、粒子の全ての突起部に内接する n 個の円の半径 r_1 を内接する最大円の半径 R_0 で除した値の平均値であ

り，式(2.1.1)で示される。

$$\text{roundness} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{r_i}{R_0} \right)}{n} = \frac{\sum_{i=1}^n r_i}{nR_0} \quad (2.1.1)$$

下辺・諸戸¹⁰⁾は最上の強度定数kと最小間隙比 e_{\min} の関係図を整理する際，粒子形状の指標に Roundness を用いており，その値が大きいほど強度定数は小さくなるとしている。

Lees¹¹⁾は，は粒子の角張りの度合を示す指標として，図-2.1.2に示すように，粒子断面の一つの角を α ，角の先端と最大の内接円の距離をx，内接円の半径をrとしてこの角の angularity を式(2.1.2)で示した。

$$\text{angularity} = (180^\circ - \alpha) \frac{x}{r} \quad (2.1.2)$$

そして，その値が大きいほど試料の角張り度合が大きくなる指標 $A = \text{Total Degree of Angularity}$ を提案している。Miura et al.^{5,6,12)}は砂の粒子形状の定量化

にA値を採用し，A値が大きくなるほど内部摩擦角は大きくなる傾向にあることを示している。RoundnessやA値は図-2.1.3に示す視覚印象図を通じてたびたび工学的に用いられることがある。しかし，Roundnessは川礫などの運搬作用を受けた粒子の形状を測定するのに有効であるが，碎石のような角張った粒子の形状をうまく表現できない。また，RoundnessやA値はかなりの個人誤差が予想され，測定にも非常な労力が必要となる。

吉村，小川¹³⁾は人為的誤差が含まれず，定量化が容易な指標として，凹凸係数FUを提案した。FUの定義は以下の通りである。図-2.1.4に示すように，粒子内に直交する三軸を考え，その長軸と中

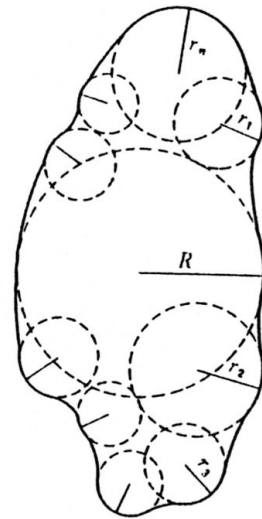


図-2.1.1 Roundness⁸⁾の測定方法

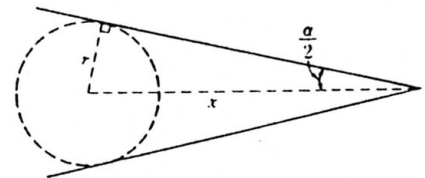


図-2.1.2 Angularity⁸⁾の定義方法

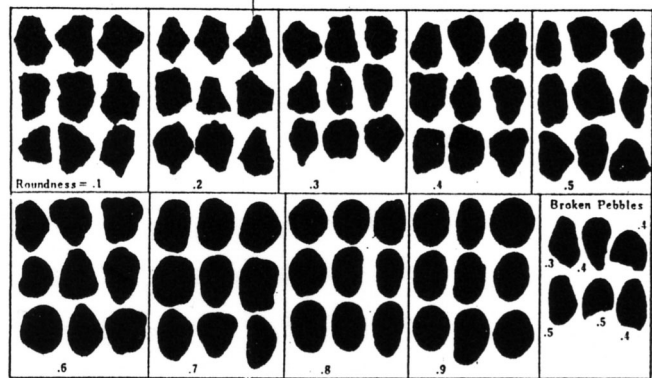


図-2.1.3(a) Roundnessの視覚印象図⁸⁾

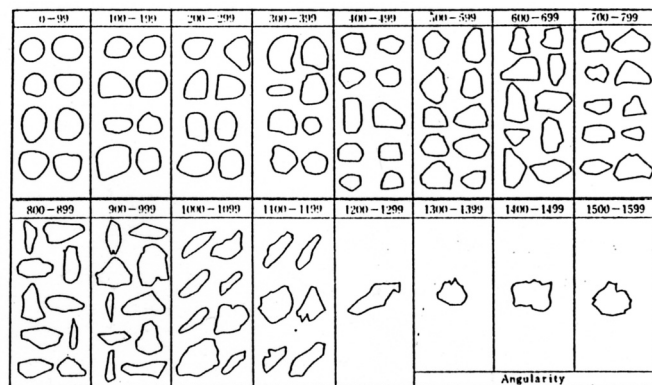


図-2.1.3(b) Angularityの視覚印象図⁸⁾

間軸を含む平面に粒子を投影した断面について考える。そして粒子周辺の凹凸の度合いが増すにしたがって、投影断面の外周長が長くなり、断面積との比が大きくなることに着目し、これらの比である無次元量 f を次式で表す。

$$f = \frac{a'}{\ell^2} \quad (2.1.3)$$

ただし、 a' ; 投影断面の断面積 (原文では a であるが、図-2.1.5 の長軸 a と区別するため「'」を付けた)

ℓ ; 投影断面の周長

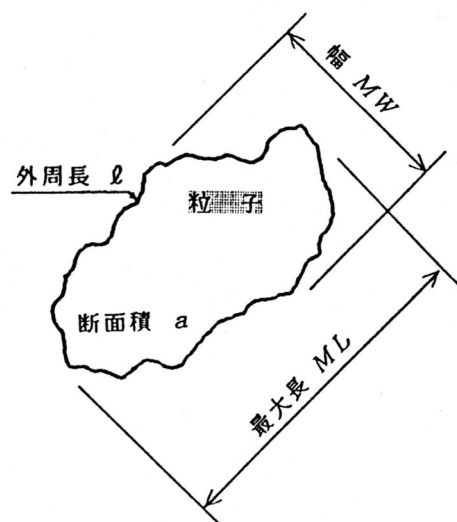


図-2.1.4 凹凸係数 FU ¹³⁾ の定義方法

式(2.1.3)は粒子が完全球 (投影断面が円) の場合に最大となり、その値 f_c は円の半径を R_0 とすれば次式のようにになる。

$$f_c = \frac{\pi \cdot R_0^2}{(2\pi \cdot R_0)^2} = \frac{1}{4\pi} = 0.0796 \quad (2.1.4)$$

粒子形状をあらわす FU は、 f と f_c の比として次式で定義される。

$$FU = \frac{f}{f_c} = \frac{4\pi \cdot a'}{\ell^2} \quad (2.1.5)$$

FU の値は、粒子の投影断面が球である完全円の場合に 1 になり、凹凸の度合いが激しくなるほど小さな値となる。そして、 FU 値により粒子形状を 0 から 1 までの数値で表すことができる。彼らは、 FU が小さいほどせん断抵抗角が大きくなるという、良好な相関を見出した^{3,4)}。

このほか、粒子形状をフーリエ解析し、残差平方和がある一定値となる次数 M_i と粒子形状との関係により粒子形状を表す方法¹⁴⁾や、粒子形状のフラクタル解析によりフラクタル次元によって粒子形状の定量化¹⁵⁾が試みられている。板橋ら⁷⁾は、礫材料の円磨履歴を粒子形状指標で評価しようとした場合、残差一定次数 M_i や、フラクタル次元 FD 、凹凸係数 FU によると都合がよいこ

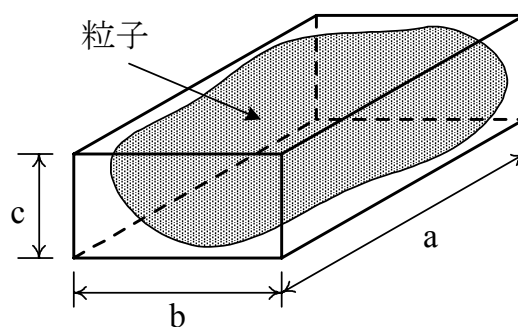


図-2.1.5 Zingg の分類における 3 粒径の設定方法

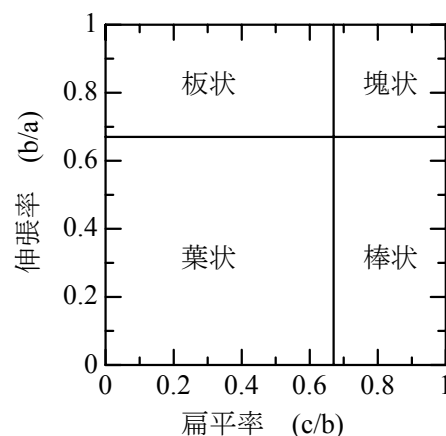


図-2.1.6 Zingg の形状分類法

とを示している。

一方、粒子の立体的な形状を示す指標として、Zingg¹⁶⁾は図-2.1.5 に示すように、粒子を3辺の積が最小になるような直方体に詰めるとき、辺の寸法を大きいものから最大径(a)、中間径(b)、最小径(c)とし、伸張率:b/a、扁平率:c/b を定義して粒子の形を整理する方法を提案した。春山¹⁷⁾は扁平率の異なる鉛弾を用いて三軸試験を行い、扁平率が小さい(扁平な)ものほどせん断抵抗角が大きくなるとしている。三笠ら¹⁸⁾はすだれふるいを用いて同一の砂から扁平率が異なる試料を作製して一面せん断試験を実施し、扁平率の小さな試料ほどせん断強度が小さくなることを示している。春山および三笠らが示した扁平率と強度の関係はそれぞれ逆の傾向を示しており興味深い。これは粒子の長軸が堆積方向に直交しやすいことに起因する強度異方性の影響のためと考えられる。

粒子表面の粗度の違いに起因する粒子形状、すなわち「ギザ」の程度を表す指標として、日下部ら¹⁹⁾は粒子の表面形状、つまり粒子表面の「ギザ」の程度に着目し、粒子形状がおおむね同じの砂に対し、豊浦砂と同一粒度に調整された試料の最大間隙比「正規化最大間隙比 e^*_{max} 」をギザの程度を表す指標として定義した。 e^*_{max} が大きいほど、その砂はギザの度合いが大きいとしている。日下部らは「ギザ」の程度の差は、静的な強度にはあまり影響を与えないが、繰り返し三軸試験の変相線に影響を与えることを示しており、これを「ギザ」有無による液状化強度発揮時の粘りの差としている。

2.1.2 粒子破碎

(1) はじめに

現行の土質力学で構築されている応力～ひずみ関係やモール・クーロンの破壊規準などの基礎的な理論は、土塊を構成する土粒子の破碎現象について頓着することなく土塊を要素と捉え、粒子破碎によって引き起こされると考えられる現象も含めて、その変形・強度特性が論じられている。しかし、三浦、山内^{20~22)}、Yamamuro and Lade^{23~25)}はそれぞれ豊浦砂と Cambria 砂を用いた高圧三軸試験を実施し、高圧下における砂は顕著な粒子破碎を生じ、その力学的性質に大きな影響を与えることを示している。また、比較的粒径の大きい礫材や構成粒子が脆弱なまさ土あるいは火山灰土では、比較的低い応力範囲でも粒子破碎を生じることが知られている^{26~31)}。粒子破碎が生じると粒度曲線が変化し、材料特性が変化する。このため、粒度特性が大きな影響を与える土の透水性の検討を行う際には、その影響を考慮する必要があると考えられる。また、粒子破碎が生じると土のせん断強度発現機構の源である土粒子の骨格構造が変化するため、粒子破碎は材料の巨視的な強度・変形特性に影響を与えると考えられる。この様な理由により、粒子破碎が粒状土の力学的性質に与える影響について現在まで様々な研究が行われている。

(2) 粒子破碎の定量化

粒子破碎の定量化指標については福本³²⁾、石井ら³³⁾によって整理されている。ここではその成果も参考にして、代表的な粒子破碎の定量化方法を示した。

粒子破碎の定量化指標は、福本³²⁾によると、大きく分けて①粒径加積曲線上の点の移動に基づくもの、②粒径加積曲線上の面積に基づくもの、③残留率の差の絶対値の和に基づくもの、④粒子表面積 S の変化に基づくもの、⑤その他、に分類される。

粒径加積曲線上の点の移動に基づく指標としては、図-2.1.7 に示すように、細粒分($74\mu\text{m}$ 以下)の粒径の増加量や、15%通過粒径 D_{15} 、50%通過粒径 D_{50} の減少量などが挙げられる。比較的粒度の悪い材料に対してよく用いられる指標である。

粒径加積曲線上の面積に基づく指標としては、図-2.1.7 中の面積 A そのものや、 A を $(A+B)$ で除した百分率などが挙げられる。

残留率の差の絶対値の和に基づく指標は Marsal³⁴⁾によって提案されている。これは、図-2.1.8(a)に示すように粒子破碎前後の粒径加積曲線から粒子体積の残留率 Δf_i を求め、図-2.1.8(b)の領域 A の残留率の総和として定義される。礫分を多く含んだ粒度のよい材料に対してよく用いられる指標である。

粒子表面積 S の変化に基づく指標としては、表面積の増加量や、粒子破碎前後の表面積の対数比などが挙げられる。比較的粒径の小さな砂に対して用いられることがあり、三浦、山内²²⁾は表面積の増加量 Δs と供試体になされた塑性仕事 ΔW との関係に着目し、 $(\Delta s/\Delta W)$ 値とせん断強度特性の間にユニークな関係があることを指摘している。

以上のように、粒子破碎の定量化については多くの指標が提案されている。これまでの研究においては、広く汎用性のある指標の探求よりも、試験対象とした試料

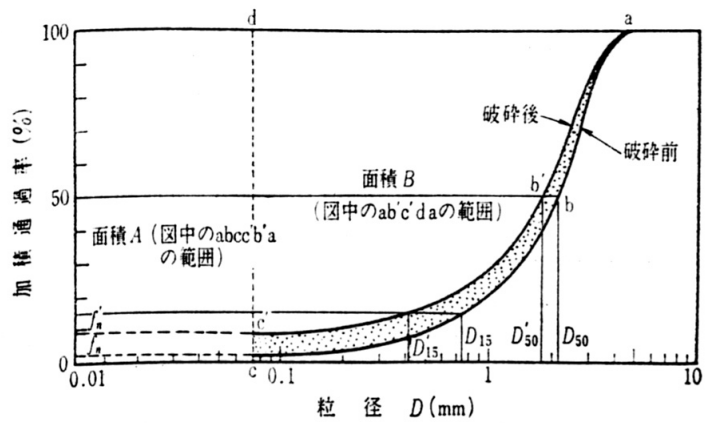
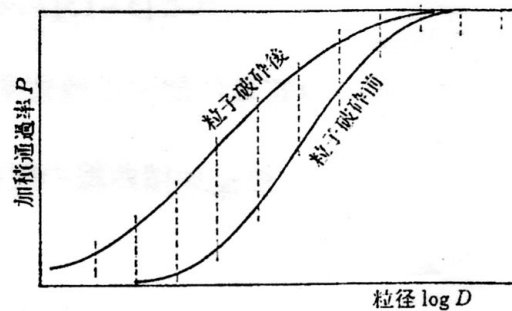
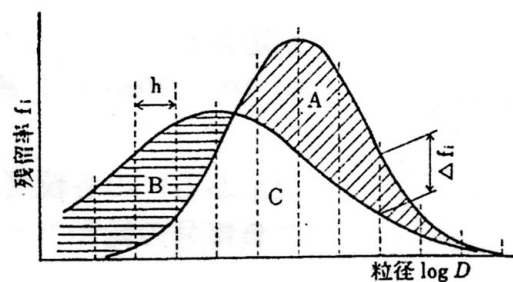


図-2.1.7 粒子破碎前後の模式粒径加積曲線³²⁾



(a) 粒子破碎前後の粒径加積曲線



(b) 粒子破碎前後の残留率曲線

図-2.1.8 粒子破碎前後の模式粒径加積曲線³³⁾

の粒子破碎の評価に最も適当なものを、その都度選択するという方向性で進められている。本研究についても、用いる試料の粒径加積曲線やその変化量に着目した上で、適当な指標を選択することとした。

(3) 粒子破碎の要因と強度特性の関係

粒子破碎の要因について、高橋ら³⁵⁾は花崗岩質試料の三軸試験より、最大粒径が同じであれば粒度分布が悪い（均等係数が小さい）試料ほど、また相対密度が大きい試料ほど粒子破碎率は高くなることを報告している。Miura et al.¹²⁾は粒度調整をした80種類以上の砂試料の粒子破碎特性を調べ、平均粒径が大きく、均等係数が小さく、角張った粒子から成る試料ほど粒子破碎量は多くなるとしている。加登ら³⁶⁾は、着色粒子を混入した秋穂砂の高圧三軸試験を行い、比較的脆弱な長石粒子の方が堅固な石英粒子よりも破碎開始応力が小さいことを見出し、粒子形状が複雑なものほど破碎開始応力が小さく、破碎確率も高いことを示している。

等方応力もしくは一次元載荷を受けて土塊が圧縮し、粒子破碎が生じる現象に関して、体積ひずみが急激な増加を示す降伏応力と、粒子破碎が顕著に生じ始めるときの応力が一致する傾向を示すことが報告されている^{22, 25, 29~31, 37, 38)}。これは等方応力を受けて粒状土内部に粒子破碎が生じ始めると、それまで弾性的な変形を生じるに留まっていた土粒子の骨格構造が破壊され、土要素の塑性変形が生じるためと考えられる。一方、粒子破碎は等方応力を受けたときよりも、せん断応力を受けたときの方が多く生じるという報告もなされている^{20, 23, 29, 38)}。これは土要素がせん断応力を受けると最大主応力方向に粒子の構造骨格が発達し、その際に土粒子が回転、移動をするときに土粒子同士の接触部分が破碎を生じるためと考えられる。したがって、当初の土粒子配置をほぼ保ったまま土塊全体を圧縮させる等方応力が加わった場合と、せん断応力が加わった場合の粒子破碎の現象は、別個に捉える必要があると考えられる。

土要素にせん断応力が加わった時に粒子破碎がせん断強度に与える影響については、砂を用いた高圧の三軸圧縮試験結果や粗粒材料の三軸圧縮試験結果から、粒子破碎が負のダイレイタンスを引き起こし、結果的に強度低下をもたらすが、やがてせん断の進行とともに粒子破碎が鈍化すると、強度低下の度合いも小さくなることが報告されている^{22, 23, 25, 38)}。これらの結果は、強度定数の側圧依存性に粒子破碎

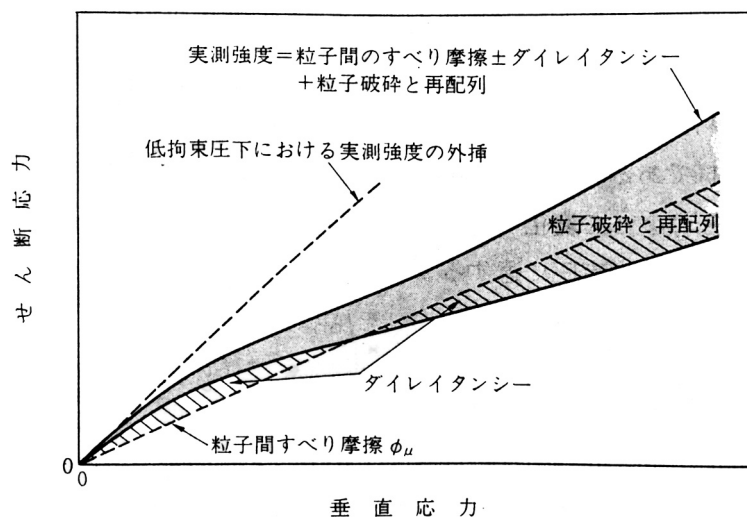


図-2.1.9 粒子間摩擦，ダイレイタンス，再配列，粒子破碎とせん断強度との関係を示す模式図³⁸⁾

が影響していることを示しており、Lee and Seed³⁹⁾は図-2.1.9に示した模式図を用いてこのことを説明している。

一方、相似粒度試料を用いた三軸圧縮試験において、粒径が大きくなるほど強度定数が小さくなることが報告されている^{26,40)}。その理由としては、粒径が大きくなるほど粒子破砕量が多くなりダイレイタンスーが抑えられるためとされている。しかし、三軸試験後の観察から、粒子破砕のみが側圧依存性の原因でないことを示唆する報告⁴¹⁾もあり、粒子破砕が強度に与える影響に関する見解は一致していない。以上から、粒子破砕量が強度定数に与える影響についての統一的な見解は得られていないのが現状である。また粗粒材料の内部摩擦角は、粒子の圧裂強度とも密接な関係があることが報告されており、同一粒径の圧裂強度が大きい試料ほど内部摩擦角も大きくなることが示されている^{40,42,43)}。

粒子破砕の形態は、大きく分けて、①粒子が粉々に壊れる、②粒子の角張りがとれる、③粒子表面の「ギザ」がとれる、に区別できると考えられる。三浦、山内²⁰⁾は、豊浦砂は高圧三軸試験により粒子が丸くなることを示している。軽部ら⁴⁴⁾はガラスビーズの三軸圧縮試験結果より粒径が大きい粒子は局所的に破砕したり、凹んだりする程度であるのに対し、小さな粒子はバラバラに壊れる場合が多いことを示している。ところで、粒子破砕は母岩の圧裂強度や風化の程度と関連があり、各種母岩が入り混じっているような試料や、粒径により風化度合が異なる試料では、様々な形態の破砕が同時に生じていると考えられる。しかし、実材料においては、強度試験中に粒子破砕が生じる様子を直接観察して、強度、変形特性と関連づけることは非常に困難であるのが現状である。

2.1.3 細粒分含有率と「粒子サイズ効果」

(1) 細粒分の含有量と強度特性の関係

粗粒土のせん断強度特性の検討は、主として細粒分が含まれていない粒度組成の砂を対象として行われてきた。そして、粒子形状や粒度分布などの一次性質や、密度や異方性などの二次性質がせん断強度特性に与える影響が検討されている。一方、自然状態にある砂は多少なり細粒分を含んでいることが多く、砂分が80%以上であれば砂質土として取り扱われる⁴⁵⁾ことが多い。しかし、粗粒土のせん断強度特性は「粒子間の摩擦抵抗+粒子間のかみ合わせ」によって発現されるとの見地にたつと、細粒分は粒子間のかみ合わせを阻害し、せん断強度特性に影響を与えることが予想される。したがって、細粒分が含まれる砂に対して上記要因について検討する場合、細粒分の含有率がせん断強度特性に与える影響も評価する必要があると考えられる。

粒子間のかみ合わせ効果はダイレイタンスー現象と密接に関連していると考えられる。ダイレイタンスーが主たる要因である液状化現象に対しては、砂に別材料の細粒分を加えることにより、細粒分が液状化強度に与える検討がこれまでになされている^{46)~52)}。それらの成果をまとめると、細粒分の塑性が小さいほど液状化強度

は小さくなること、非塑性の細粒土を混入させた場合、最も液状化強度が小さくなる細粒分含有率が存在することが報告されている。また、砂の骨格間隙比が最大間隙比よりも大きくなると、細粒分主体の構造になり、液状化強度は細粒分の影響を強く受けることが報告されている。一方、大嶺・落合^{53,54)}は粗粒土の粒子構造とマトリックスの応力分担特性に着目し、砂と粘土の混合土の強度・変形特性を検討している。以上の例においては、砂に別材料の細粒分を混入させた混合土の強度・液状化特性が検討されており、粗粒土の骨格構造の形成に係る考察が多く行われている。

しかし、粗粒土の骨格間隙比を一定にした上で、細粒分含有率を変えた試料を用いた検討はあまり行われておらず、混合土のせん断強度の側圧依存性についての検討もあまりなされていないのが現状である。

(2) 「粒子サイズ効果」と強度特性の関係

実材料と相似粒度試料の間で幾何学のおよび力学的な相似条件が異なっていることは「粒子サイズ効果」²⁶⁾と呼ばれている。赤司⁵⁶⁾は緑色片岩もしくは玄武岩から作製された相似粒度試料の最大乾燥密度 $\rho_{d\max}$ と、最大粒径 D_{\max} の対数が直線関係で表されることを示している。また、強度定数が相対密度の関数となることを示し、さらに相対密度よりも簡便な有効間隙比の有用性を示している。

相似粒度試料間の強度差に関する報告はこれまで数多くされており、いくつかの文献に整理されている。その結果の多くは、粒度（粒子サイズ）が大きくなるにしたがって強度定数は小さくなることを示している。そしてその理由として、粒度が大きくなるほど粒子破砕量が多くなり、ダイレイタンシーが抑えられることを指摘されている^{27,56,57)}。しかし、砂の粒度の範囲では、粒径の大きい試料ほど強度定数が大きくなるといった報告⁵⁷⁾や、粒度に拘わらず強度差は生じないといった報告³⁵⁾もあり、粒度差と強度差に関する見解は一致しておらず、その原因も十分に解明されていない。

また、最大・最小粒径が同じで均等係数が異なる試料の強度特性⁵⁸⁾や、粗粒分の割合を調整した礫補正試料の強度特性⁵⁹⁾なども報告されている。

2.2 強度定数の評価方法

土質材料のような粒状体にせん断応力を加えると、せん断変形だけでなく、体積変形も生じる。この粒状体に固有である現象をダイレイタンシーと呼び、Reynolds⁶⁰⁾によって初めて発見された。図-2.2.1 に示す概念図のように、理想弾性体と見なせる材料では、平均主応力と体積ひずみは一義的な関係があり、せん断応力は体積ひずみに関与せずに破壊強度に直接結びつく。しかし粒状体においては、せん断応力

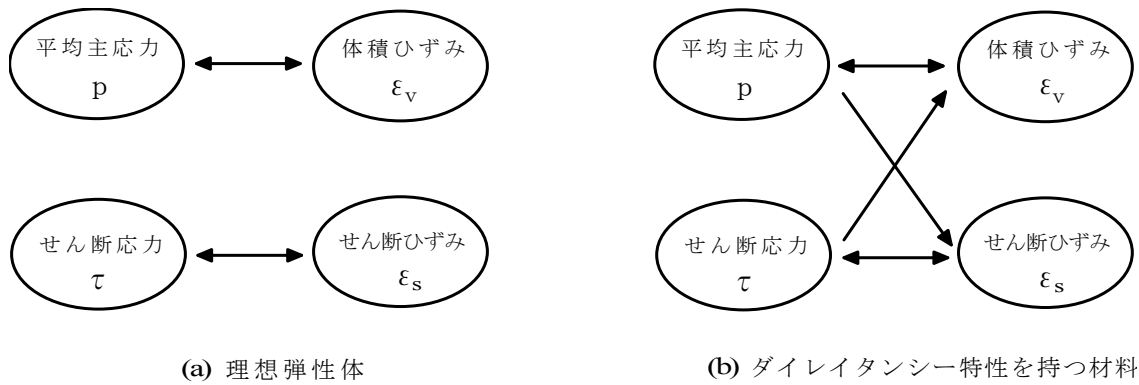


図-2.2.1 ダイレイタンスー特性を有する材料の応力とひずみの関係模式図

と平均主応力とが互いに体積ひずみに影響を及ぼしている。さらに間隙の程度によっては、せん断応力が体積を収縮させたり、逆に膨張させたりもする。

粗粒土のせん断強度特性は「粒子間の摩擦抵抗+粒子間のかみ合わせ」によって発現されるとの見地にたつと、ダイレイタンスーは後者の効果によって発現するものと考えられ、粒状体の強度特性を評価する際には、ダイレイタンスー特性についても把握する必要があると考えられる。

ここでは、これまでに行われているダイレイタンスーに関する研究のうちの一部を取りあげ、本研究で用いた強度定数の評価方法について説明を行う。

2.2.1 粒状体の変形モデル

微視的な視点から、粒状体のストレス～ダイレイタンスー関係が Rowe⁶¹⁾、松岡⁶²⁾、その他によって誘導されている。Rowe は一様な粒径を持った鉄球および鉄棒を用い、理想的な配列に並べて直接せん断試験、あるいは三軸 CD 試験を行った。その結果、軸対称条件の場合次式が成立することを示した。

$$\frac{\sigma'_1 d\varepsilon_1}{2\sigma'_3 d\varepsilon_3} = \frac{\sigma'_1}{2\sigma'_3(1+d\varepsilon_v/d\varepsilon_1)} = \frac{\tan(\phi_\mu + \beta)}{\tan \beta} \quad (2.2.1)$$

ただし、 $\sigma'_1, \sigma'_3, d\varepsilon_1, d\varepsilon_3$: 最大・最小主応力及びそれぞれの主ひずみ増分

$d\varepsilon_v = d\varepsilon_1 + 2d\varepsilon_3$: 体積ひずみ増分 (膨張を正)

ϕ_μ : 粒子の物理摩擦角

β : 粒子接点における接線が最大主応力方向となす角

式(2.2.1)を不規則配列にまで拡張するために、一般の土では β の値が一様でなく、強い構造と弱い構造が混在していると考え、粒子の再配列は β 値が内部的に消費する仕事量を最小にするように行われるとした。すなわち、式(2.2.1)の左辺をエネルギー比 E^* とし、

$dE^*/d\beta = 0$ の条件で式(2.2.1)の右辺を微分して次式を得る.

$$\beta = \frac{1}{2} \phi_{\mu} + 45^{\circ} \quad (2.2.2)$$

式(2.2.1)に, 式(2.2.2)を代入して次式を得る.

$$\frac{\sigma'_1}{\sigma'_3(1 + d\varepsilon_v / d\varepsilon_1)} = \tan^2 \left(45^{\circ} + \frac{1}{2} \phi_{\mu} \right) \quad (2.2.3)$$

式(2.2.3)は応力とひずみ増分を結びつける Rowe のストレス～ダイレイタンス式である. しかし, 式(2.2.3)に実験結果をうまく説明できないため, 得られる ϕ_{μ} は粒子の入り混じりを考慮した摩擦角 ϕ_{cv} となるとされている.

松岡はアルミニウム積層棒あるいは光弾性体丸棒を用いた直接せん断試験を行い, 潜在すべり面で滑動している粒子に着目した. 実験事実より, 粒子接点力が鉛直軸と粒子接点での垂線がなす粒子接点角に拘わらずほぼ一定であることを確かめ, 粒子接点角の分布を三角形近似して平均値を算出し次式を得た.

$$\frac{\tau}{\sigma'} = \lambda \theta_{ave} + \mu \quad (2.2.4)$$

ただし, τ : せん断応力 σ' : 垂直応力 θ_{ave} : 粒子接点角の平均値
 λ, μ : 定数

さらに, 粒子接点角 θ をせん断ひずみ γ と対比させ, 垂直ひずみ ε を理想化した粒状体モデルから算出し, 応力比とひずみ増分比の関係として次式を導いた.

$$\frac{\tau}{\sigma'} = \lambda \left(-\frac{d\varepsilon}{d\varepsilon_s} \right) + \mu \quad (2.2.5)$$

ただし, $d\varepsilon_s$: せん断ひずみ増分 $d\varepsilon$: 垂直ひずみ増分

式(2.2.3)と式(2.2.5)は誘導の過程は異なるが, 提案された式は本質的に同じであるのが興味深い. 両理論の誘導における相違点を挙げると, Rowe は微視的な観察を巨視的な構成関係に拡張するのに際し, 最小エネルギー比の法則を用いているのに対して, 松岡は粒子接点角を統計的に整理して構成関係を得ている. また, Rowe はすべりの状態にある粒子の占める割合は小さいとしているのに対し, 松岡はあらかじめ破壊前からすべり面を仮定し, その面において粒子は最も活発に動くものとしている⁶³⁾.

2.2.2 ダイレイタンスーを考慮したエネルギー補正式

Bishop⁶⁴⁾は図-2.2.2 に示すように応力-ひずみ曲線の AC が純粹の摩擦現象を呈している部分で, ABC は体積膨張による仕事消費量と考えた. 軸対称圧縮条件下での微小ひずみ増分による仕事量の釣り合い式は,

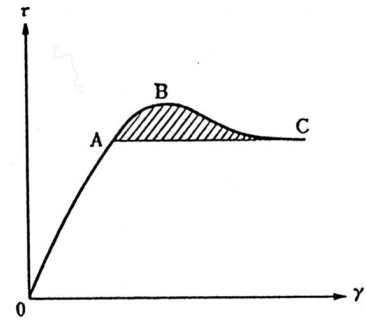


図-2.2.2 Bishop の補正を表す応力～ひずみ線概念図

$$\delta E = \sigma'_1 d\varepsilon_1 + 2\sigma'_3 d\varepsilon_3 = (\sigma'_1 - \sigma'_3) d\varepsilon_1 + \sigma'_3 d\varepsilon_v$$

$$(2.2.6)$$

ただし, δE : 供試体に加わったエネルギー増分

式(2.2.6)の左辺を $d\varepsilon_1$ で除した式をエネルギー補正式とした.

$$q_B = q + \sigma'_3 \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1} \quad (2.2.7)$$

ただし, q_B : ビショップ式によりダイレイタンスー補正された主応力差

q : 主応力差

しかし, 式(2.2.7)は等方圧密の場合に適用すると $3\sigma'_3$ だけの補正をすることになる. そこで Poorooshab⁶⁵⁾はこの不合理を改めるため, 供試体に加えられるエネルギーを圧密によるエネルギーとせん断によるエネルギーにわけて考えた.

$$\delta E = \delta U + \delta W \quad (2.2.8)$$

ただし, δU : 圧密に伴うエネルギー増分 δW : せん断に伴うエネルギー増分

δU は等方応力 $p' = 1/3 \cdot (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)$ と体積ひずみ増分 $d\varepsilon_v$ の積で表される.

$$\delta U = p' d\varepsilon_v \quad (2.2.9)$$

式(2.2.8), (2.2.9)から δW は

$$\delta W = \delta E - \delta U = \frac{2}{3} d\varepsilon_1 - \frac{1}{3} d\varepsilon_v \quad (2.2.10)$$

ここで, エネルギー補正された主応力差を Bishop のように $\delta E' / \delta\varepsilon_1$ を用いる代わ

りに次式を用いる.

$$q_R = \frac{\delta W}{d\varepsilon_1 - \frac{1}{3}d\varepsilon_v} \quad (2.2.11)$$

ただし, q_R : ダイレイタンシー補正された主応力差

式(2.2.8), (2.2.9), (2.2.10)から

$$q_R = q + p \frac{\frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1}}{1 - \frac{1}{3} \frac{d\varepsilon_v}{d\varepsilon_1}} \quad (2.2.12)$$

式(2.2.12)が Poorooshasb のエネルギー補正式であり, 右辺第 2 項が実際にエネルギー補正量を示すものである.

一方, 軽部ら⁴⁴⁾は Poorooshasb の補正式を考慮しつつ, 供試体に与えられるエネルギーを弾性エネルギーと塑性エネルギーに分け, ダイレイタンシー係数とせん断抵抗係数の関係を誘導した.

軸対象条件においての単位体積あたりに与えられるエネルギー増分は

$$dE = dU + dW \quad (2.2.13)$$

ただし, dE : 供試体に与えられた全エネルギー増分

dU : 供試体に与えられた弾性エネルギー増分

dW : 供試体に与えられた塑性エネルギー増分

式(2.2.13)は式(2.2.8)を参考にして

$$dE = pd\varepsilon_v + qd\varepsilon_s \quad (2.2.14)$$

同様に, 弾性エネルギー増分 dU は次式のように表される.

$$dU = pd\varepsilon_v^e + qd\varepsilon_s^e = pKdp + qGdq \quad (2.2.15)$$

ただし, $d\varepsilon_v^e$, $d\varepsilon_s^e$: 弾性体積, せん断ひずみ増分

$$K = \frac{\kappa}{1 + e_0} = d\varepsilon_v^e / dp : \text{体積圧縮率}$$

$$G = \frac{2(1 + \nu)\kappa}{9(1 - 2\nu) \cdot (1 + e_0)} = d\varepsilon_s^e / dq : \text{せん断剛性率}$$

κ : 膨潤指数

ν : ポアソン比

e_0 : 基準間隙比

塑性エネルギー増分 dW は物理摩擦係数を導入して次式のように表される.

$$dW = M_{\mu} p d\epsilon_s + M_{\mu} p d\epsilon'_s \quad (2.2.16)$$

ただし, M_{μ} : 粒子の物理摩擦係数

$d\epsilon'_s$: 土要素内部の粒子の「再配列運動」により生じる塑性ひずみ増分

上式における「再配列運動」により生じるひずみ増分とはせん断時に土粒子が個々の最も安定する位置に移動するときに伴う運動によるひずみ増分で, それらは全て塑性エネルギーを消費するものと考えられる. しかし $d\epsilon'_s$ は直接測定できないので次式のように書き換える.

$$dW = M_{\mu} p \left(1 + \frac{d\epsilon'_s}{d\epsilon_s} \right) d\epsilon_s = M_r p d\epsilon_s \quad (2.2.17)$$

ただし, M_r : ダイレイタンシー成分を除いた物理摩擦係数

式(2.2.14), (2.2.15), (2.2.17)を式(2.2.13)に代入することで, 次式が得られる.

$$\frac{d\epsilon_v}{d\epsilon_s} + \frac{p}{q} = K \frac{dp}{d\epsilon_s} + G \frac{dq}{d\epsilon_s} + M_r \quad (2.2.18)$$

破壊時には $dp/d\epsilon_s=0$, $dq/d\epsilon_s=0$ なので

$$M = M_r + D_f \quad (2.2.19)$$

ただし, $M = \left(\frac{q}{p} \right)_f$: せん断抵抗係数

$$D_f = \left(\frac{d\epsilon_v}{d\epsilon_s} \right)_f : \text{破壊時のダイレイタン}$$

シー係数 (図-2.2.3 参照)

なお, 内部摩擦角 ϕ は次式で与えられる.

$$\phi = \sin^{-1} \left(\frac{3M}{6+M} \right) \quad (2.2.20)$$

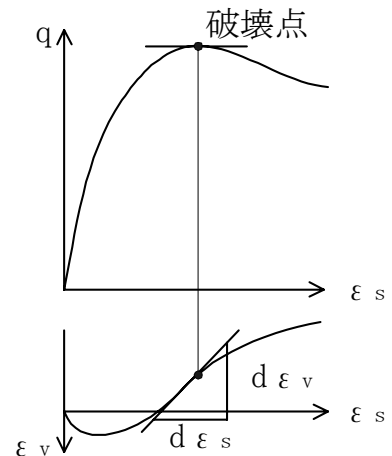


図-2.2.3 応力～ひずみ関係概念図によるダイレイタンシー係数算出過程

式(2.2.19)の M と D_f は実験から直接計測できるが、 M_r はそれらの差から算定される。 M_r はダイレイタンシー成分を除いたせん断抵抗係数であり、粒子の乗り上げによる体積膨張と落ち込みによる体積収縮が平衡状態にあるときのせん断抵抗を評価している。さらに粒子破砕等の供試体内部の消散エネルギーも評価しており、以上の要因を合わせたみかけのせん断抵抗と見なされる。

本研究においては、式(2.2.19)、(2.2.20)によってダイレイタンシー特性を定量的に把握した上で、せん断強度を評価した。

2.2.3 土質材料における弾塑性構成モデル（カムクレイモデル）

土質材料の構成式において、Cambridge 学派が提案した弾塑性構成式（カムクレイモデル⁶⁷⁾）が有名である。これは正規圧密粘土に関する詳細な実験事実から得られた限界状態の概念を基に、塑性論を適用して導かれたものであり、以後の構成式研究に多大な影響を与えた。本研究では6章で粒子破砕性を有する材料をシミュレートした二軸圧縮試験結果に対して、カムクレイモデルの適用性を検討している。

Roscoe らは、等大鋼球を用いた単純せん断試験の結果から、異なる間隙比を持つ供試体でも、せん断変形が進むと共にやがて一定の値に収束ことを見出し、これを限界状態と名付けた。さらに Weald clay の三軸試験の結果を詳細に検討し、図-2.2.4 に示すような $e \sim p \sim q$ の三次元空間における限界状態曲面の存在を提示した。

限界状態を式示すると以下のようなになる。

$$\begin{cases} e = \Gamma - \lambda \ln(p') & \text{(a)} \\ q = Mp' & \text{(b) (2.2.21)} \\ \frac{dv^p}{d\varepsilon^p} = 0 & \text{(c)} \end{cases}$$

ただし、 dv^p 、 $d\varepsilon^p$ ：塑性体積、せん断ひずみ増分

e ：間隙比 Γ ：基準応力における間隙比（定数）

λ ：圧縮指数 M ：限界状態におけるせん断抵抗係数

式(2.2.21)(b)は限界状態において土のせん断強度が摩擦成分だけであることを示しており、式(2.2.21)(c)はダイレイタンシーが生じないことを示している。

次に、消散エネルギー関係式について、塑性理論を適用して降伏関数を導いている。しかしここでは Ohta and Hata⁶⁸⁾が示した方法を紹介する。正規圧密粘土の体積ひずみ増分は、せん断過程における実験結果に対する考察から圧密分 $d\varepsilon_v^{(c)}$ とダイレイタンシー分 $d\varepsilon_v^{(D)}$ に分けることが出来るものと考えられる。すなわち、

$$dv = d\varepsilon_v^{(C)} + d\varepsilon_v^{(D)} = \frac{\lambda}{(1+e)} \cdot \frac{dp'}{p} + D \cdot d\left(\frac{q}{p'}\right) \quad (2.2.22)$$

ただし, $D = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0}$: ダイレイタンシー係数

$$d\varepsilon_v^{(C)} = \frac{\lambda}{(1+e)} \cdot \frac{dp'}{p'} : \text{圧密が寄与する体積ひずみ増分}$$

$$d\varepsilon_v^{(D)} = D \cdot d\left(\frac{q}{p'}\right) : \text{ダイレイタンシーが寄与する体積ひずみ増分}$$

e_0 : 基準間隙比

従って間隙比の増分は

$$de = -\lambda \frac{dp'}{p'} - D^* \cdot d\left(\frac{q}{p'}\right) \quad (2.2.23)$$

ただし, $D^* = (1 + e_0) \cdot D$

式(2.2.23)に境界条件として限界状態の式(2.2.20)とせん断前の初期条件を代入して積分すると, 状態曲面の式が得られる.

$$e = \Gamma + M \cdot D^* - \lambda \ln(p') - D^* \left(\frac{q}{p'}\right) \quad (2.2.24)$$

一方, 粘土を弾塑性体と近似して, 体積ひずみ増分 $d\varepsilon_v$ を弾性ひずみ増分 $d\varepsilon_v^e$ と塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_v^p$ に分離し, $e \sim \ln(p')$ 曲線において正規圧密状態を弾塑性体状態, 除荷状態を弾性状態と仮定した. そして $e \sim p \sim q$ 空間の弾性圧縮曲面と状態曲面の交線を降伏曲面とした.

弾性圧縮曲面はせん断前の初期状態を (e_0, p_0') として次式で示される.

$$e = e_0 - \kappa \cdot \ln\left(\frac{p'}{p_0'}\right) \quad (2.2.25)$$

ただし, κ : 膨潤指数

なお, 弾性体積ひずみ増分は次式で示される.

$$dv^e = -\frac{\kappa}{1 + e_0} \cdot \frac{dp'}{p'} \quad (2.2.26)$$

式(2.2.24)と式(2.2.25)を連立して解くと降伏曲面の式が得られる.

$$\frac{q}{Mp'} + \ln\left(\frac{p'}{p_0'}\right) = 0 \quad (2.2.27)$$

ただし, $(\lambda - \kappa)/D^* = M$

また, 塑性ひずみ増分ベクトルを規定するため, 図-2.2.5 に示すように降伏関数が塑性ポテンシャル関数と一致するという関連流動則を仮定した. これはすなわち次式で示される.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = -\frac{dq}{dp'} \quad (2.2.28)$$

降伏曲面は式(2.2.27)で表されているので, 式(2.2.27)に式(2.2.28)を代入して, 塑性ひずみ増分比 $d\varepsilon_v^p/d\varepsilon_s^p$ を次式のように得る.

$$\frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_s^p} = M - \frac{q}{p'} \quad (2.2.29)$$

式(2.2.28)と, 降伏曲面を表す式(2.2.27)の微分形および弾性体積ひずみ増分である式(2.2.26)から塑性体積増分および塑性せん断ひずみ増分がそれぞれ次式のように得られる.

$$d\varepsilon_v^p = \frac{\lambda - \kappa}{Mp'(1 + e_0)} \left[\left(M - \frac{q}{p'} \right) dp' + dq \right] \quad (2.2.30)$$

$$d\varepsilon_s^p = \frac{1}{\left[M - \left(\frac{q}{p'} \right) \right]} d\varepsilon_v^p \quad (2.2.31)$$

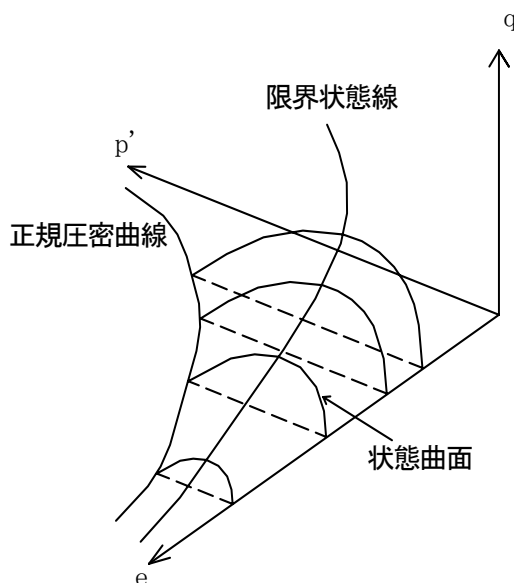
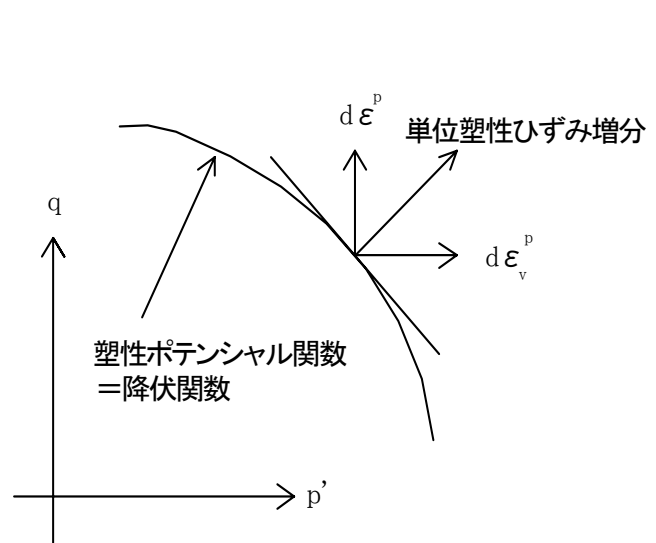


図-2.2.4 限界状態曲面の模式図



22 図-2.2.5 関連流動則を説明する概念図

2.3 個別要素法の概要

個別要素法（以下 DEM=distinct element method と称す）は Cundull⁶⁹⁾によってはじめて提案された不連続体解析手法の一つである。粒状体の粒子を球形の剛体要素と仮定し、粒子接点に適切な力学モデルを導入することによって、粒状体の力学的挙動を解析するものである。本方法は数値解析法であるため、実材料を用いた従来の試験では把握することが困難であった個々の粒子の微視的挙動（粒子の相対的移動、粒子間力、粒子の骨格構造）を容易に取り出すことができる。したがって、粒状体の力学的挙動のメカニズムを解明するのに有効な解析手法であると考えられる。本研究では粒子形状の差異や、粒子破碎現象が粒状体の構造骨格にどのような影響を与えるかを把握するために DEM による二次元圧縮試験シミュレーションを実施した。

DEM による数値シミュレーションでは、Meguro et al.⁷⁰⁾が実施したように、円粒子を結合させて複雑な形状を持つ構造体の挙動が把握可能であり、この集合体の作成方法を用いてケーソン型護岸の模型振動実験のシミュレーション⁷¹⁾が行われている。本研究においても、の研究にならい円粒子を結合させた粒子を作製して、任意の形状を有する試料や、円粒子が離れることによって粒子破碎のモデル化を表現した。なお、本項では DEM の力学モデルの概要を示すこととし、一般的な DEM の解析理論^{72),73)}については巻末資料にとりまとめた。

2.3.1 概論

DEM の骨格をなす概念である粒子要素間の力学モデルは、図-2.3.1 に示すように接触要素間の法線および接線方向に弾性バネと粘性ダッシュポット（Voigt モデル）を配置することにより、要素間の相対運動を表現する。接線要素間の滑りに対してはクーロンの破壊規準を適用したスライダを採用する。また、作用応力に引っ張り方向を考慮せず、粒子が接触したときのみに応力が作用することを表現するため、粒子間にディバイダーを導入している。

本モデルでは粘性ダッシュポットを採用することによって減衰振動を表現しており、これにより運動状態にある要素を静止状態に至らしめることが可能である。粘性ダッシュポットの物理的意味は不明確なものの、三軸試験シミュレーションなどの準静的な問題を取り扱う場合は、解を安定させる役割を担う。DEM の特徴的なモデリングである。

2.3.2 運動方程式

DEM を 2 次元で取り扱う場合、個々の要素の運動方程式は次式によって表現される。

$$m \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} + \eta \frac{\partial x}{\partial t} + Kx = m \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} + F_x = 0 \quad (2.3.1a)$$

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \eta \frac{\partial y}{\partial t} + Ky = m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + F_y = 0 \quad (2.3.1b)$$

$$m \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + \eta \cdot r \frac{\partial \varphi}{\partial t} + K \cdot r^2 \varphi = m \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + M = 0 \quad (2.3.1c)$$

ここに、
 m : 質量
 t : 時刻
 x : x 方向の変位
 y : y 方向の変位
 F_x : x 方向の合力
 F_y : y 方向の合力
 φ : 回転変位
 η : 粘性係数
 K : バネ係数
 M : モーメント

この運動方程式を全ての要素について連立させて解くのは困難であるため、時間増分 Δt によって差分近似を行い、個々の要素ごとの数値積分により計算が進められる。たとえば、 x 方向の運動方程式を考える場合、式(2.3.1a)を変形して

$$m \left[\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \right]_t = \eta \left[\frac{\partial x}{\partial t} \right]_{t-\Delta t} - K[x]_{t-\Delta t} \quad (2.3.1a')$$

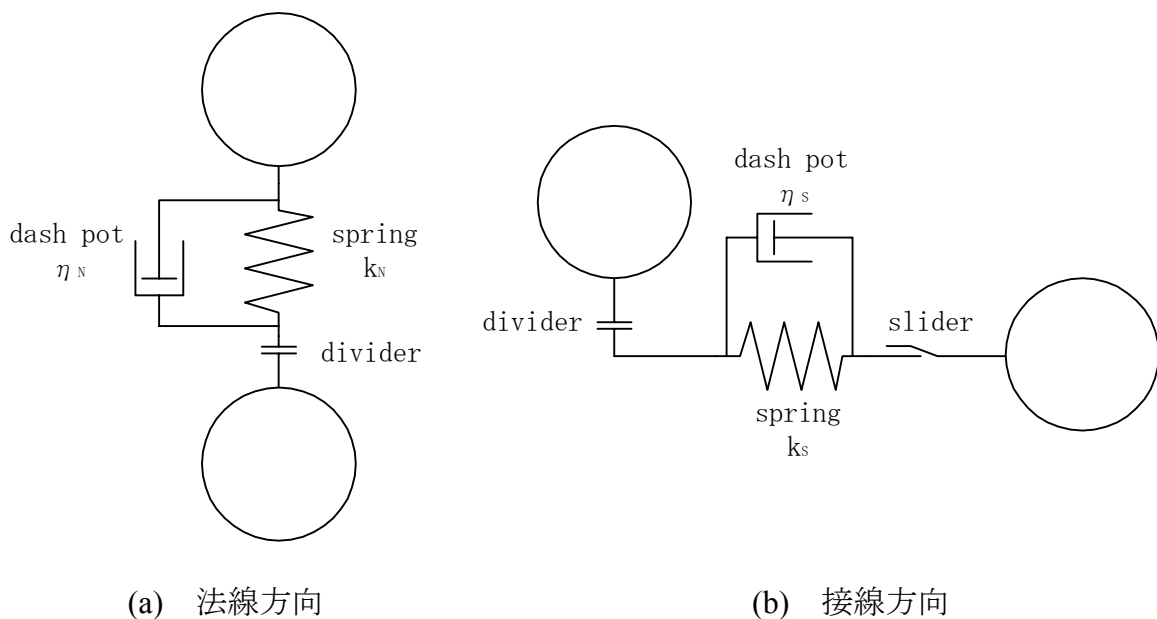


図-2.3.1 DEM の粒子間の力学モデル

とおき，新しい加速度 $\left[\frac{\partial^2 \mathbf{x}}{\partial t^2} \right]_t$ を前回の変位 $[\mathbf{x}]_{t-\Delta t}$ に基づく接触時の作用応力の陽

関数として逐次計算を行う．なお，微小時間増分 Δt における要素の加速度は一定と仮定して計算を進めている．図-2.3.2 に DEM の解析フローを示す．

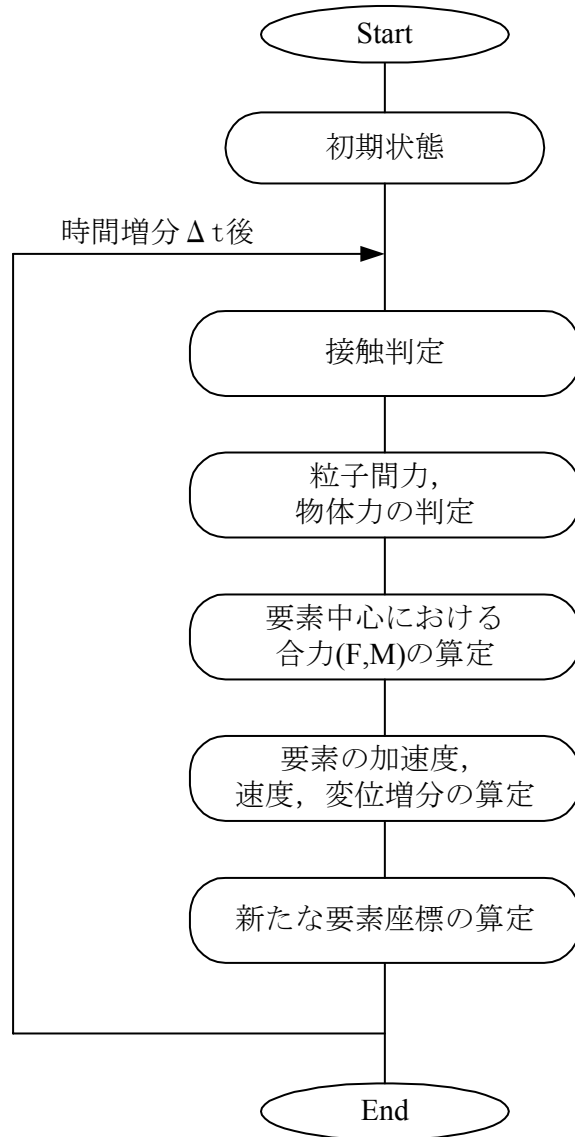


図-2.3.2 DEM の解析フロー

2章の参考文献

- 1) Terzaghi, K. and Peck, R.B. : Soil Mechanics in Engineering Practice, p.85, *Wiley, New York*, 1948.
- 2) 小田匡寛, 榎本文勇, 鈴木 正 : 砂粒子の形状・組成が砂の土質工学的性質に及ぼす影響に関する研究, *土と基礎*, Vol.19, No.2, pp.5-12, 1971.
- 3) 吉村優治, 小川正二 : 粒状体の間隙比およびせん断特性に及ぼす一次性質の影響, *土木学会論文集*, No.487, III-26, pp.98-108, 1994.
- 4) 吉村優治, 小川正二 : 砂の等方圧密およびせん断特性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.
- 5) Maeda, K and Miura, K: Confining Stress Dependency of Mechanical Properties of Sands, *Soil and Foundations*, Vol.39, No.1, pp.53-68, 1999.
- 6) Maeda, K and Miura, K: Relative Density Dependency of Mechanical Properties of Sands, *Soil and Foundations*, Vol.39, No.1, pp.69-80, 1999.
- 7) 板橋一雄, 松尾 稔, 内藤充則, 神谷圭吾 : 均一な粗粒材料の粒子形状評価と充填特性, *地盤工学会論文報告集*, Vol.43, No.1, pp.115-127, 2003.
- 8) 最上武雄編著, *土質力学*, pp.896-904, 技報堂, 1969.
- 9) Wadell, H.A.: Volume, shape and roundness of rock particles, *Jour. Geol.* ,Vol.40, pp.443-451, 1932.
- 10) 下部 悟・諸戸靖史 : 粗粒土の $k-e_{\min}$ 図, 第 48 回土木学会年次学術講演概要集 (III), pp.866-867, 1993.
- 11) Lees, G: A new method of determining the angularity of particles, *Sedimentology*, 3, 1964.
- 12) Miura, K., Maeda K., Furukawa, M. and Toki, S.: Physical characteristic of sands with different primary properties, *Soil and Foundations*, Vol.37, No.3, pp.53-64, 1997.
- 13) 吉村優治, 小川正二 : 砂のような粒状体の粒子形状の簡易な定量化方法, *土木学会論文集*, No.463/III-22, pp.95-103, 1993.
- 14) Zingg Th: Beitrag zur schotteranalyse, *Schweiz. Min. Pentrol. Mitt.*, No.15, 1935.
- 15) Schwarcz, H.P. and Shane, K.C.: Measurement of particle shape by Fourier analysis, *Sedimentology*, No.13, pp.213-231, 1969.
- 16) Kaye, B.H. :Specification of the ruggedness and/or texture of a fine particle profigile by its fractal dimension, *Powder Technology*, No.21, pp.1-16
- 17) 春山元寿 : 粒状体のせん断特性に及ぼす粒子の形の影響, 第 24 回土木学会年次学術講演会講演概要集 (III), pp.21-24, 1969.
- 18) 三笠正人, 高田直俊, 望月秋利 : 粒子形状が力学特性に及ぼす影響について, 第 25 回土木学会年次学術講演会講演概要集 (III), pp.117-120, 1970.
- 19) 日下部伸, 森尾 敏, 兵動正幸, 村田秀一 : “砂粒子表面形状が非排水単純せん断時の変相線と破壊線に及ぼす影響” *土木学会論文集*, No.541/III-35,

- pp223-232, 1996.
- 20) 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, 土木学会論文集, No.193, pp.69-79, 1971.
 - 21) 三浦哲彦, 山内豊聡: 高い等方圧力を受ける砂の圧縮断特性について, 土木学会論文集, No.203, pp.45-52, 1972.
 - 22) 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, 土木学会論文集, No.260, pp.109-118, 1977.
 - 23) Yamamuro J. A. and Lade P. V.: Drained sand behavior in axisymmetric tests on granular materials, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.122, No.2, pp.109-119, 1996.
 - 24) Lade P. V. and Yamamuro J. A.: Undrained sand behavior in axisymmetric tests at high pressures, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.122, No.2, pp.120-129, 1996.
 - 25) Yamamuro J. A. and Lade P. V.: One-dimensional compression of sands at high pressures, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol.122, No.2, pp.147-154, 1996.
 - 26) 土質工学会編, 粗粒材料の変形と強度, pp.172-201, 1986.
 - 27) 土質工学会編, 粗粒材料の現場締め固め, pp.1-96, 1990.
 - 28) 森 吉昭, 内田 善久, 中野 靖, 吉越 洋, 石黒 健, 太田 秀樹: 現場転圧された粗粒材料の高応力下における圧縮性状と材料定数, 土木学会論文集, No.687/Ⅲ-56, pp.233-247, 2001.
 - 29) 鬼塚克忠, 吉武茂樹: 破碎性まさ土の低圧条件下におけるせん断特性, 土木学会論文集, No.400/Ⅲ-10, pp.141-150, 1988.
 - 30) 三浦清一, 八木一善: 火山灰質粒状体の圧密・せん断による粒子破碎とその評価, 土木学会論文集, No.561, pp.257-269, 1997.
 - 31) 加登文学, 中田幸男, 兵動正幸, 村田秀一: 破碎性材料の粒子特性と一次元圧縮特性, 土木学会論文集, No.701/Ⅲ-58, pp.343-355, 2002.
 - 32) 福本武明: 粒子破碎の程度を示す指標, 土と基礎, Vol.29, No.12, pp.64-65, 1981.
 - 33) 石井武美: 粒子破碎の表示尺度の持つ物理的意義, 土質工学会論文報告集, Vol.29, No.4, pp.155-164, 1989.
 - 34) Marsal, R. J.: Mechanical properties of rockfill, Casagrande volume, *John Wiley and Sons*, pp.109-200, 1972.
 - 35) 高橋邦夫, 春日井康夫: 捨て石材の強度特性における粒度組成と最大粒径の影響, 粗粒材料の変形・強度特性とその試験法に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.41-48, 1986.
 - 36) 加登文学, 中田幸男, 兵動正幸, 村田秀一: 地盤材料の単粒子破碎特性, 土木学会論文集, No.673/Ⅲ-54, pp.189-194, 2001.

- 37) 小山桃太, 南邦亮, 福本武明: 砂の圧縮特性に関する基礎的考察, 土木学会年次学術講演会講演概要集第3部, Vol.58, pp.997-998, 2003.
- 38) 萩原敏行, 日下部治, 大内正敏, 岡本圭司: 構造特性に着目した不攪乱早川河口砂の強度・変形特性, 土木学会論文集, No.487/Ⅲ-26, pp.119-128, 1994.
- 39) Lee, K. L. and Seed, H. B.: Drained strength characteristics of sands, *J. Soil Mech. Fdns. Div.*, ASCE. Vol.93. No.SM6, PP117-141, 1967.
- 40) 三浦哲彦, 村田秀一, 安福規之, 赤司六哉: 粗粒材の材料定数とひずみ特性, 土と基礎, Vol.33, No.6, pp.13-18, 1985.
- 41) 布施洋一・高橋 昇・福島伸二・香川和夫: 関西国際空港埋め立て材料の超大型三軸圧縮試験による強度・変形特性, 土木学会論文集, No.448/Ⅲ-19, pp.131-140, 1992.
- 42) Moroto, N. and Ishii, T.: Shear strength of uni-sized gravels under triaxial compression, *Soil and Foundations*, Vol.30, No.2, pp.23-32, 1990.
- 43) 三島勇一, 青木美樹, 山口健一郎, 曾根田正俊: ポイントロード試験による粗粒材料強度定数の推定, 第21回地盤工学研究発表会発表講演集, pp.255-259, 1986.
- 44) 軽部大蔵, 足立智之, 米本義彦: 粒状土の力学特性と土粒子の性状の関係, 粗粒材料の変形・強度特性とその試験法に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp.49-54, 1986.
- 45) 日本港湾協会: 港湾の施設の技術上の基準・同解説, p.173, 2001.
- 46) 黄大振, 柳沢栄司, 菅野高弘: シルトを含む砂のせん断特性について, 土木学会論文集, No.463/Ⅲ-22, pp.25-33, 1993.
- 47) 佐藤正行, 小田匡寛, 風間秀彦, 小瀬木克己: 細粒分が埋立地盤の液状化特性に及ぼす影響に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.561/Ⅲ-38, pp.271-282, 1997.
- 48) 桑野二郎, 中澤博志, 杉原弘一, 矢部浩志: 細粒分を含む砂の非排水繰返しせん断強度, 第31回地盤工学研究発表会講演集, pp.993-994, 1996.
- 49) 矢島寿一, 沼田佳久, 中根 淳: 細粒分を含む砂質土の液状化特性と液状化強度評価に関する一考察, 土木学会論文集, No.624/Ⅲ-47, pp.113-122, 1999.
- 50) 伊東周作, 兵藤正幸, 藤井照久, 山本陽一, 谷口聡一: 砂・粘土・中間土の非排水単調及び繰返しせん断特性, 土木学会論文集, No.680/Ⅲ-55, pp.233-243, 2001.
- 51) 八木一善, 三浦清一: 火山性粗粒土の繰返し非排水せん断特性に及ぼす破碎細粒分の影響, 土木学会論文集, No.694/Ⅲ-57, pp.305-317, 2001.
- 52) 野田達也, 山田信作, 松永 哲, 前田健一: 砂-低塑性粘土混合土の非排水せん断及び液状化挙動, 第35回地盤工学研究発表会講演集, pp.967-968, 2000.
- 53) 大嶺 聖, 落合英俊: 二種混合体の応力-ひずみ関係と混合土の一次元圧縮特性への適用, 土木学会論文集, No.448/Ⅲ-19, pp.121-130, 1992.

- 54) 大嶺 聖, 落合英俊: 土構造に着目した混合土の強度特性, 土木学会論文集, No.469/Ⅲ-23, pp.55-64, 1993.
- 55) 赤司六哉: ロック材料の密度管理と強度確認試験, 土と基礎, Vol.33, No.6, pp.19-24, 1985.
- 56) Charles J.A. and Watts K.S.: The influence of Confining Pressure on the shear strength of compact rockfill, *Geotechnique*, Vol.30, No.4, pp.353-367, 1980.
- 57) 鎌田隆司, プラダンテージ, 今井五郎: 砂のせん断特性に及ぼす粒径の影響, 第48回土木学会年次学術講演概要集, 第3部(A), pp.902-903, 1993.
- 58) 豊田光雄, 藤沢侃彦: 粗粒材料のせん断抵抗角における力学的要因の実験的検討, 第27回地盤工学会研究発表会発表講演集, pp.595-596, 1992.
- 59) 望月秋利, 中岡時春, 坂口 理, 脇坂良男: 室内試験による粗粒盛土材のせん断強度の推定, 土木学会論文集, No.673/Ⅲ-54, pp.111-120, 2001.
- 60) Reynolds, O.: On the dilatancy of media composed of rigid particles in contact with experimental illustrations, *Phil. Mag.* 20, pp.469~481, 1885.
- 61) Rowe, P.W.: The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact, *Proc. Royal Society*, Vol. A 269, pp.500~527, 1965.
- 62) 松岡 元: “せん断時の土の応力-ひずみ関係について” 京大防災研究所年報第15号B, pp.499~511, 1972.
- 63) 小田匡寛: 土の構成式に関する現況総括 6 粒状体の構造とその変形モデル, 地盤工学会論文集, Vol.18, No.4, pp.119~130, 1978.
- 64) Bishop, A.W.: Discussion on A.D. Penman (1953), *Geotechnique*, Lond. Vol.4, 1954.
- 65) Poorooshasb, H. B. and Roscoe K. H.: The correlation of the results of shear tests with varying degrees of dilation, *Proc. 5th. Int. Conf. Soil Mechanics*, Vol.1, pp.297~304, 1961.
- 66) 土木工学大系 8 土質力学, pp.83~134, 石原研而, 木村 孟著, 彰国社, 1980.
- 67) Schofield, A. and Wroth, P.: *Critical state soil mechanics*, McGraw-Hill, 1968.
- 68) Ohta, H. and Hata, S.: Plane-strain stress-strain relations for soils, *Proc. 4th Asian Regional Conf. Soil Mech. Found. Eng., Bangkok*, Vol.1, pp.57-62, 1970.
- 69) Cundall, P.A.: A computer model for simulating progressive, large scale movement in blocky rock system, *Symp. ISRM, Nancy, France, Proc., 2*, pp.129-136, 1971.
- 70) 目黒 公郎, 岩下 和義, 伯野 元彦: 拡張個別要素法による複雑な形状の要素からなる媒質の挙動ケーソン式護岸の模型振動実験に対する個別要素法シミュレーション, 土木学会論文集, No.437, I-17, pp.37-18, 1991.
- 71) 栗田 哲史, 中瀬 仁, 安中 正, 嶋田 昌義, 藤谷 昌弘: ケーソン式護岸の模型振動実験に対する個別要素法シミュレーション, 土木学会論文集, No.525, I-33, pp.299-308, 1995.
- 72) 木山英郎, 藤村尚: カンドルの離散剛要素法を用いた岩質粒状体の重力流動の解析, 土木学会論文集, No.333, pp.137-146, 1983.

- 73) 山本修一：個別要素法による粒状体の力学挙動に関する基礎的研究，名古屋工業大学学位申請論文，1995.

第3章 相似粒度試料における一次性質の違いが強度特性に及ぼす影響の検討

3.1 序論

従来、ロックフィルダムやケーソンの基礎など、粗粒材料を用いた構造物が数多く建設されている。これらの構造物を安全かつ経済的に設計するには粗粒材料の力学的特性を正しく評価することが必要である。そのためには実材料を力学試験するのが理想であるが、たとえば最大粒径が 1m 以上に及ぶような実材料を力学試験することには、試験装置や費用の制約がある。この問題の対応策として、粒径の大きい部分を除去したせん頭粒度試料や、実材料を一定の割合で縮小した相似粒度試料など、同一母岩から作製されたより小さい粒度の試料を用いて室内試験を行い、その結果から実材料の力学特性を推定しようとする試みがある。このとき、相似粒度試料間で異なる一次性質が強度特性に与える影響を定量化することにより、相似粒度試料を用いた試験を実施して室内試験の結果を実材料に外挿することが可能になると考えられる。

しかし、粗粒材料の著しい粒子破碎性等の材料特性や、異なる粒度間における力学挙動の相似性についての系統だった研究は、いまだ途上にあると考えられる。そのため、室内試験の結果を現場の設計に反映させるのには慎重にならざるを得ない状況である。そこで本章では、2 種類の母岩からそれぞれ相似粒度試料を作製し、それらを同じ相対密度に調整して三軸 CD 試験を行い、相似粒度試料間で異なる可能性がある粒子形状と粒子破碎特性、および「粒子サイズ効果」に着目してその強度特性を検討した。なお、粒子形状と粒子破碎、粒子サイズ効果についての既往の研究成果は 2.1.1, 2.1.2 節にとりまとめている。

3.2 試料および試験方法

3.2.1 試験試料

流紋岩質および花崗岩質のクラッシャーランをそれぞれふるい分け、各岩種について相似比 3:1 の大粒径試料と小粒径試料を作製した。試料の粒度分布形状は、力学特性がよく知られている豊浦砂とほぼ同じに設定した。土粒子の物理特性を表 3.2.1 に、粒径加積曲線を図-3.2.1 に示した。なお、最大・最小粒径 (mm) は、大粒径試料 (13.2, 4.75)、小粒径試料 (4.75, 1.70) である。小粒径試料は砂分を 5% 含んでいるが、土質分類名は、大・小粒径試料とも「粒度の悪い礫 (GP)」に分類される。

試料の最大・最小間隙比は内径 24cm、高さ 22cm の金属製容器を用いて求めた。

炉乾燥試料をハンドスコップでできるだけゆる詰めとなるように入れ，最大間隙比と見なした．最小間隙比は，試料を10層に分けて入れ，各層ごとに容器の側面をプラスチックハンマーで，その振幅を5cm程度にして，1000回打撃した．間隙比の算出には，絶乾比重を用いた．結果を表-3.2.1に示した．表より，小粒径試料の方が大粒径試料よりも最大・最小間隙比共に大きいことがわかる．締め固めによる粒子破碎は，最小ふるい通過率 B_{ms} を指標にすると流紋岩質試料では皆無であったが，花崗岩質試料で0.1~0.3%程度みられた．(粒子破碎の指標については3.3.3節で示す.)

次に，構成土粒子の形状を2.1.1節に示す凹凸係数FUとZinggの分類法によって定量化した．結果を表-3.2.2に示した．同じ岩種ならば粒度間に差がないが，岩種に注目すると花崗岩質の方がFUは大きく，したがって粒形が丸いことが分かる．次に，Zinggの分類法については，まず図-3.2.2に各試料から無作為に抽出した粒子100個の扁平率と伸張率を示した．定量値は，100個の平均(図中の黒塗り記号)で表すこととした．

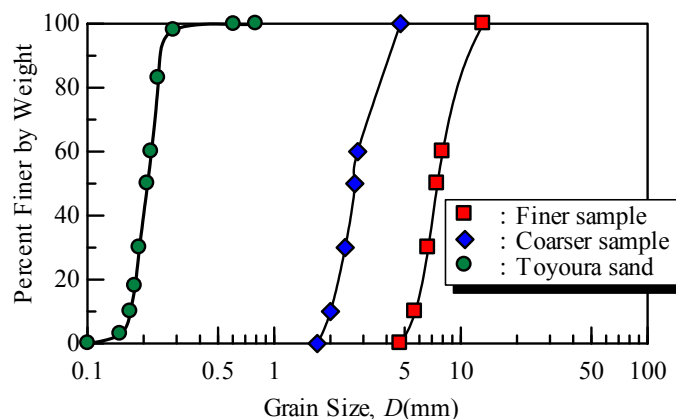


図-3.2.1 試験試料の粒径加積曲線

表-3.2.1 土粒子の物理特性

sample	絶乾比重 D_D	吸水率 Q(%)	比重 G_s	e_{MAX}	e_{MIN}
Rhyolite coarser	2.525	2.095	2.666	0.885	0.587
Rhyolite finer	2.534	1.927	2.664	0.967	0.628
Granite coarser	2.606	1.235	2.692	0.842	0.583
Granite finer	2.604	1.280	2.693	0.877	0.624

表-3.2.2 試料粒子の形状と強度

sample	FU	Particle flatness	圧裂強度 (MPa)	Particle crushability
Rhyolite coarser	0.60	0.70	15	やや有り
Rhyolite finer	0.59	0.58	39	
Granite coarser	0.61	0.80	8	有り
Granite finer	0.62	0.82	18	
Steel nut	0.95	0.80	∞	無し
Glass Beads	1	1	非常に大	無し

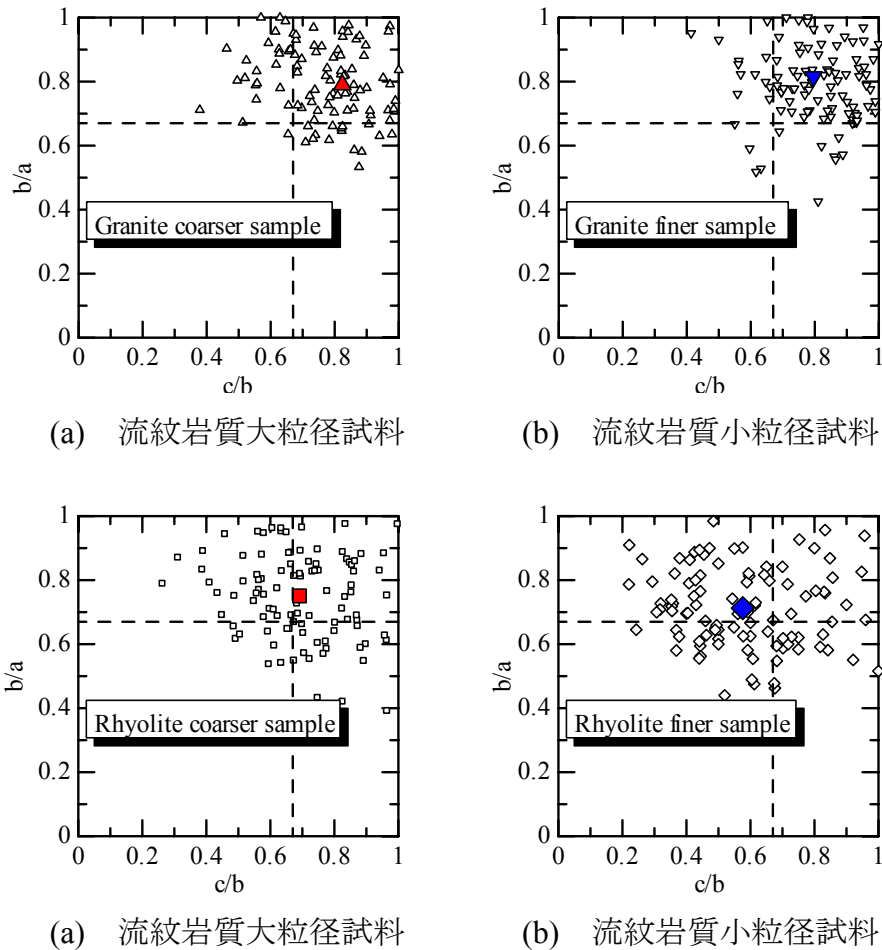


図-3.2.2 Zingg の分類による試料の粒子形状 (塗潰し記号は平均値を示す)

図-3.2.2 より、花崗岩質試料では粒度間で粒子形状の差はみられないが、流紋岩質試料は小粒径試料の方が扁平であることおよび、扁平率と伸張率に相関があることがわかる。岩種に注目すると、Zingg の分類法によっても花崗岩質の方が丸いことが分かる。これらのことから、本研究では粒子形状を Zingg の扁平率で代表させることにする。なお、表-3.2.2 には、粒子形状が内部摩擦角の側圧依存性に与える影響を検討するために用いた六角ナットとガラスビーズの粒子形状も併せて示している。

また、図-3.2.3 に示すように、試験試料の面載荷による圧裂強度試験も実施した。圧裂強度は式(3.1)を用いて算出した。図-3.2.4, 3.2.5 にそれぞれ流紋岩質試料、花崗岩質試料の圧裂強度試験結果を示した。

$$P = \frac{F}{d^2} \quad (3.1)$$

ただし、P : 圧裂強度(Pa) F : 圧裂荷重(N)

d : 粒子の短軸方向の粒径(m)

土粒子の圧裂強度は福本，原¹⁾により，まさ土やしらすのような脆い粒子からなる場合は，圧裂強度と頻度との関係に負の2項分布による相関性の程度がよく，堅固な粒子になると相関性の落ちることが指摘されている．図-3.2.4，3.2.5からも，圧裂強度の小さい花崗岩質試料の方が流紋岩質試料よりも2項分布の近似性がよく，同様の傾向が見られることがわかる．

また，圧裂荷重の平均値は大粒径の方が大きい，短軸の2乗で除して正規化した圧裂強度の平均値は小粒径の方が大きい．これは，粒径が大きくなるにつれて，粒子内部の欠陥が多くなることと，小粒子は短軸方向に壊れる確率が高いことが視察により確認されているが²⁾，粒径が大きくなるにつれて斜めに割れて破断距離が短軸方向よりも短くなる傾向があることが理由として挙げられる．

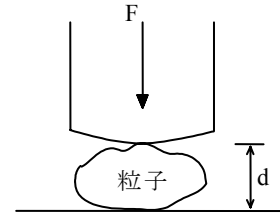
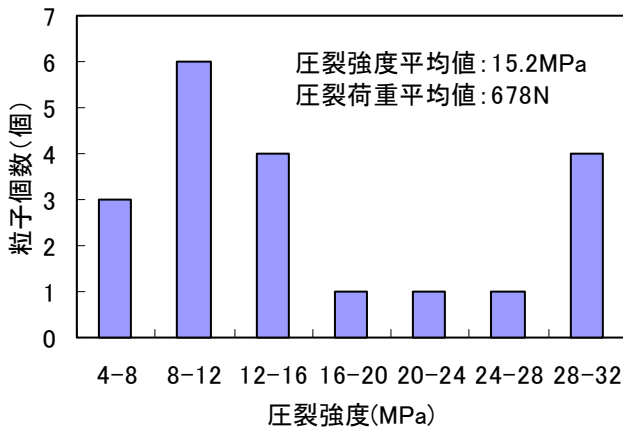
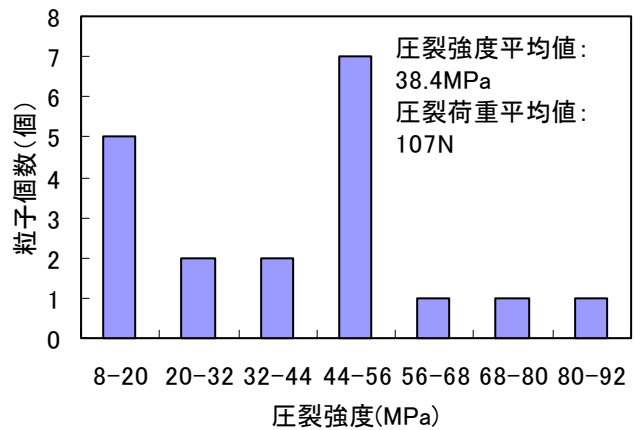


図-3.2.3 圧裂強度試験

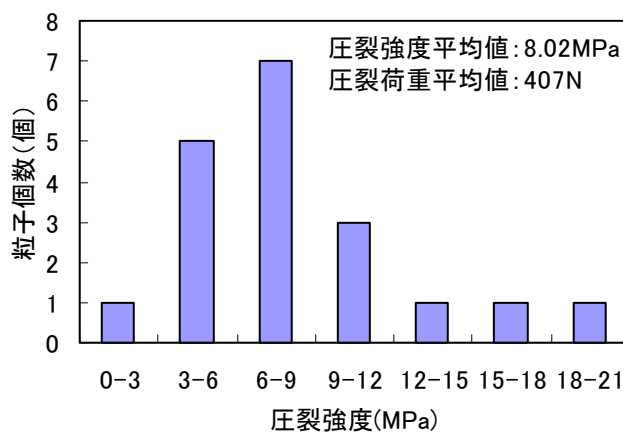


(a) 大粒径試料

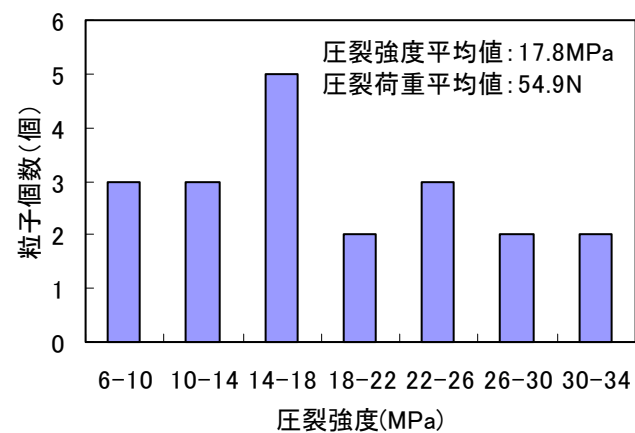


(b) 小粒径試料

図-3.2.4 流紋岩質試料の圧裂強度分布



(a) 大粒径試料



(b) 小粒径試料

図-3.2.5 花崗岩質の圧裂強度分布

3.2.2 試験方法

三軸圧縮試験には、直径 10cm、高さ 20cm の供試体に適合する通常の中型三軸試験機を用いた。試験装置の概要を図-3.2.6 に示した。なお後述する六角ナットを用いた場合（表-3.3.1 中の Steel nut）と、4 章で実施している三軸圧縮試験装置は供試体の大きさが直径 5cm、高さ 10cm のものであるが、試験装置の概要は図-3.2.6 に示すものと同様である。計測データはセンサーの出力をデジタル信号に変換してパーソナルコンピュータで自動計測した。軸荷重計が三軸セルの外部に取り付けられているため、ピストンの摩擦軽減の目的から軸受けはリニアモーションベアリングとなっている。軸方向変位はピストンに取り付けた変位計で計測し、飽和供試体の体積変化の測定は、排水ビュレットの水位を差圧計で計測した。

供試体は水中落下法により作製した。供試体の密度は相対密度によって管理し、 $D_r=90\%$ 程度の比較的密詰めとした。所定の密度を得るため、モールド側面のプラスチックハンマーによる打撃および金属棒による突き固めを併用した。試料の飽和を促進させるため、供試体作製前に水浸状態の試料に 98kPa の負圧を 24 時間与えた。

圧密過程では、所定の側圧を一挙に加えると、メンブレンが破損しやすいので、段階的に増圧した。なお、用いた試料の粒径が比較的大きいことから、メンブレンと供試体との間に生じる隙間も大きくなることが指摘される。供試体の剛性に対してメンブレンの剛性が非常に小さいため、排水ビュレットを介して測定される体積変化量に対する供試体へのメンブレン貫入量の割合が無視できないと考えられる。このため、供試体排水量に対して Vaid³⁾の方法によるメンブレン貫入補正を行い、供試体体積変化量を求めた。

軸圧縮過程はひずみ制御による側圧一定の両面排水条件で行った。軸ひずみ速度は 0.4%/min とした。このひずみ速度については、予備試験を行い過剰間隙水圧が発生しないことを確認した。

三軸試験後に粒子破碎量を評価するため、供試体を取り出して得られた試料に対して再度粒度試験を行った。まず、取り出した試料を乾燥割れを避けるために乾燥条件を 40°C、24 時間乾燥した。その後のふるい分け作業では、自動ふるい機で 15 分間ふるった後、各ふるいを個別に再度ふるい分けして行った。

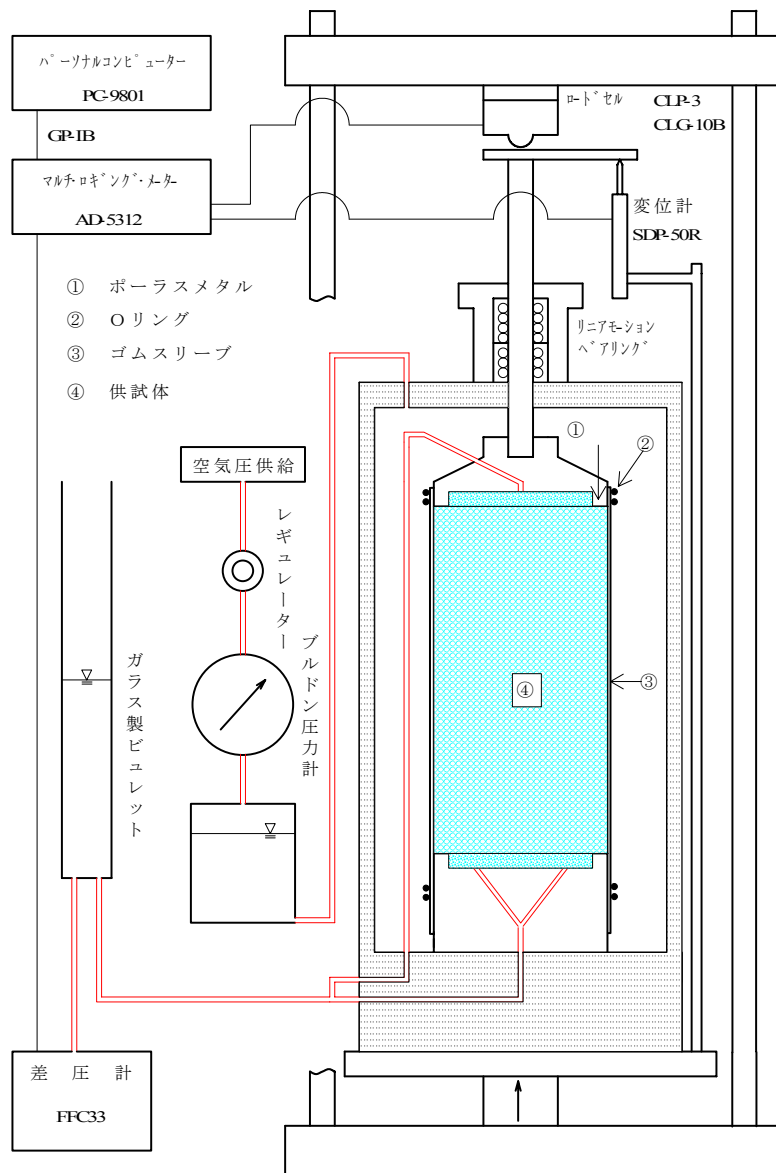


図-3.2.6 三軸圧縮試験装置の概要

3.3 試験結果の整理

表-3.3.1 に行った試験についての供試体諸元と破壊時の諸定数を示した。

表-3.3.1 各試料の供試体諸元と破壊時の諸定数

Sample (Confining Pressure at first Triaxial Compression Test)		Confining Pressure, σ_3 (kPa)	Initial Void Ratio, e_0	Void Ratio at Failure, e_f	Deviator Stress at Failure, q_f (kPa)	Axial Strain at Failure, ϵ_{af} (%)	Internal Friction Angle, ϕ_d (deg.)	Corrected Internal Friction Angle, ϕ_r (deg.)	Dilatancy Rate at Failure, D_f
Coarse Rhyolite		49	0.67	0.70	225	8.1	48.5	36.9	0.50
		98	0.62	0.67	470	8.5	46.8	37.7	0.39
		176	0.66	0.63	729	8.3	44.1	40.1	0.17
		216	0.65	0.66	837	9.1	43.1	39.2	0.17
		294	0.65	0.62	1122	12.7	42.0	39.9	0.09
		490	0.63	0.55	1694	15.7	39.4	39.1	0.01
Fine Rhyolite		49	0.67	0.73	262	7.0	52.9	37.2	0.66
		98	0.64	0.72	448	8.8	49.0	37.3	0.50
		176	0.68	0.67	800	8.4	47.4	38.9	0.36
		216	0.68	0.66	925	9.1	46.4	39.4	0.29
		294	0.66	0.63	1223	11.0	45.0	39.2	0.25
		490	0.72	0.67	1802	14.7	40.5	39.0	0.07
Coarse Rhyolite (reuse)	(49)	176	0.64	0.64	673	10.2	44.1	38.3	0.25
	(176)	176	0.64	0.65	707	9.4	44.7	38.7	0.25
	(216)	176	0.60	0.62	740	9.1	44.7	38.7	0.30
Fine Rhyolite (reuse)	(49)	176	0.72	0.72	736	10.4	45.2	39.9	0.25
	(98)	176	0.69	0.70	764	10.8	45.6	38.4	0.23
	(176)	176	0.67	0.67	782	9.9	47.0	39.4	0.33
	(294)	176	0.66	0.65	754	12.9	45.3	39.8	0.23
Coarse Granite		49	0.64	0.66	184	2.7	47.6	31.3	0.70
		98	0.63	0.67	351	5.8	45.6	33.7	0.51
		176	0.62	0.72	567	3.8	42.2	33.8	0.37
		216	0.64	0.64	760	5.5	41.9	35.9	0.26
		294	0.63	0.60	943	6.8	39.9	36.6	0.14
Fine Granite		49	0.67	0.70	159	3.6	46.1	31.2	0.65
		98	0.66	0.68	326	4.0	45.2	31.1	0.56
		176	0.64	0.65	599	4.8	44.0	33.8	0.44
		216	0.66	0.67	834	6.5	41.7	34.7	0.10
		294	0.65	0.65	963	7.2	40.5	35.7	0.21
		490	0.65	0.62	1585	8.1	38.9	37.5	0.06
		686	0.68	0.60	2174	12.1	37.1	38.7	-0.07
Glass beads		49	0.55	0.59	56	4.2	29.6	19.5	0.43
		98	0.53	0.56	112	3.8	29.3	18.8	0.45
		294	0.54	0.58	365	5.6	28.8	18.9	0.42
		490	0.54	0.57	557	5.5	30.9	17.5	0.57
Steel nut		49	0.46	0.50	88	4.7	38.4	23.4	0.65
		98	0.47	0.52	159	6.9	34.9	22.1	0.53
		294	0.46	0.48	488	5.4	35.1	22.9	0.55
		490	0.45	0.47	787	6.2	34.0	22.7	0.49

3.3.1 等方圧縮過程

等方圧縮過程の例として、図-3.3.1 に花崗岩質小粒径試料を側圧 441kPa まで圧密した時の時間～排水量の関係を示した。増圧による排水は加圧後 1 分程度で落ち着いており、試料の透水性が高いことを示している。この傾向は他の供試体でも同様であった。また、全排水量に占めるメンブレン貫入による補正量の割合は側圧によって異なり、小さい側圧では 90%以上に達するが、目標側圧の 441kPa では約 60%であった。

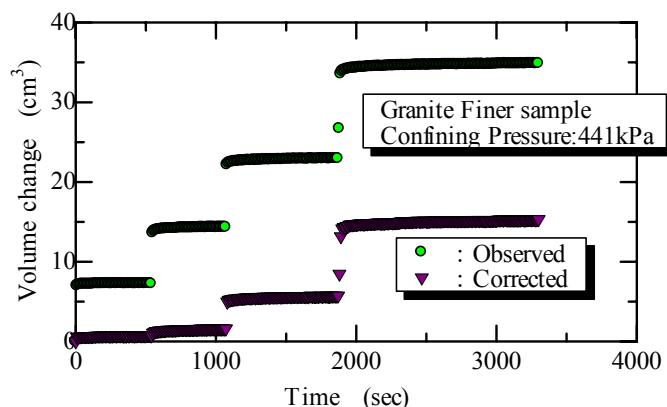
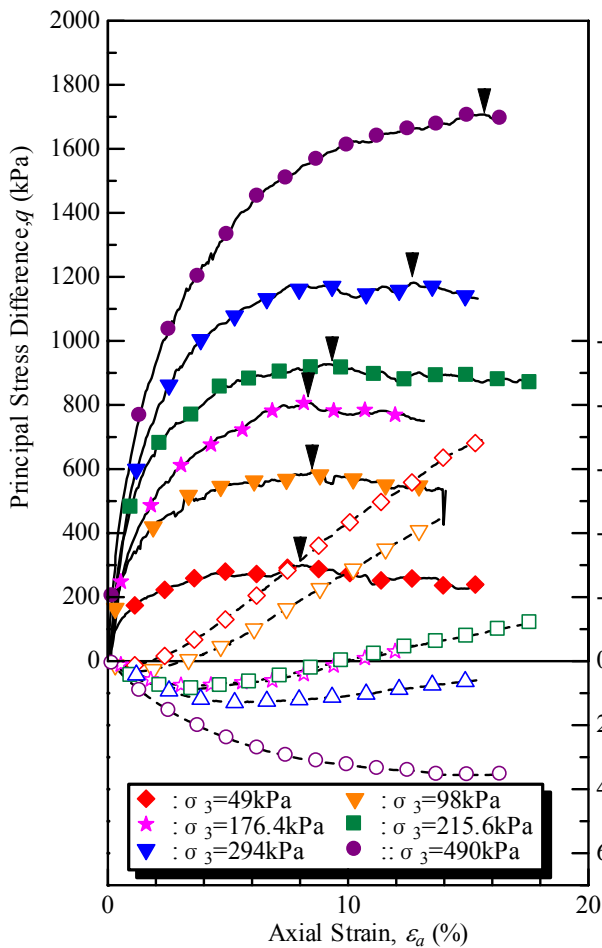


図-3.3.1 等方圧縮過程における時間～排水量の関係の例

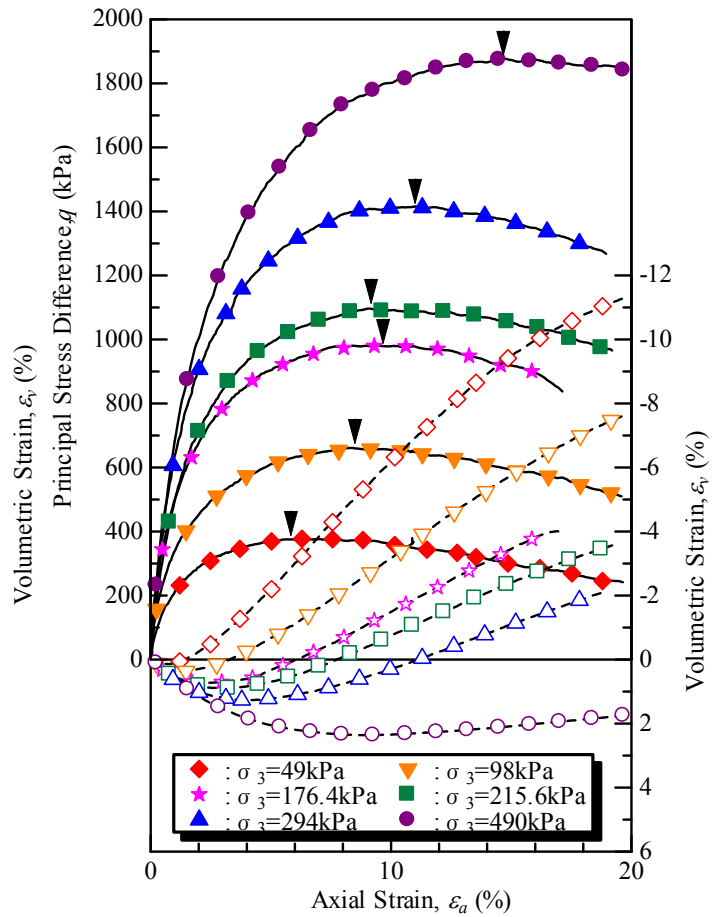
3.3.2 軸圧縮過程

図-3.3.2 に流紋岩質試料の応力～ひずみ関係を示した。同様に、図-3.3.3 に流紋岩質再利用試料、図-3.3.4 に花崗岩質試料、図-3.3.5 に六角ナット、図-3.3.6 にガラスビーズの応力～ひずみ線を示した。図-3.3.3 で用いた試料の説明は 3.4.2 節で、3.4.5, 3.3.6 で用いた試料の説明は 3.4.3 節で行っている。図中の実線は軸ひずみ～主応力差関係を示しており、破線は軸ひずみ～体積ひずみ関係である。ガラスビーズ以外の試料に共通して、側圧が増加するにつれ破壊時の軸ひずみが増大し、また体積ひずみは収縮傾向を示している。ガラスビーズでは側圧が変化しても体積ひずみの変化は見られず、また軸ひずみ～主応力差関係に粒子間の乗り越えに起因する凹凸が見られるなど、他の試料にはない傾向が見られた。

また、流紋岩質と花崗岩質試料において、大粒径試料と小粒径試料を比較すると、大粒径試料の方が軸ひずみ～主応力差関係の凹凸が激しい。これは大粒径試料の方が最大粒径 D_{max} と供試体直径 ϕ の比が大きいためと考えられる。ただし鶴ヶ崎ら⁴⁾による既往の試験結果によれば、軸圧縮強度そのものは (D_{max} / ϕ) 比に影響されていない。すなわち、流紋岩質大粒径試料の供試体直径 30cm、高さ 60cm ($D_{max} / \phi \doteq 1/23$) の結果と今回と同じ中型供試体 ($D_{max} / \phi \doteq 1/8$) の結果に強度差はみられなかった。

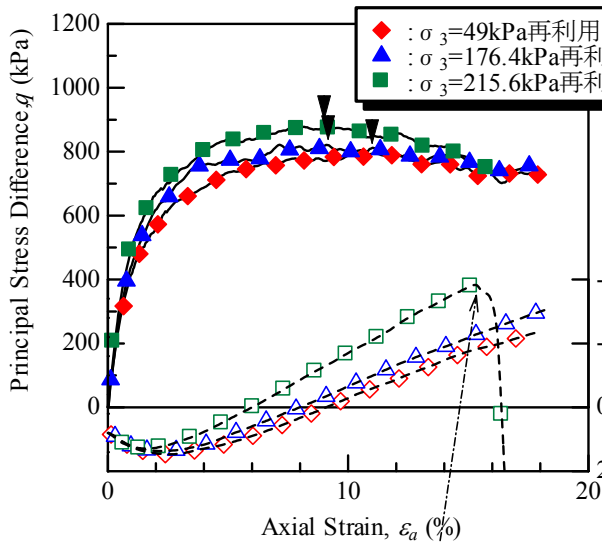


(a) 小粒径試料

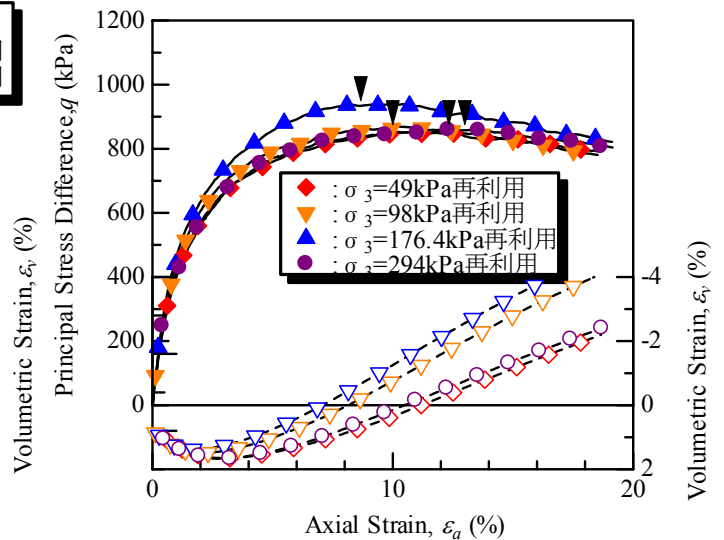


(b) 小粒径試料

図-3.3.2 流紋岩質試料の応力～ひずみ関係 (図中の▼は供試体の破壊を示す)



(a) 小粒径試料

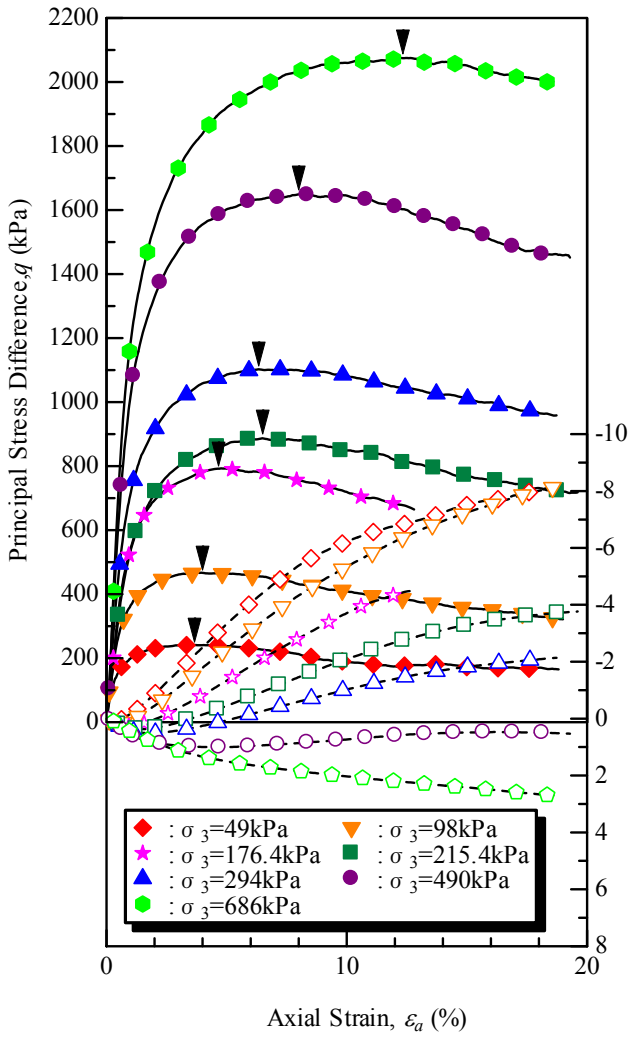


(b) 小粒径試料

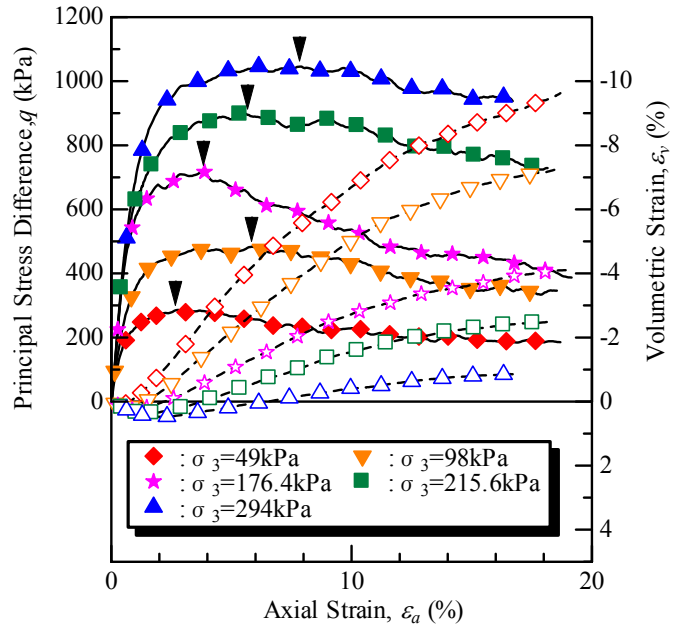
図-3.3.3 流紋岩質再利用試料の応力～ひずみ関係

(図中の▼は供試体の破壊を示す)

メンブレンの破損による
セル水の流入



(a) 小粒径試料



(b) 大粒径試料

図-3.3.4 花崗岩質試料の応力～ひずみ関係 (図中の▼は供試体の破壊を示す)

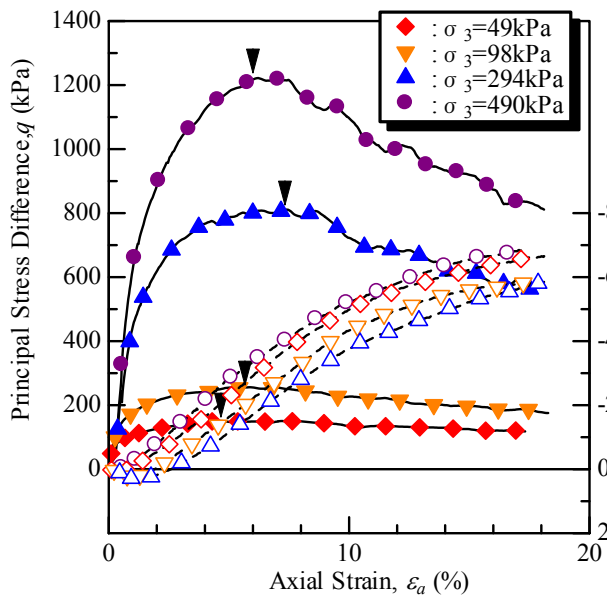


図-3.3.5 六角ナットの
応力～ひずみ関係

(図中の▼は供試体の破壊を示す)

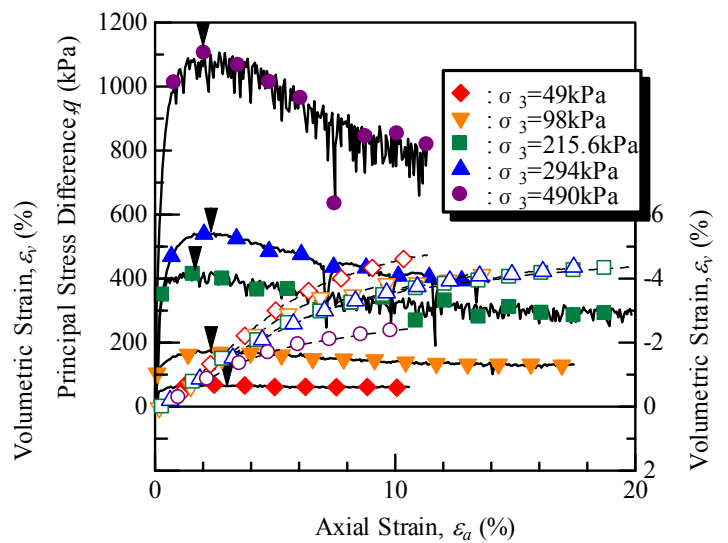


図-3.3.6 グラスビーズの
応力～ひずみ関係

(図中の▼は供試体の破壊を示す)

3.3.3 三軸圧縮過程後の粒度試験

三軸圧縮試験における軸圧縮過程前後の粒径加積曲線の例として、図-3.3.7 に流紋岩質小粒径試料の側圧 490kPa の場合を示した。図より、三軸試験後は粒径加積曲線が細粒側に移動し、粒子破碎していることがわかる。粒子破碎の指標としては、試料が貧粒度であること、細粒分を含んでいないことから、最小ふるい通過率 B_{ms} を用いることにした。 B_{ms} は、通過百分率が原粒度における 0% の粒径から細粒分の増加した割合で示される。本指標は算出が容易であり、個人誤差がないといった利点がある (2.1.2 節参照)。

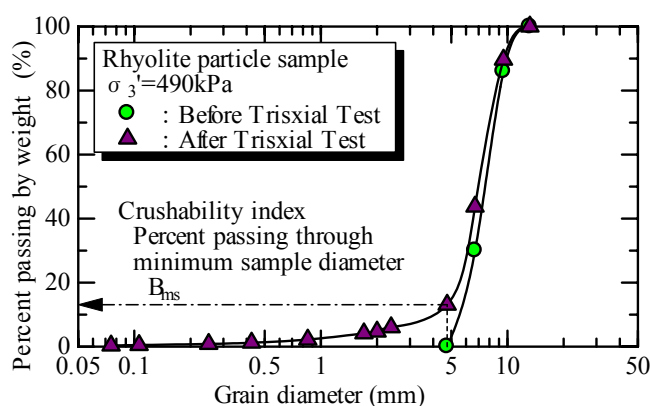


図-3.3.7 三軸圧縮試験前後の粒径加積曲線

粒子破碎量は軸ひずみと密接な関係にあることが報告されている⁵⁾。一方、本研究では各供試体の試験終了時の軸ひずみは、試験機の容量の制限や試験途上のメンブレンの破損等により一定ではないため、異なる軸ひずみで終了させた試料間の粒子破碎量の評価を行うに当たってはこのことを考慮する必要があると考えられる。そこで、流紋岩質大粒径試料を用いて一定の側圧(294kPa)下で、複数の供試体について相異なる軸ひずみで試験を終了させ、軸ひずみと粒子破碎量の関係を調べた⁶⁾。その結果、図-3.3.8 に示すように、試験条件下においては B_{ms} が軸ひずみの 2/3 乗に比例するという、式(3-2)に示す関係が得られた。なお、圧密時には粒子破碎は生じていないことを確認している。

$$B_{ms} = A \cdot \varepsilon_a^{2/3} \quad (3.2)$$

ただし、 A : 比例定数, ε_a : 軸ひずみ

実際に測定された軸ひずみと B_{ms} を式(3.2)に代入し、比例定数 A を算出するとともに軸ひずみ 20%時に換算した B_{ms} を求め、

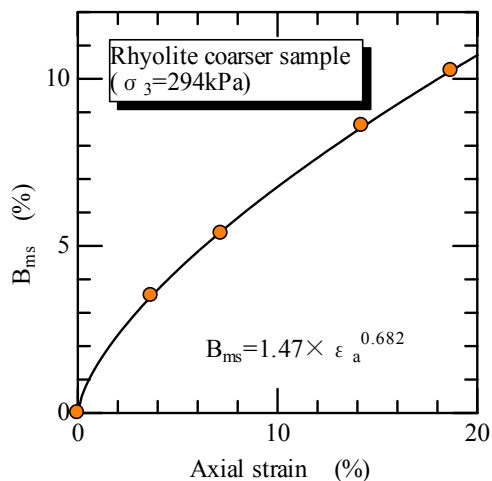


図-3.3.8 軸ひずみ～粒子破碎量の関係

これによって粒子破砕量を評価した。なお、式(3.2)で示される関係は今回のような側圧一定条件下における圧縮方向の単調载荷に限定されて適用されるものであり、その他の条件下や、供試体内に発生するせん断帯の程度が粒子破砕量に与える影響の評価については今後の検討が必要と考えられる。粒子破砕量が強度定数に与える影響の評価については3.4.2節、3.4.3節で述べている。

3.4 強度特性に関する考察

3.4.1 内部摩擦角とダイレイタンシー係数

粗粒材料を三軸圧縮試験し、破壊時主応力 σ_1 （軸圧）と σ_3 （側圧）を用いてモールの応力図上に破壊包絡線を描くと、図-3.4.1の概念図に示すように座標の原点を通り上に凸の曲線が得られ、粗粒材料の強度定数に側圧依存性があることがわかる。包絡線の式を実験式として式示することも考えられるが、本研究では簡単のために各破壊円を側圧 σ_3 で特定し、その強度定数を割線係数で表すことにした。強度定数の定義は2.2.2節で示している。なお、4章以降の強度定数の算出方法も、本章で取り扱った試料と同様に粒状材料であることから、粘着力を評価せず内部摩擦角を算出した。

図-3.4.2(a)は流紋岩質試料における側圧の対数 $\log \sigma_3$ に対する内部摩擦角 ϕ_d およびダイレイタンシー補正された内部摩擦角 ϕ_r を表している。また、図-3.4.2(b)は側圧と破壊時のダイレイタンシー係数 D_f の関係を示した。同様に、図-3.4.3に花崗岩質試料の結果を示した。グラフ内の記号は以下、 ϕ_d を黒塗り、 ϕ_r を白抜きとする。

図-3.4.2, 3.4.3から次のことが分かる。① ϕ_d は σ_3 の増大と共に減少し、 ϕ_r は増加する。②同じ母岩の ϕ_r は、大粒径試料の方がわずかに大きくなる傾向を示している。③ ϕ_d は花崗岩質試料では粒径によらず同じ傾向を示すが、流紋岩質試料では小粒径の方が大きくなる傾向を示している。これは式(2.2.19)を考慮すると、ダイレイタンシーの差に起因している。このように、 ϕ_d あるいは D_f に不一致が見られる原因として考えられることは、3.1.1節で述べたように、相似粒度試料間で異なる可能性がある粒子形状と粒子破砕特性である。また、 ϕ_d の側圧依存性の程度は流紋岩質試料の方が大きい。この結果は側圧依存性に影響を及ぼす因子として、粒子形状と粒子破砕特性が大きいことを示していると考えられる。

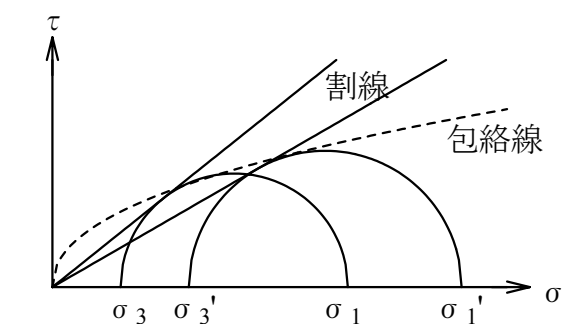
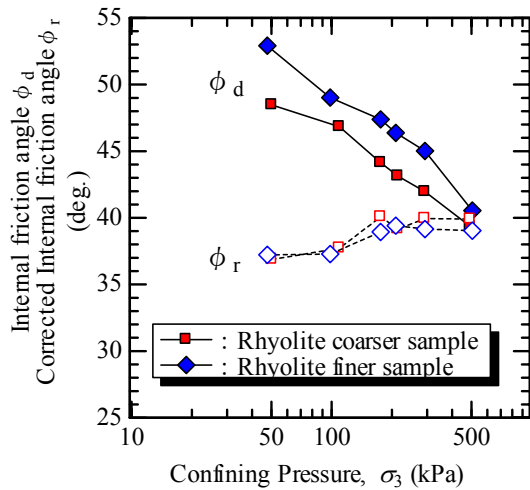
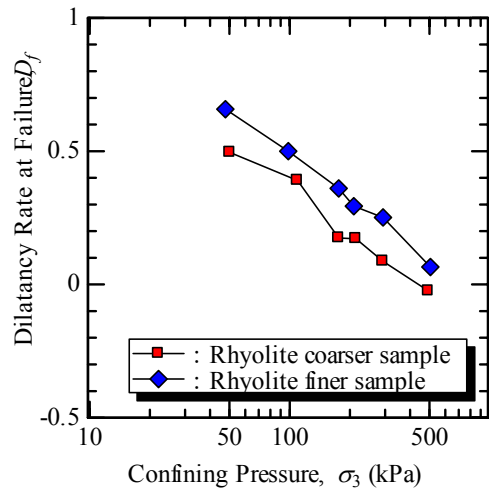


図-3.4.1 モールの応力円の側圧依存性に関する概念図

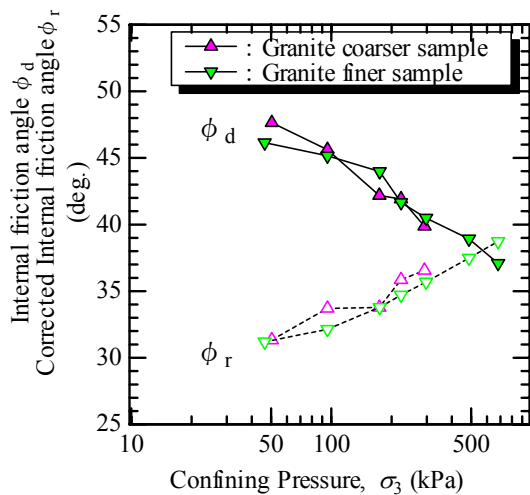


(a) $\sigma_3 \sim \phi_d, \phi_r$

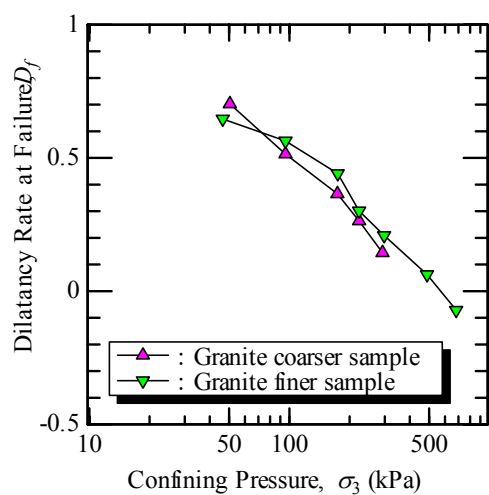


(b) $\sigma_3 \sim D_f$

図-3.4.2 流紋岩質試料の強度成分



(a) $\sigma_3 \sim \phi_d, \phi_r$



(b) $\sigma_3 \sim D_f$

図-3.4.3 花崗岩質試料の強度成分

3.4.2 粒度間の強度差に関する検討

流紋岩質試料で大・小粒径試料間に強度差が生じた原因の一つとして、図-3.2.2に示すように花崗岩質試料は粒度に拘わらず粒子形状がほぼ同一であるのに対し、流紋岩質試料は粒度間で粒子形状が異なっていることが考えられる。そこで粒子形状の強度に対する影響を検討するため、同一粒度でも粒子形状に差がある試料を作製した。その方法として、粒子破碎を生じると粒子形状が丸くなる方向に変化することを利用し、三軸試験実施後の流紋岩質試料を改めて粒度調整した「再使用試料」を作製した。図-3.4.4に1回目の三軸試験側圧～試験後扁平率の関係を示した。図中で $\sigma_3=0$ kPaは三軸試験前を表している。図-3.4.4より、大・小粒径共に側圧の増大に伴い、粒子形状は丸くなる傾向にあるが、当初より扁平であった小粒径の方が

急速に丸くなるのがわかる。

ここで、三軸試験中にどのような形態の破碎を生じているかを把握するための試験を行った。大粒径試料の粒子 40 個を無作為に抽出して耐水インクで着色し、供試体中央部に配した。試験後にその粒子を観察した結果、図-3.4.5 に示すように破碎は粒径に拘わらず角張りがとれるような形態で起こっていたものが多かった。この場合、粒子破碎によってとれる角の大きさが粒径によらないとすると、小粒径試料の方が扁平率の増加が顕著となり、図-3.4.4 の結果と符合する。

さて、再使用試料の三軸試験は、側圧の影響を除くため全て 176kPa で行った。

図-3.4.6 に流紋岩質再使用試料の扁平率～内部摩擦角 ϕ_d 、ダイレイタンス係数 D_f および、ダイレイタンス補正された内部摩擦角 ϕ_r の関係を示した。図中の直線は最小二乗法により得られたものである。ただし、各試料の扁平率は、図

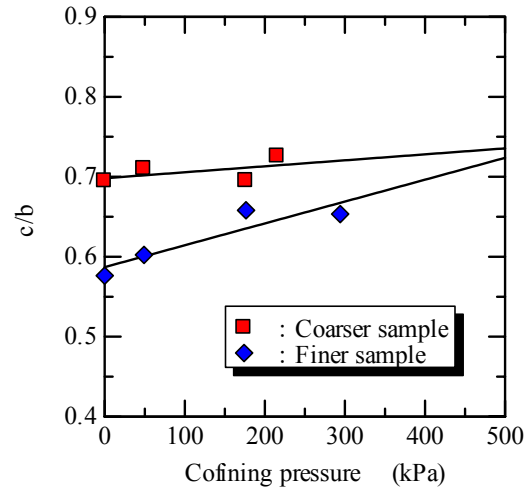


図-3.4.4 側圧～試験後扁平率の関係 (流紋岩質試料)

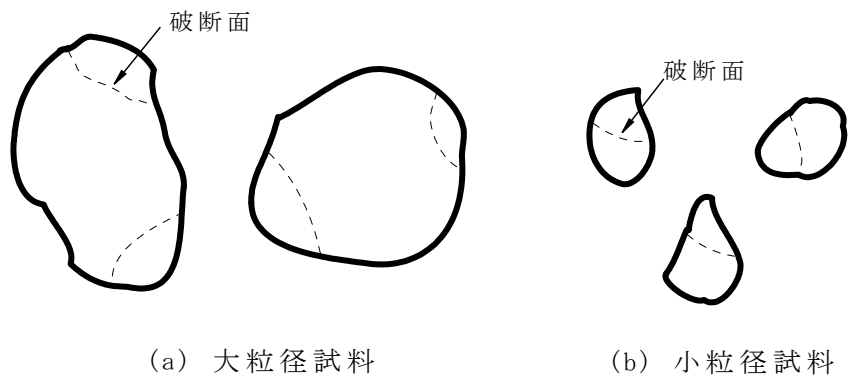


図-3.4.5 粒子破碎の形態模式図

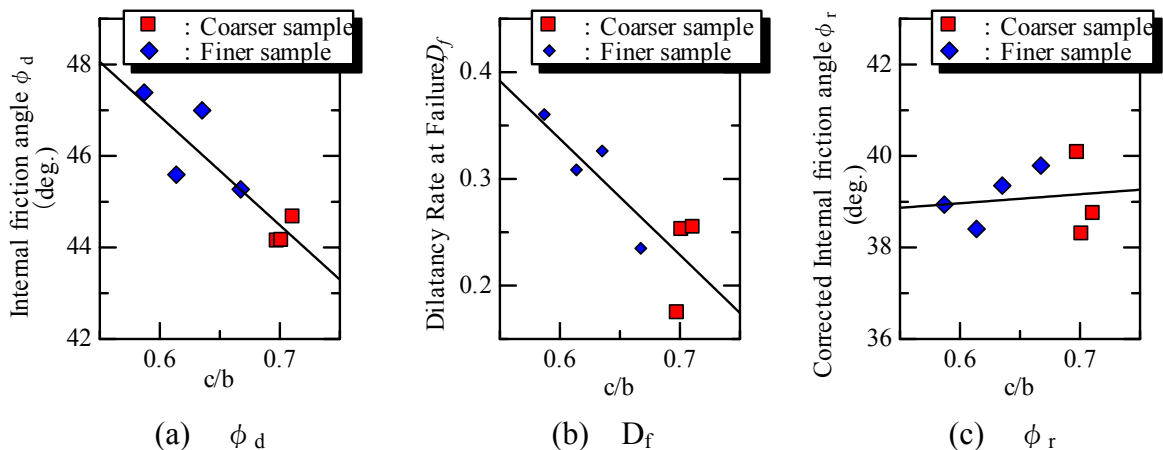


図-3.4.6 流紋岩質再使用試料の扁平率～強度定数関係 ($\sigma_3=176\text{kPa}$)

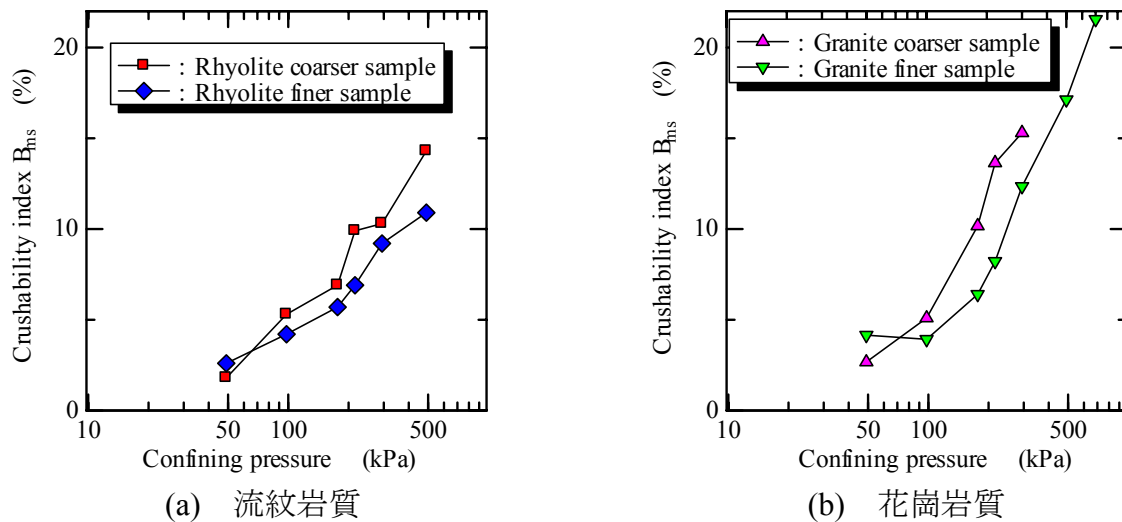


図-3.4.7 側圧～粒子破碎量の関係

-3.4.4 に示すデータを内挿した直線上で読みとった。また、「大粒径 1 度目 $\sigma_3=216.4\text{kPa}$ 」を再使用したものは初期間隙比が過大であったのでフィッティングデータから外した。図-3.4.6(a), (b)より、 ϕ_d と D_f は粒度に拘わらず扁平率の関数となっており、図-3.4.6 (c)の ϕ_r は結果的に扁平率にほぼ無関係となっている。したがって、流紋岩質試料における粒度間の強度差の主要な原因は、扁平率の差にあるといえる。一方、図-3.4.3 において、花崗岩質試料では粒度が異なっても強度に差がないのは、粒子形状が同じためと考えられる。

次に粒子破碎特性の影響について検討した。図-3.4.7 は流紋岩質試料および花崗岩質試料の側圧の対数 $\log \sigma_3$ と軸ひずみ 20%時換算最小ふるい通過率 B_{ms} の関係を示した。両図より、岩質によらず概ね大粒径試料の方が B_{ms} は大きくなっている。これは、大粒径試料の方が 1 接点当たりの接点力が大きいので、角張りがとれやすいためと考えられる。ここで、花崗岩質試料では粒度間で粒子破碎量が異なっているにも拘わらず、図-3.4.3 に示すように強度差は生じていない。したがって、少なくとも角張りがとれていくような破碎形態の場合、強度と粒子破碎量は対応しないと考えられる。また、粒径が大きくなれば土粒子内部に弱部を包含する可能性が増大するが、弱部に沿って粒子が大きく割れる前に粒子の角張りが小刻みに破碎され、粒子内に蓄えられたエネルギーはそのたびに放出されるために、今回の側圧の範囲では大粒子でも大きな割れに至らなかったと考えられる。

次に、流紋岩質試料と花崗岩質試料のストレス～ダイレイタンスー関係を、図-3.4.8, 3.4.9 に示した。これより、流紋岩質・花崗岩質試料共に、粒径・側圧に拘わらずダイレイタンスー係数が 0 のときのせん断抵抗係数 (Y 切片)、およびストレス～ダイレイタンスー関係の傾きが同じであることがわかる。したがって、同一母岩から作製された相似粒度試料間であれば、粒子形状および粒子破碎量の違いはストレス～ダイレイタンスー関係に影響を与えないものと考えられる。なお、ストレ

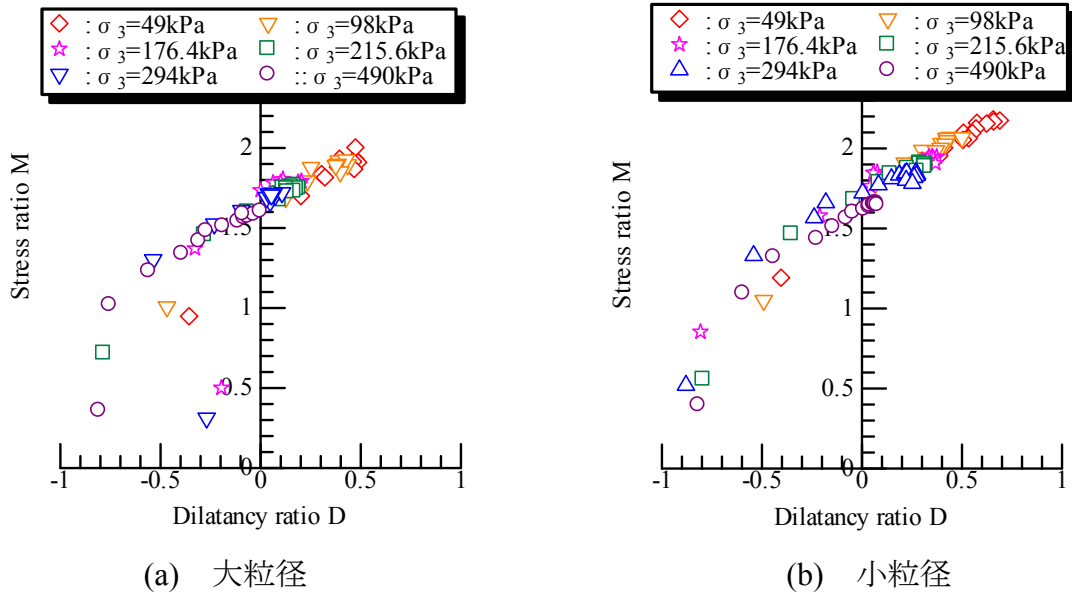


図-3.4.8 流紋岩質試料のストレス～ダイレイタンスー関係

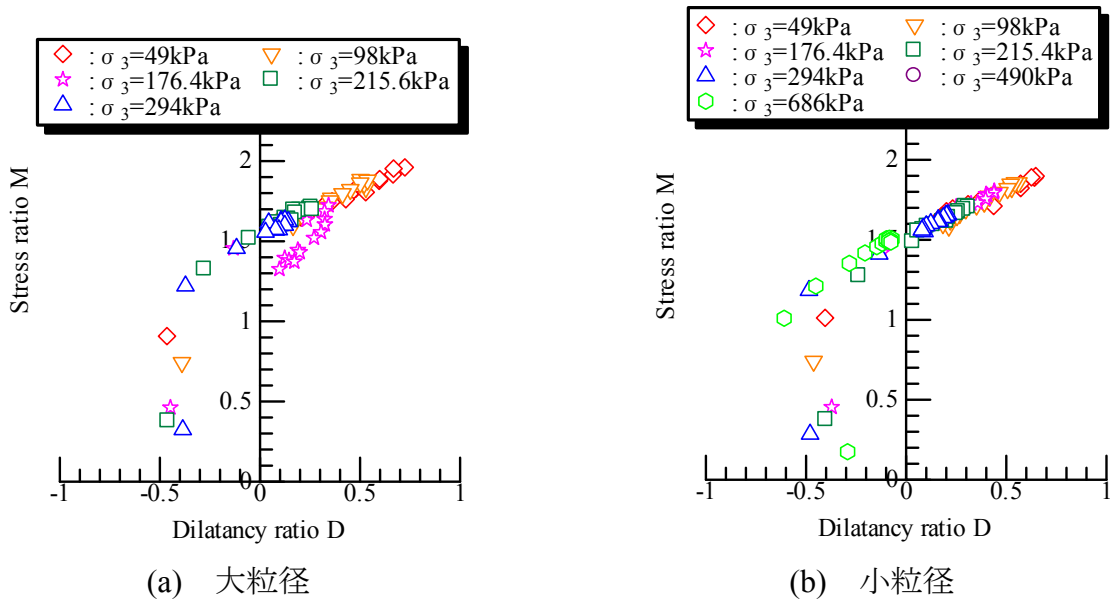
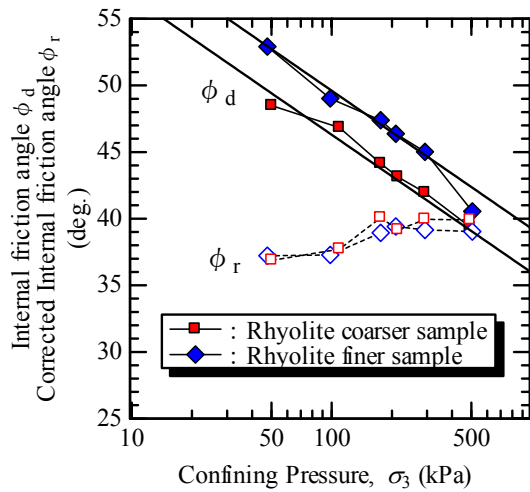


図-3.4.9 花崗岩質試料のストレス～ダイレイタンスー関係

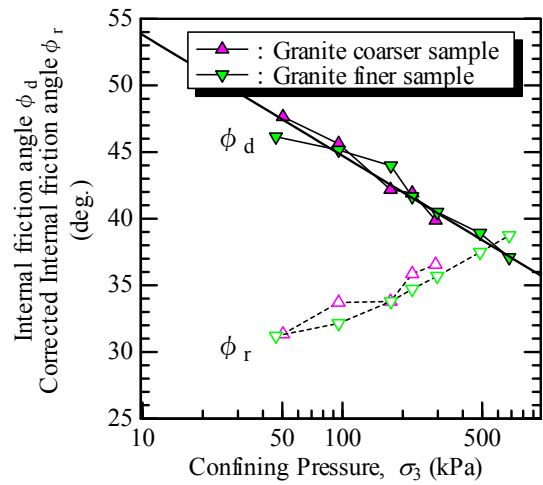
ス～ダイレイタンスー関係の傾きは、流紋岩質試料の方が花崗岩質試料よりも大きかったが、これは5.5.2節で触れるように、粒子形状の差による影響が現れた可能性があると考えられる。

3.4.3 強度定数の側圧依存性に関する検討

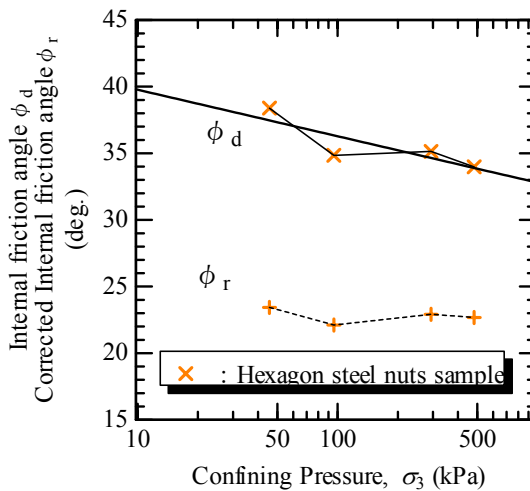
Charles and Soares⁷⁾はロックフィルダムの設計における強度定数の側圧依存性の重要性を指摘している。本研究では粒子形状と粒子破砕が側圧依存性に及ぼす影響を次のように検討した。



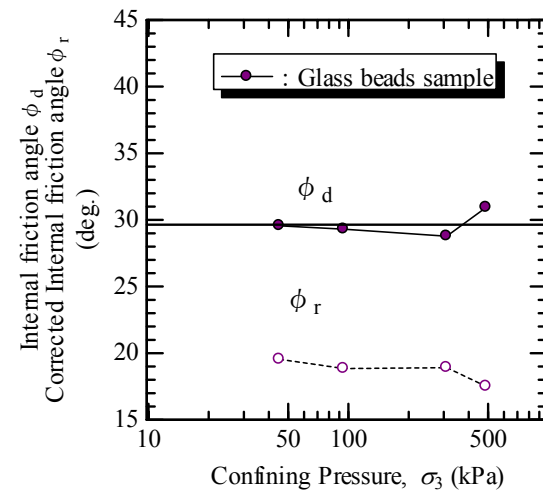
(a) 流紋岩質



(b) 花崗岩質



(c) 六角ナット



(d) グラスビーズ

図-3.4.10 試験試料の $\sigma_3 \sim \phi_d, \phi_r$ 関係

まず、広範な検討を行うために、粒子破砕を全く生じない試料として、真鍮六角ナットとガラスビーズを新たに用意した。六角ナットは対辺間 2.5mm、厚さ 2.0mm の短柱状粒子であり、ガラスビーズはほぼ球形で、粒径 1mm である。全試料の粒子形状と強度の指標を表-3.2.2 に示している。なお、六角ナット試料から成る供試体は、直径 5cm、高さ 10cm とした。

図-3.4.10 に全試料の側圧 σ_3 に対する内部摩擦角 ϕ_d およびダイレイタンス補正された内部摩擦角 ϕ_r を示した。各図中、太

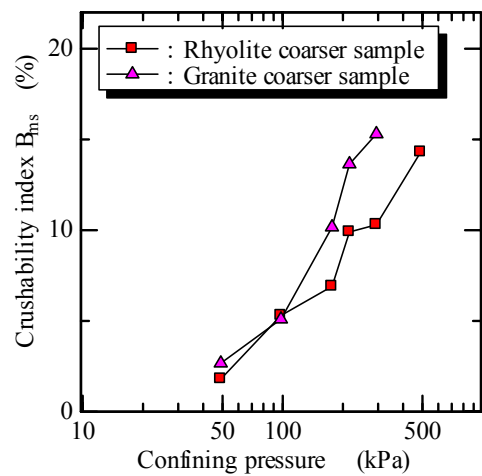


図-3.4.11 礫質大粒径試料の側圧～粒子破砕量関係

い直線は最小2乗法により決定されたが、これらの傾きはガラスビーズ、六角ナット、花崗岩質試料、流紋岩質試料の順に大きくなっている。まず、ガラスビーズと六角ナットを比較すると、ガラスビーズは側圧依存性が非常に小さいが、六角ナットでは僅かに見られる。両者とも破碎性はないから、側圧依存性の源は粒子の扁平率にあると推測される。そこで、全試料について表-3.2.2 に示した扁平率と側圧依存性の関係を見ると、扁平な試料ほど側圧の増加に対して ϕ_d の低下が著しいことが分かる。

次に粒子破碎の影響について、図-3.4.11 に礫質大粒径試料の側圧 σ_3 と軸ひずみ20%時換算最小ふるい通過率 B_{ms} の関係を示した。図より花崗岩質試料の方が破碎量は多いにも拘わらず、 ϕ_d の側圧依存性は図-3.4.10(a), (b)より流紋岩質試料の方が大きい。これは、粒子破碎の影響が直接的でないことを示していると思われる。また、図-3.4.7より、大粒径試料の方が粒子破碎量は多いにも拘わらず、図-3.4.10(a), (b)では $\log \sigma_3 \sim \phi_d$ の傾きは一致している。この一致は相似粒度試料によって実材料のせん断強度を推定する上で有用と考えられる。一方、ダイレイタンシー補正された内部摩擦角 ϕ_r と側圧 σ_3 の関係は、図-3.4.10に示すように粒子破碎量が側圧と共に増加する試料ほど、 ϕ_r も増加することがわかる。これは粒子破碎に消費するエネルギーが ϕ_r に含まれることを示唆するものであろう。粒子破碎はダイレイタンシーを減少させる一方で ϕ_r を増加させ、結果的に内部摩擦角 ϕ_d に与える影響が目立たなくなるものと考えられる。

3.4.4 相似粒度試料を用いた実材料のせん断強度予測方法

以上で概観した相似粒度試料の力学的性質に基づき、本研究における実材料のせん断強度予測方法を以下に示した。

- a) 実材料と試験に用いる相似粒度試料の扁平率を測定する。
- b) 原材料と同程度の相対密度で相似粒度試料の供試体を作製する。原材料の相対密度の設定が困難である場合は、便宜的に原材料と同じ程度の締め固めエネルギーで供試体を締め固めればよいと思われる。また、原材料の相対密度推定方法の一つとして、中岡ら⁸⁾の手法に習い室内密度試験から原材料の最大・最小密度を推定し、原材料の密度を測定して相対密度を決定する方法が挙げられる。
- c) 三軸CD試験を任意の側圧下で実施し、 $\log \sigma_3 \sim \phi_d$ の関係をj得る。2種類以上の相似粒度試料を用いて試験をした場合、図-3.4.5のように扁平率と強度差の関係を把握しておく。
- d) c)で得られた扁平率と強度差の関係、もしくは図-3.4.5中のグラフの勾配を参考に、図-3.4.12に示すように実材料と相似粒度試料間の扁平率の差異が強度に与える度合 δ を算出する。
- e) d)の結果より、図-3.4.13のように相似粒度試料から得られる $\log \sigma_3 \sim \phi_d$ の直線

を移動させて原材料の任意の側圧下におけるせん断強度を得る。

本推定法は、相対密度が同一であれば、粒度が異なってもダイレイタンスの発現量が同じであるという実験事実より導いている。ところで、図-3.4.14 に示すように、粒度が大きくなれば間隙比幅($e_{MIN}-e_{MAX}$)が小さくなる。そして($e_{MIN}-e_{MAX}$)はダイレイタンスの発現量と相関があり、($e_{MIN}-e_{MAX}$)が小さい試料ではダイレイタンスの発現量が小さくなること示されている⁹⁾。したがって、大粒径試料の($e_{MIN}-e_{MAX}$)が相似粒度試料よりも小さいと、ダイレイタンス発現量が小さくなり、強度を小さく見積もる可能性がある。一方、粒度が大きくなると同一の相対密度でも密度が大きくなるため、強度が増加する可能性がある。両者の影響は相殺される可能性もあるが、その定量的な評価は行っておらず、今後の検討を要すると考えられる。

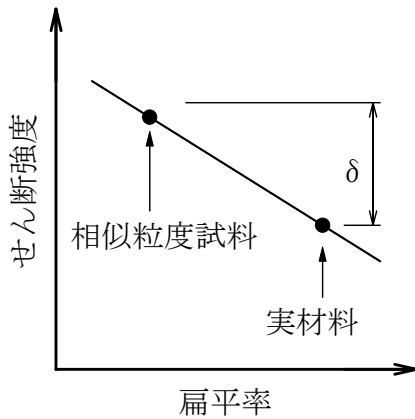


図-3.4.12 相似粒度試料の扁平率 $\sim \phi_d$ の関係概念図

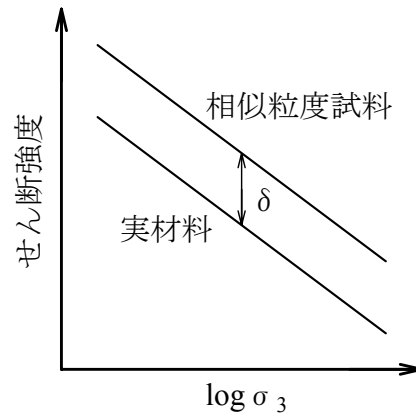


図-3.4.13 相似粒度試料の $\log \sigma_3 \sim \phi_d$ の関係概念図

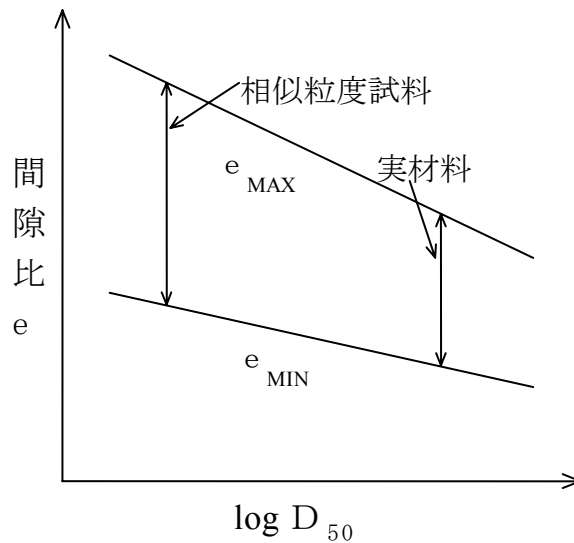


図-3.4.14 相似粒度試料の $e_{MIN}, e_{MAX} \sim \log D_{50}$ 関係概念図

3.5 結論

本章では、主として2種類の母岩から作製された相似粒度粗粒材料を用いて三軸試験を行い、粒子形状と粒子破碎特性が強度定数および、その側圧依存性に与える影響を検討した。得られた結果は以下のようにまとめられた。

- 1) 粒子形状の指標について、相似粒度試料では凹凸係数 FU の測定値にほとんど差がなく、相似粒度試料間における指標としての適用性は限られている可能性がある。一方、Zingg の分類法による扁平率は粒子形状の適当な指標となった。
- 2) 花崗岩質試料の三軸試験結果より、粒度が異なっても相対密度と粒子形状が同一ならば、粒度間の強度差は生じないことがわかった。
- 3) 粒度間において粒子形状が異なる流紋岩質試料では、初期相対密度を揃えても強度差が生じた。そこで、粒子形状が異なる同一粒度試料を用いて三軸試験を行ったところ、粒度に拘わらず扁平率と内部摩擦角の間に良好な相関が確認された。ただし、ストレス～ダイレイタンスー関係は粒子形状の影響を受けないことがわかった。
- 4) 三軸圧縮試験前後の粒子の観察結果により、粒子がその角張りがとれるような形態の破碎を生じる場合、小さい粒子の方が相対的に大きく角が取れることがわかった。
- 5) 強度定数の側圧依存性には粒子形状が影響しており、扁平な試料ほど影響の度合は大きい。
- 6) 強度定数の側圧依存性に与える粒子破碎の影響については、側圧と共に粒子破碎量が多くなると破壊時のダイレイタンスー係数 D_f が抑えられ、内部摩擦角 ϕ_d を小さくする。一方、ダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r は粒子破碎エネルギーを含むので、側圧が大きくなるほど粒子破碎量は増加し ϕ_r は大きくなる。側圧依存性は D_f が ϕ_r よりも大きいため、測定される ϕ_d には粒子破碎の影響が目立たなくなるものと考えられる。
- 7) 同一の母岩から作製された相似粒度試料は相対密度と粒子形状が同一であれば内部摩擦角が等しいという実験結果に基づき、扁平率～内部摩擦角の関係を利用した原材料の内部摩擦角の予測方法を提案した。

3章の参考文献

- 1) 福本武明, 原健夫: 粒状土の粒子強度分布に関する研究, 土木学会論文集, No.596 / III-43, pp.91-99, 1998.
- 2) 野並 賢: 粗粒材料の一次性質がダイレイタンシーと強度特性に及ぼす影響, 神戸大学自然科学研究科修士論文, 1998.
- 3) Vaid, Y. P.: A critical assessment of membrane penetration in the triaxial test, ASTM., pp.115-143, 1984.
- 4) 鶴ヶ崎和博, 平野勝識, 軽部大蔵: 相似粒度に調整した粗粒材料の強度定数特性について, 建設工学研究所報告第 36 号, pp.111-125, 1994.
- 5) 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, 土木学会論文集, No.260, pp.109-118, 1977.
- 6) 鶴ヶ崎和博, 坂井逸作, 山口 充, 徳田尚器, 軽部大蔵: 粗粒材料の強度定数特性に及ぼす供試体形状の影響と粒子破碎特性について, 第 50 回土木学会年次学術講演概要集, 第 3 部(A), pp.336-337, 1995.
- 7) Charles, J. A. and Soares, M. M.: Stability of compacted rockfill slopes, *Geotechnique*, Vol.34, No.1, pp.61-70, 1984.
- 8) 中岡時春, 望月秋利, 坂口 理: 粗粒材を含む盛土材料の締め固め密度の推定, 土木学会論文集, No.499, pp.177~185, 1994.
- 9) Ishihara, K. and Watanabe, T.: Sand liquefaction through volume decrease potential, *Soil and Foundations*, JGS, Vol.16, No.4, pp.61~70, 1976.
- 10) 軽部大蔵, 椎名教之: 粗粒材料の三軸試験について, 建設工学研究所報告第 34 号, pp.101-119, 1992.

第4章 細粒分の含有量が強度特性に及ぼす影響の検討

4.1 序論

本章では、粗粒土に細粒分が混入したときに生じる強度低下を検討するために、三軸圧縮試験を実施した。そして、上記の問題に着目し、細粒土の代わりに内部摩擦角の小さいガラスビーズを、粗粒土として珪砂をそれぞれ用い、その骨格間隙比を一定にした供試体を作製した。実際に細粒土を用いた試料で試験を行う場合は、細粒土の割合に応じて供試体作製方法や排水条件を変える必要がある。一方、ガラスビーズを用いた場合では、供試体の作製が細粒土を用いる場合に比べて容易であり、粗粒土の骨格間隙比を一定にした試料の作製が可能である。さらに透水性に優れているので、粗粒土のみを用いた場合のひずみ速度、試験方法で排水条件の三軸圧縮試験が可能である、これらの理由から、ガラスビーズを用いることとした。比較検討のため、ガラスビーズの代わりに、内部摩擦角が粗粒土とほぼ同じである細粒な珪砂を用いた供試体を用いた実験を行った。なお、細粒分が粗粒度のせん断強度特性に与える影響についての既往の研究成果については、2.1.3 節にその概要をまとめている。

得られた試験結果については、粗粒土のせん断強度の源は土粒子の骨格構造にあるとの認識に基づいて、細粒分がせん断強度に与える影響について考察を行った。あわせて、粒子破碎特性とせん断強度の関係と、ガラスビーズを混入した試料の内部摩擦角の推定方法についても考察を行った。

4.2 試料および試験方法

4.2.1 試料と供試体密度設定方法

試験に用いた粗粒土は、市販の珪砂 1,2 号の $850\mu\text{m}$ ふるい残留分である。この試料の粒子形状は凹凸係数 $FU^2)$ を指標とすると 0.79 である。混入する細粒分としては 2 種類の試料を用いた。一つはガラスビーズ (Glass beads : 以下 GB と呼ぶ) 試料であり、もう一つは珪砂 1,2 号のうち $250\mu\text{m}$ ふるいを通過し、 $106\mu\text{m}$ ふるいに残留した試料(以下細粒珪砂と呼ぶ)である。ガラスビーズの凹凸係数 FU は 0.91 とほぼ球形である。試料の物理特性を表-4.2.1 に示した。GB の最大粒径は粗粒土の最小粒径の $1/8$ 程度である。最大・最小間隙比 e_{max} , e_{min} は、JIS A 1224 「砂の最小密度・最大密度試験方法」に準じて実験を行って測定されたものである。細粒分とした試料は $76\mu\text{m}$ ふるいを通過しないので、日本土質分類法で定義される細粒土ではないものの、粗粒土より十分粒径が小さく、細粒分に相当するものとして取り扱った。

本研究では、細粒分の混入割合が増加した場合に強度が低下するのは、粗粒分土

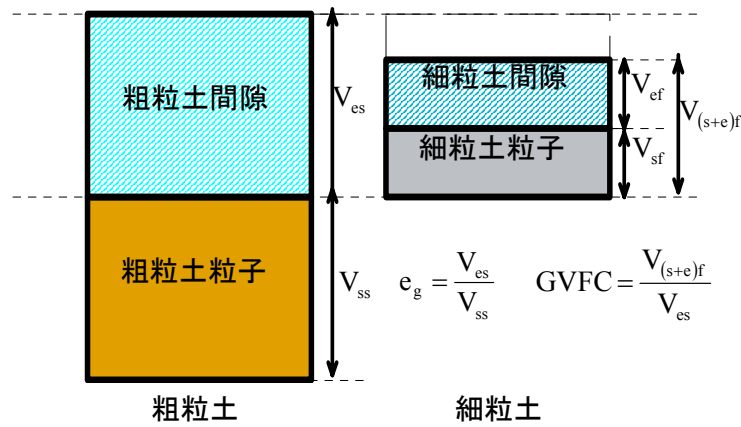


図-4.2.1 骨格間隙比と GVFC の概念図

表-4.2.1 試料の物理特性

Sample	ρ_s (g/cm ³)	Grain Size Range	e_{max}	e_{min}	$e_{max} - e_{min}$	FU
Siliceous Sand (Coarse)	2.625	4.75mm to 850 μ m Sieves	1.010	0.700	0.310	0.79
Siliceous Sand (Fine)		250 μ m to 106 μ m Sieves	1.248	0.740	0.508	
Glass Beads	2.468	0.125 to 0.105mm	0.657	0.509	0.148	0.91

粒子間のかみ合わせの低下によるものであるとの考えに基づき，細粒分含有率の設定方法として以下に示す骨格間隙比の概念³⁾，および粗粒土の骨格間隙中に占める細粒分の総体積の割合を示す Rate of Gross Volume of Fine Content to Void（細粒分体積比，以下 GVFC と略す）を用いた。

骨格間隙比 e_g は，次式で表される。

$$e_g = \frac{(V_{es} - V_{(s+e)f}) + (V_{sf} + V_{ef})}{V_{ss}} = \frac{V_{es}}{V_{ss}} \quad (4.1)$$

- ただし，
 V_{ss} : 粗粒土の固体分の体積，
 V_{es} : 粗粒土のみでの間隙の体積
 $V_{(s+e)f}$: 細粒分が占める総体積 (= $V_{sf} + V_{ef}$)
 V_{sf} : 細粒分の固体分の体積
 V_{ef} : 細粒分のみでの間隙の体積

また，GVFC は次式で示される。

$$GVFC = \frac{V_{(s+e)f}}{V_{es}} \quad (4.2)$$

細粒分の混入量を表す指標として GVFC を用いたのは，以下の理由による。中間

土の強度特性は、細粒分の質量比のみならず、密度の大小によっても支配されていると考えられる。しかし細粒分含有率 F_c のような、細粒分の質量比を中間土の強度特性を表す指標として採用すると、密度の影響を適切に反映することができない。粗粒土の骨格構造が強度特性を支配しているとする、細粒分の質量比よりも供試体の密度、すなわち細粒分の分布状態に着目した指標の方が適切であると考えられる。一方、GVFC は粗粒土の間隙に細粒分がどれだけ存在しているかを表した指標であるため、今回のように粗粒土の骨格構造に与える細粒分の影響を検討する場合には、有効な指標になると考えられる。

骨格間隙比と GVFC の概念図を図-4.2.1 に示した。粗粒土の骨格間隙比に着目した相対密度を全ての試料で 50% とし、細粒分混入割合は、細粒珪砂および GB 試料ともに、GVFC=0 (粗粒土のみ)、0.1、0.3、0.5 の 4 種類に変化させた。試料に混入させる細粒分量の設定方法については、以下の仮定のもとに設定した。図-4.2.1 に示したように、粗粒土の間隙を全て細粒土粒子が埋めるわけではなく、細粒土のみで存在したときに有する間隙をともなって粗粒土の間隙を埋めるものと考えられる。そこで、細粒分のみ相対密度も粗粒分の相対密度と同じになるとして、試料に混入させる細粒分量を設定した。実際には、細粒土の分量が少ない場合は細粒土のみの骨格を形成せずに粒子がばらばらになっていたり、粗粒子骨格の中にある細粒土が粗粒土と同等の締固めがなされないなどの状態が想定されるが、力学的性質が異なる細粒珪砂とガラスビーズを比較する場合、同一量を混入した試料で比較するよりも相対密度を揃えた方が適切と考えられるため、本方法によって細粒分量を設定した。また、供試体を三軸セル内に設置する前に、19.6kPa の負圧を与えた状態で供試体を自立させ、供試体の諸元を確認した。この状態での相対密度および GVFC を調整することは、細粒分材料および混入割合によって圧縮特性が異なるために困難であった。よって試験条件としての相対密度と GVFC は、すべて試料をモールド内に投入し、締固めを終了した時点の値とした。

このような細粒分混入割合設定方法のもとで得られる、粗粒土に GB を混入した試料 (以下、GB 混入試料と呼ぶ) と、粗粒土に細粒珪砂を混入した試料 (以下、細粒珪砂混入試料と呼ぶ) の粒径加積曲線を、それぞれ図-4.4.2 および図-4.4.3 に示

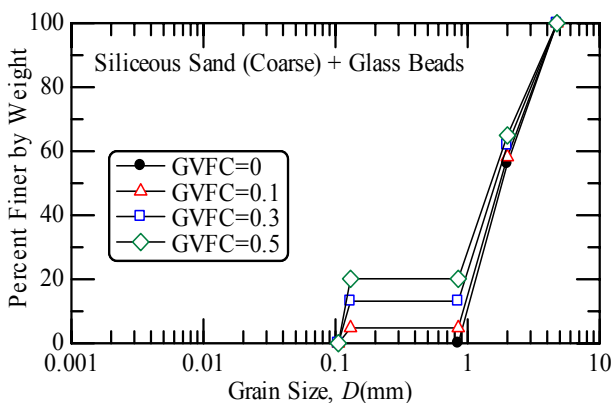


図-4.2.2 GB 混入試料の粒度曲線

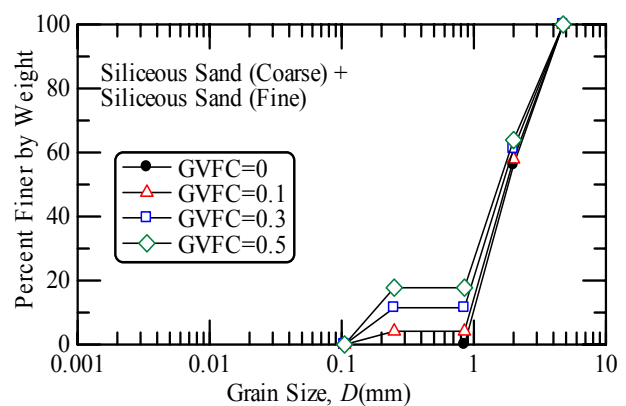


図-4.2.3 細粒細砂混入試料の粒度曲線

表-4.2.2 供試体諸元

Sample	GVFC	Volume Fine Content, $F_c(\%)$	Mass of Coarse-Grained Fraction, $M_{ss}(g)$	Mass of Fine-Grained Fraction, $M_{sf}(g)$	Initial Void ratio
Siliceous Sand (Coarse)	0	0	278.0	0	0.855
Siliceous Sand (Coarse) + Glass Beads	0.1	5.1		14.0	0.760
	0.3	13.8		42.0	0.596
	0.5	21.1		70.0	0.461
Siliceous Sand (Coarse) + Siliceous Sand (Fine)	0.1	4.1		12.0	0.774
	0.3	11.5		36.0	0.632
	0.5	17.8		60.0	0.511

GVFC, which is author's parameter, is the rate of gross volume of fine content to void.

した。また、供試体の諸元を表-4.4.2 に示した。

4.2.2 供試体作製方法の検討

供試体の作製に際して、粗粒土と GB が供試体内で均一に混入するよう、紙製モールド(直径 50mm×高さ 100mm)を用いて次に示す 4 種類の方法により検討を行い、適当な作製方法を採用することにした。なお、ここで行った予備検討では、すべての供試体作製方法において GB が供試体全体の体積に対する含有率を 10%に設定した。

比較した供試体作製方法は以下の通りである。

- (a) 気乾状態の各試料を 5 等分し、モールド内に粗粒土を投入した後、GB をその上から投入して、一層毎にモールド側面をプラスチックハンマーで打撃して締固めた。
- (b) 気乾状態の各試料を 5 等分し、それぞれをあらかじめ混合した後、モールド内に投入して一層毎にモールド側面をプラスチックハンマーで打撃して締固めた。この方法は、砂と粘土を混合した中間土の試験でよく行われる。
- (c) 気乾状態の各試料を 5 等分し、各層毎に粗粒土（珪砂）分と GB 試料を混合し脱気水に浸し 24 時間脱気した後、脱気水を適当な水位まで満たしたモールド内に試料を少量ずつ投入し、一層毎にモールド側面をプラスチックハンマーで打撃して締固めた。この方法は、水中落下法⁴⁾の一種と判断される。
- (d) 気乾状態の各試料を 5 等分し、モールド内に適度に水分を含ませて不飽和状態とした粗粒土を投入し、その上から GB 試料を投入して直径 1cm の突き棒で一層毎に所定の密度になるまで突固めた。この方法により、砂粒子の周りに GB をメニスカスで付着させて GB の打撃に伴う落下を少なくすることにより試料が均一に混入されるようにし、突固めの対象層以下への影響を最小限に抑える

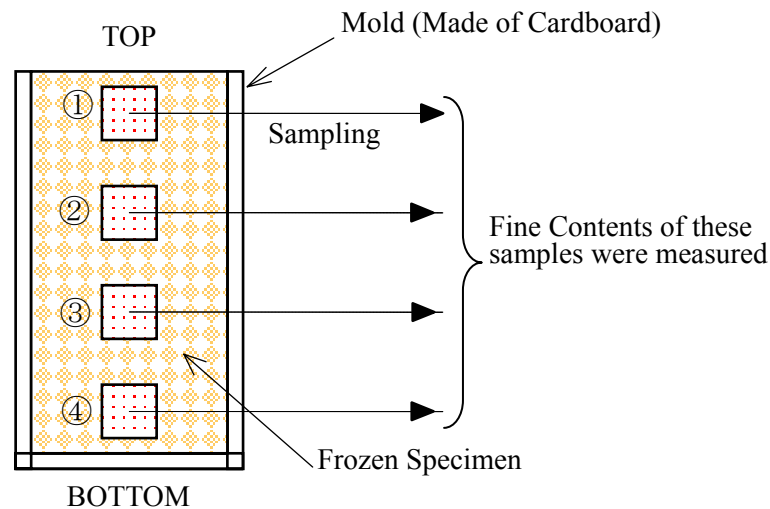


図-4.2.4 GB 混入試料の細粒分含有率測定方法概念図

ことを目指したものである。

これらの方法により作製された供試体を凍結した後、図-4.2.4 に示すように供試体の高さ 2.5cm ごとに切断して各部分の GB 試料の体積含有率を測定した。図-4.2.5 は供試体高さごとに GB 試料の体積含有率を示したものである。図-4.2.5 より、作製方法(d)は GB 試料の分布が供試体の高さ方向にほぼ均一分布しているのに対し、作製方法(a), (b)では供試体の締固め時の影響により GB 試料が下部に集まってしまふことがわかる。また作製方法(c)もやや GB 試料の分布の偏りが見られる。なお、GB 試料の

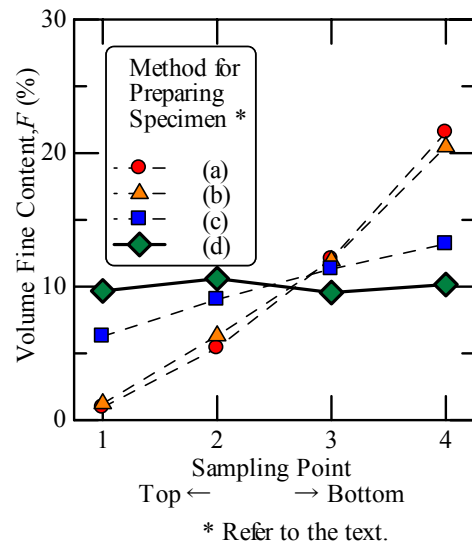


図-4.2.5 供試体作製方法の違いによる GB 分布量

かわりに細粒分として細粒珪砂を用いた場合も、同様の傾向が得られた⁵⁾。よって本研究で用いる供試体の作製方法としては、細粒土を混入する場合はすべて作製方法(d)を採用することにした。このときの供試体内の細粒分は、メニスカス力によって粗粒土の周りに付着させているため、粗粒土の単位表面積あたりに均等に分布しているものと推測される。このため、細粒分の混入量が少ない場合でも、粗粒土同士の粒子接点に細粒分が入り込む割合が高くなると考えられる。

4.2.3 試験条件

所定の混入割合で作製した直径 5cm、高さ 10cm の供試体を用いて、等方圧密後に側圧一定の排水条件で三軸圧縮試験を行った。三軸圧縮試験機の概要については

3.2.2 節に示している．三軸圧縮試験の圧密過程では，急激な増圧によるメンブレンの破損を防止するため，所定の等方応力まで段階的に側圧を増した．供試体のメンブレン貫入量は，3.2.2 節で示した理由により Vaid⁶⁾の提案する方法により補正を行った．軸圧縮過程は，0.2%/min のひずみ制御により，側圧一定の排水条件で行った．側圧は，49,98,196,294,490kPa の 5 種類を設定した．

また，三軸試験後に粒子破砕量を評価するため，3.2.2 節に示したのと同様の方法で再度粒度試験を実施した．

4.3 試験結果の整理

表-4.3.1 に各試料の供試体諸元と破壊時の諸定数を示した。

表-4.3.1 各試料の供試体諸元と破壊時の諸定数

Sample	GVFC	Confining Pressure, σ_3 (kPa)	Initial Void Ratio, e_0	Void Ratio at Failure, e_f	Deviator Stress at Failure, q_f (kPa)	Axial Strain at Failure, ϵ_a (%)	Internal Friction Angle, ϕ_d (deg.)	Corrected Internal Friction Angle, ϕ_r (deg.)	Dilatancy Rate at Failure, D_f
Siliceous Sand (Coarse)	0	49	0.83	0.83	182	6.2	40.5	33.8	0.29
		98	0.82	0.81	332	10.0	39.0	35.3	0.16
		196	0.83	0.76	583	11.8	36.7	37.2	-0.02
		294	0.82	0.72	832	17.1	35.9	38.6	-0.12
		490	0.82	0.62	1314	23.3	34.9	39.3	-0.19
Siliceous Sand (Coarse) + Siliceous Sand (Fine)	0.1	49	0.76	0.77	200	9.4	42.2	34.3	0.34
		98	0.76	0.74	369	9.7	40.8	35.1	0.25
		196	0.75	0.68	635	10.7	38.2	37.6	0.03
		294	0.75	0.62	898	17.0	37.2	39.0	-0.08
		490	0.75	0.56	1375	19.4	35.7	39.5	-0.16
	0.3	49	0.62	0.65	223	6.1	44.0	34.8	0.40
		98	0.62	0.61	389	6.3	41.7	36.1	0.24
		196	0.62	0.56	695	12.4	39.7	37.9	0.08
		294	0.61	0.53	988	12.8	38.8	38.5	0.02
		490	0.62	0.49	1511	15.8	37.3	39.5	-0.09
	0.5	49	0.51	0.53	265	3.6	46.9	32.6	0.61
		98	0.50	0.51	450	5.4	44.2	34.9	0.40
		196	0.50	0.48	874	5.4	43.7	37.4	0.27
		294	0.50	0.46	1187	8.1	42.0	38.2	0.17
		490	0.50	0.43	1773	9.8	40.1	38.6	0.06
Siliceous Sand (Coarse) + Glass Beads	0.1	49	0.72	0.73	179	9.6	40.2	34.2	0.26
		98	0.72	0.70	348	10.8	39.8	34.6	0.23
		196	0.72	0.63	609	12.5	37.5	36.2	0.06
		294	0.71	0.63	869	12.1	36.6	37.3	-0.03
		490	0.72	0.55	1365	19.5	35.6	39.2	-0.16
	0.3	49	0.58	0.61	149	12.9	37.1	31.3	0.25
		98	0.57	0.56	282	11.1	36.1	31.9	0.19
		196	0.57	0.51	572	12.0	36.4	34.8	0.07
		294	0.57	0.49	859	13.0	36.4	36.8	-0.02
		490	0.57	0.44	1359	16.7	35.5	37.5	-0.09
	0.5	49	0.45	0.47	137	13.8	35.6	30.6	0.22
		98	0.44	0.43	250	10.5	34.1	30.6	0.16
		196	0.44	0.41	519	14.0	34.7	33.5	0.06
		294	0.44	0.38	869	12.4	36.6	34.4	0.10
		490	0.44	0.34	1355	17.8	35.5	35.5	0.00
Glass Beads	—	49	0.57	0.58	94*	1.5	29.3	16.3	0.55**
		98	0.58	0.60	194*	2.7	29.8	17.1	0.54**
		196	0.57	0.58	444*	1.4	32.1	15.8	0.69**
		294	0.58	0.59	695*	2.0	32.8	16.8	0.68**
		490	0.58	0.58	973*	1.9	29.9	17.2	0.53**

GVFC, which is author's parameter, is the rate of gross volume of fine content to void.

* Principal stress difference at failure

** Maximum dilatancy rate at failure

4.3.1 等方圧密過程

図-4.3.1(a), (b)に GB 混入試料と細粒珪砂混入試料の圧密圧力 490kPa まで圧密した場合の圧密圧力～間隙比の関係を示した。この図より、今回の圧密圧力の範囲であれば、いずれの細粒分混入量においても圧密圧力～間隙比に変曲点は見られないことがわかる。

4.3.2 軸圧縮過程

図-4.3.2(a),(b)にそれぞれ GB 混入試料と細粒珪砂混入試料の側圧 49kPa 時における軸ひずみ～主応力差, 体積ひずみ関係を示した。同様に, 図-4.3.3(a),(b)に側圧 98kPa のものを, 図-4.3.4(a),(b)に側圧 196kPa のものを, 図-4.3.5(a),(b)に側圧 294kPa のものを, 図-4.3.6(a),(b)に側圧 490kPa のものを示した。本研究では, 主応力差が最大となる点を供試体の破壊とした。

なお, GB 試料のみの試験も別途実施している。この試験における軸ひずみ～主応力差はばらつき大きい挙動を示した。このため, GB 試料のみの試験については体積変化率最大点を破壊点とした。このときの主応力差はほぼ最大値を示していた。GB 試料のみの内部摩擦角 ϕ_d およびダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r は側圧依存性は見られず, ϕ_d は約 31° , ϕ_r は約 17° と, 珪砂のみの試料よりも小さい値を示した。

図-4.3.2～4.3.6 において主応力差に着目すると, GB 混入試料では, 側圧が小さいときは混入量の増加に対応して主応力差が低下し, 破壊時の軸ひずみは大きくなる傾向を示している。しかし側圧が大きくなるにつれて, 混入量が多くなると若干主応力差が大きくなるが, 破壊時の軸ひずみは小さくなる傾向を示している。一方細粒珪砂混入試料では, 側圧の大きさに拘わらず混入量の増加に対応して強度が大き

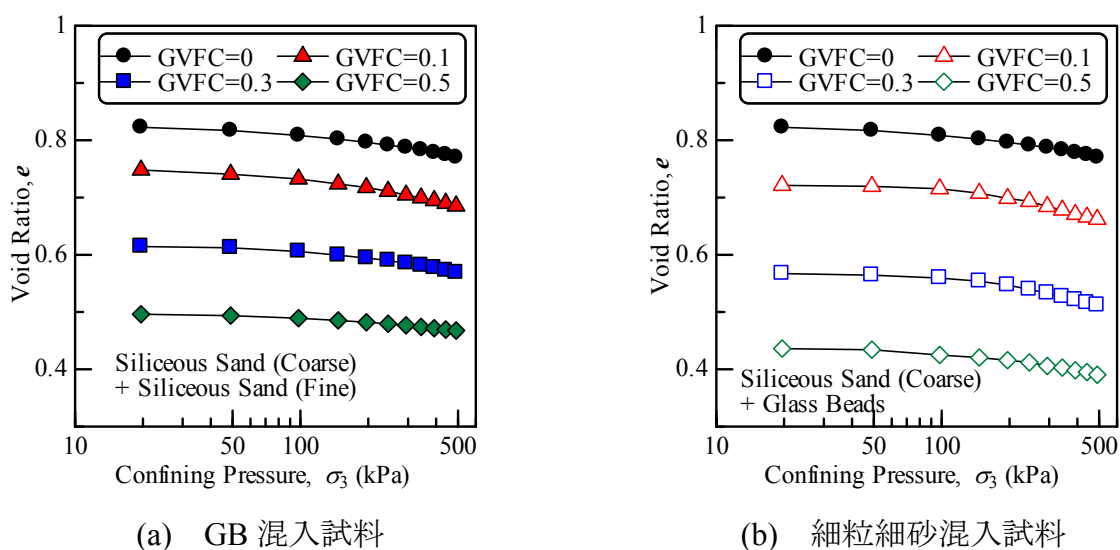
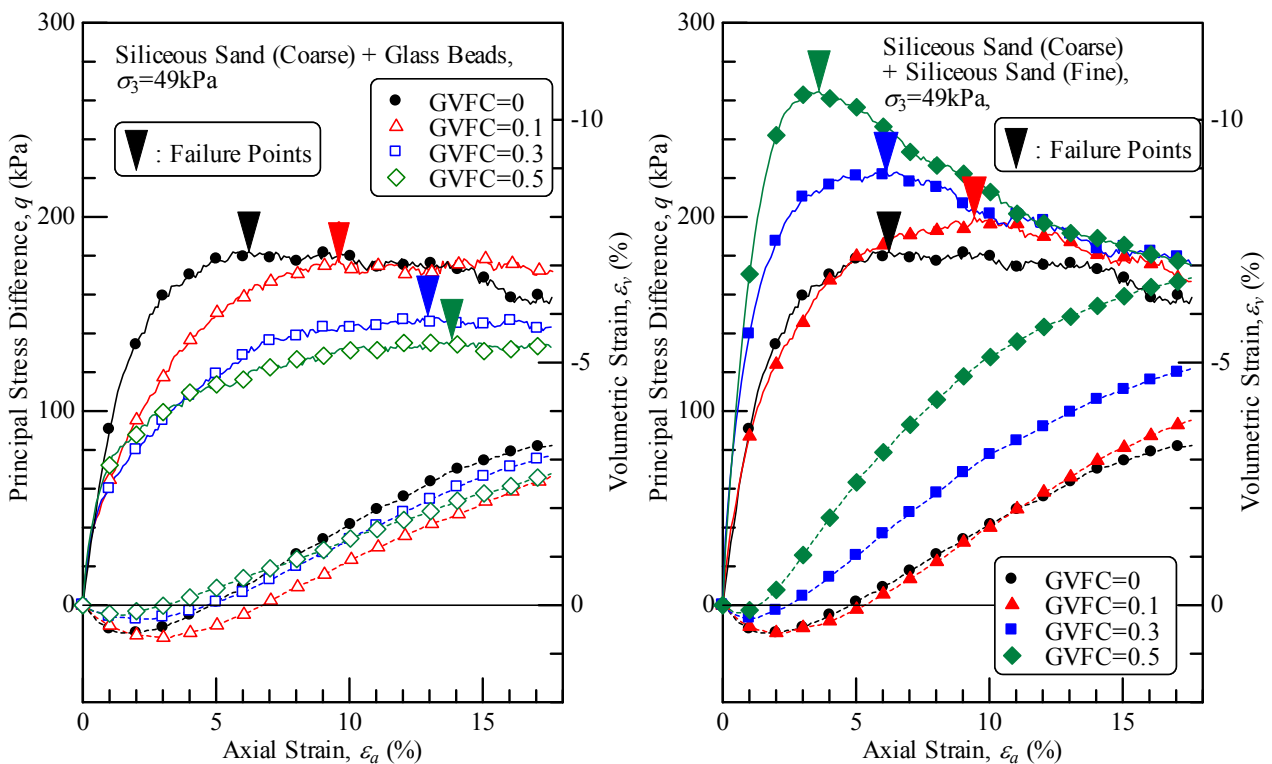


図-4.3.1 圧密圧力～間隙比関係

くなり、破壊時の軸ひずみが小さくなる傾向を示している。したがって、GB 試料の混入がせん断強度に与える影響は側圧によって変化するが、細粒細砂混入試料は側圧に拘わらず、混入量の増加によりせん断強度・剛性ともに大きくなるものと考えられる。

体積ひずみの傾向としては、両試料とも側圧が小さいときの試験初期の体積圧縮傾向は、GVFC=0 の場合より GVFC=0.1 の場合の方が圧縮量は大きい。これは、混入割合が少ないうちは細粒分が混入することにより、粗粒土粒子の移動が活発となり、圧縮量を増加させるためであると考えられる。佐藤ら⁷⁾が行った、豊浦砂に DL クレーを混入した試料の液状化試験においては、GVFC=0.1 のときの F_c に相当する $F_c=5\%$ のときの液状化強度が大きくなっている。今回の結果と合わせて考察すると、少量の細粒分は粗粒土粒子の移動を活発化させ、ダイレイタンシーの発生量を大きくさせるものと考えられる。佐藤らの $F_c=5\%$ のときの液状化試験の結果は、ダイレイタンシーの発生量が多くなって液状化強度が大きくなったものと推察される。

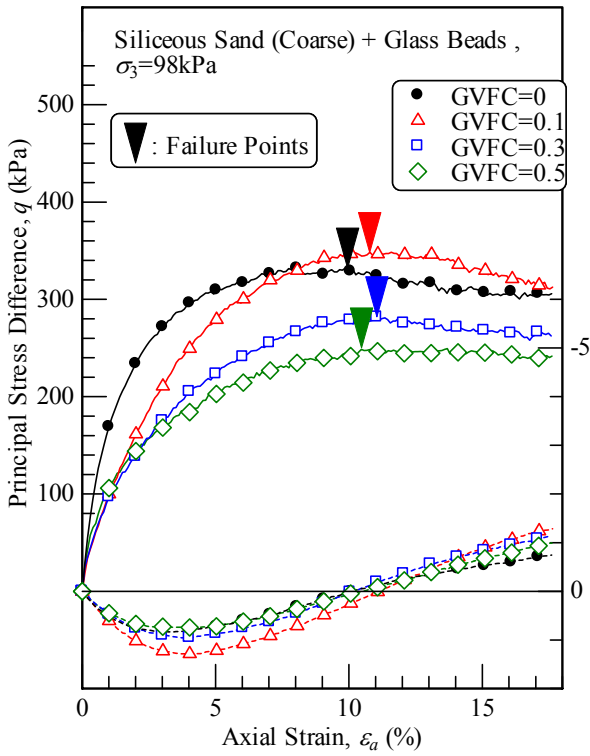
次に試験終了直前の体積ひずみに着目する。GB 混入試料では、細粒分が増加すると側圧が小さい場合は圧縮傾向であるが、側圧が大きくなるにつれて膨張傾向となり、細粒分混入量の増加は体積ひずみの発生量を抑える効果があるものと考えられる。一方、細粒珪砂混入試料では、細粒分が増加すると側圧に拘わらず、破壊時の体積ひずみは膨張傾向を示している。



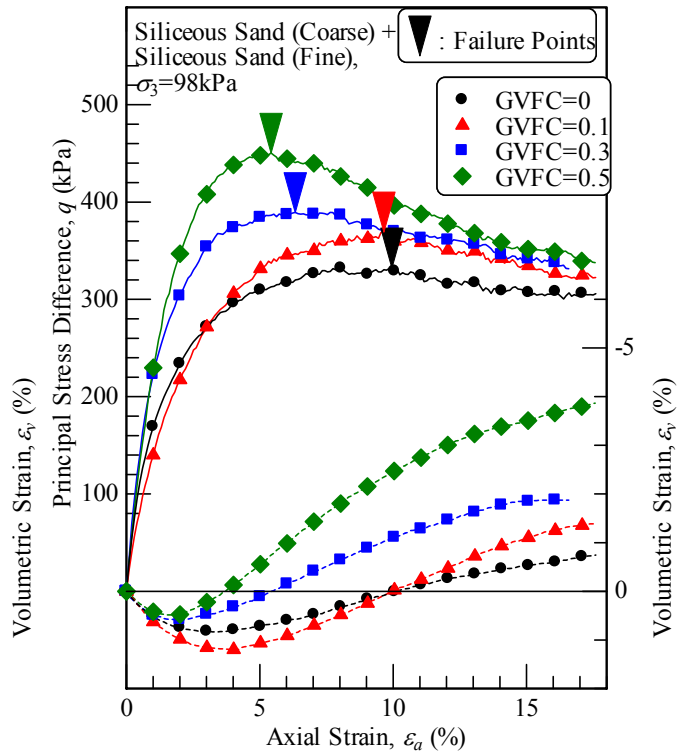
(a) GB 混入試料

(b) 細粒細砂混入試料

図-4.3.2 側圧 49kPa 時の応力～ひずみ関係

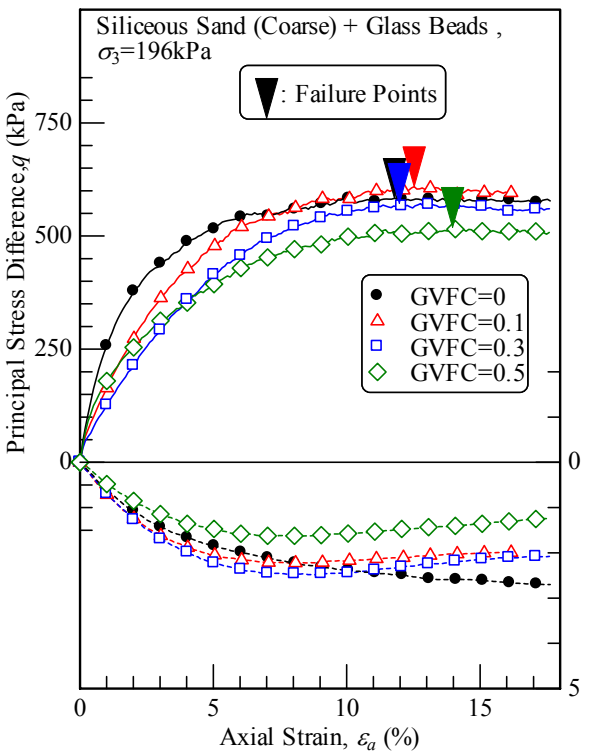


(a) GB 混入試料

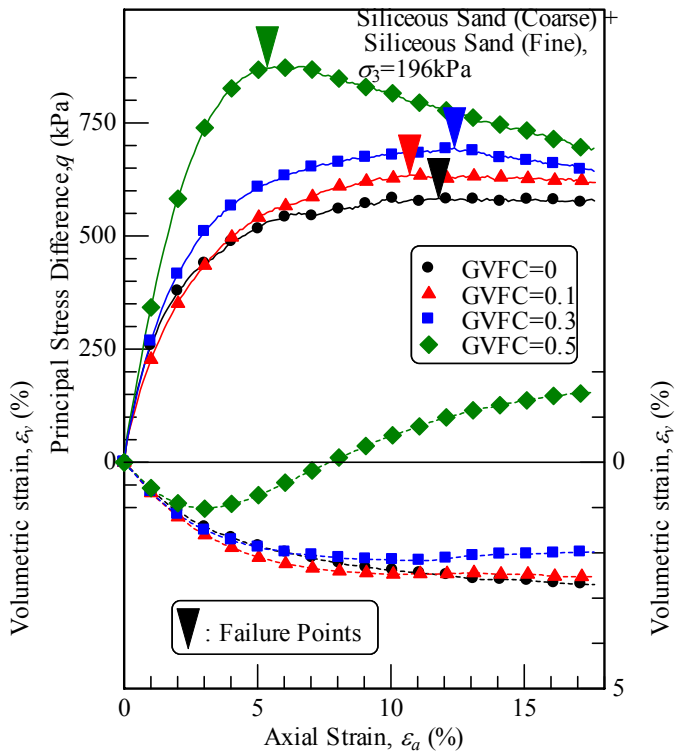


(b) 細粒細砂混入試料

図-4.3.3 側圧 98kPa 時の応力～ひずみ関係

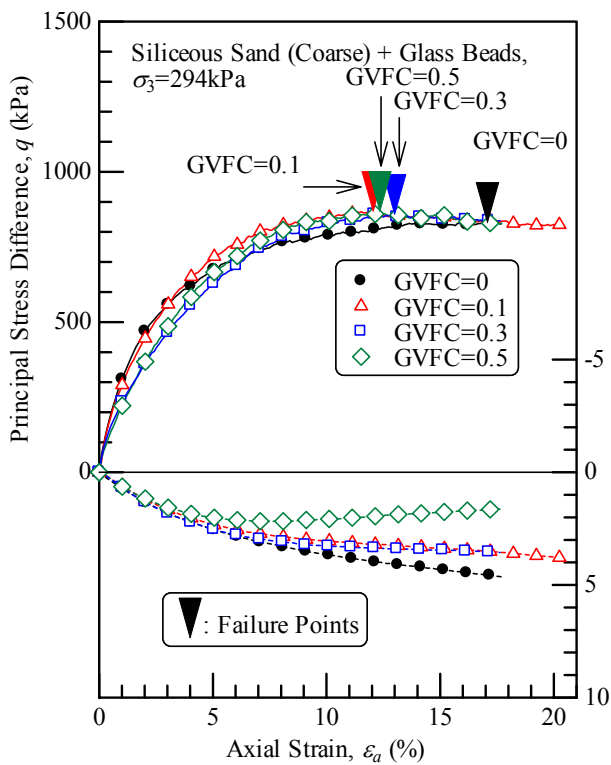


(a) GB 混入試料

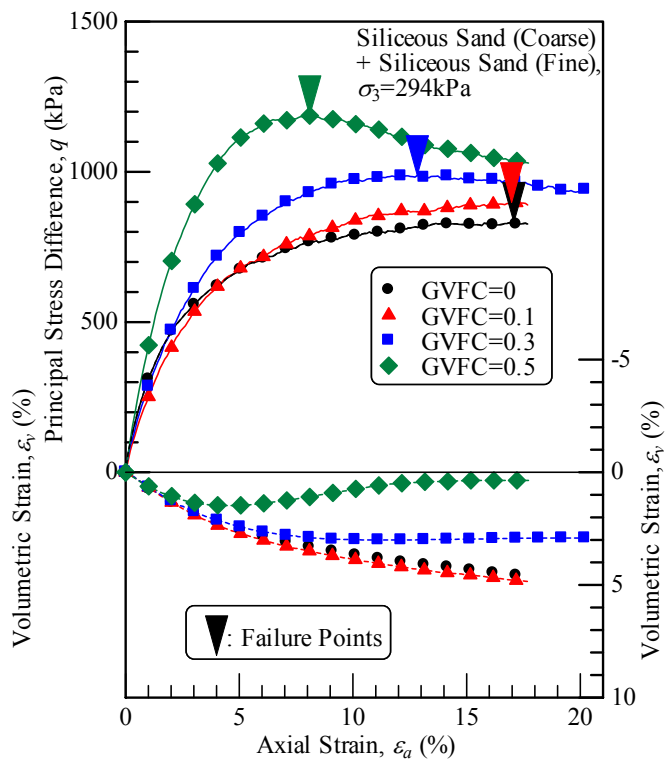


(b) 細粒細砂混入試料

図-4.3.4 側圧 196kPa 時の応力～ひずみ関係

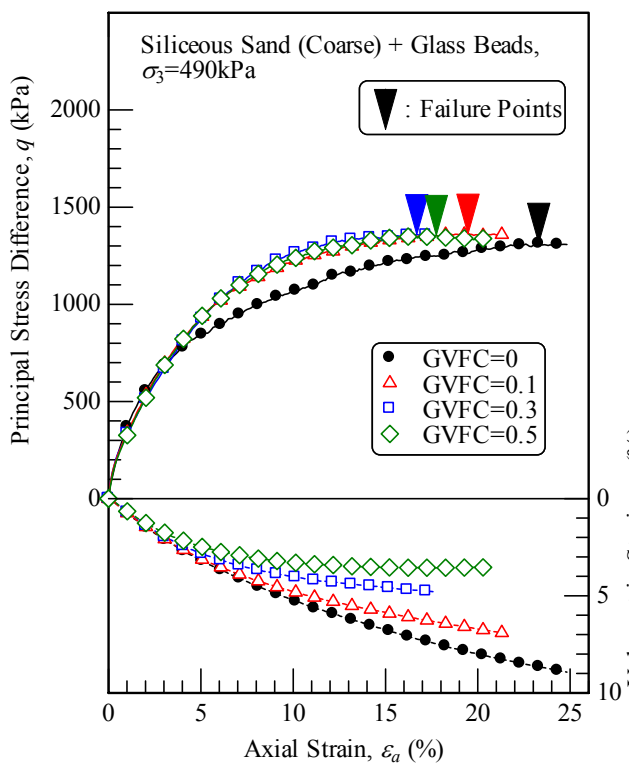


(a) GB 混入試料

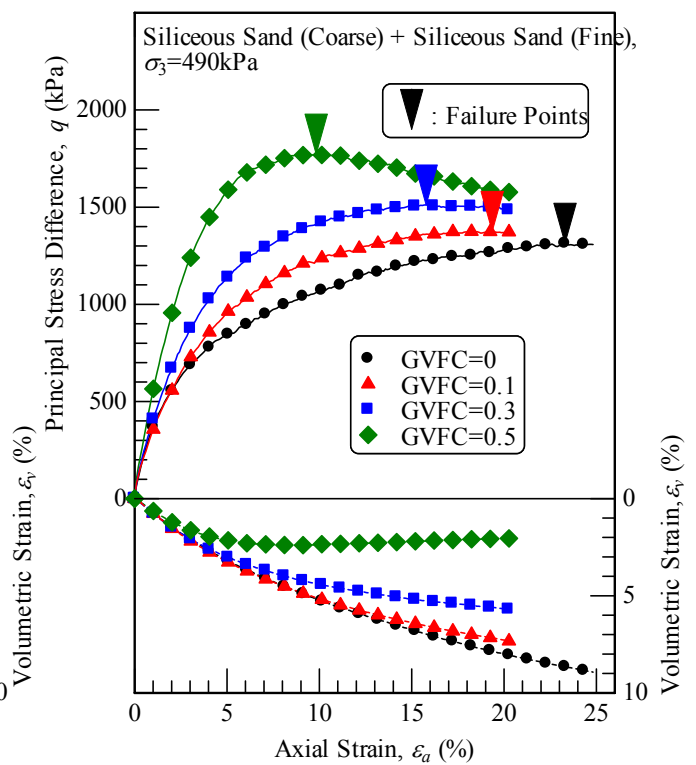


(b) 細粒細砂混入試料

図-4.3.5 側圧 294kPa 時の応力～ひずみ関係



(a) GB 混入試料



(b) 細粒細砂混入試料

図-4.3.6 側圧 490kPa 時の応力～ひずみ関係

4.4 強度特性に関する考察

4.4.1 グラスビーズ混入試料と細粒珪砂混入試料の強度比較

せん断強度に細粒分がどのような影響を与えているかを考察するため、破壊時の強度定数について GB 混入試料と細粒珪砂混入試料の比較を行った。図-4.4.1(a)には GB 混入試料の側圧 $\log \sigma_3 \sim$ 内部摩擦角 ϕ_d の関係と側圧 $\log \sigma_3 \sim$ ダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r の関係を示した。図-4.4.1(b)には側圧 $\log \sigma_3 \sim$ 破壊時のダイレイタンスー係数 D_f の関係を示した。また、図-4.4.2 には細粒細砂混入試料の同じ関係を示した。なお、試験に用いた試料が珪砂とガラスビーズであり、共に飽和状態では粘着力を持たないと見なされるような試料であるため、3.4.1 節の図-3.4.1 に示したように粘着力を 0 として内部摩擦角を求めている。

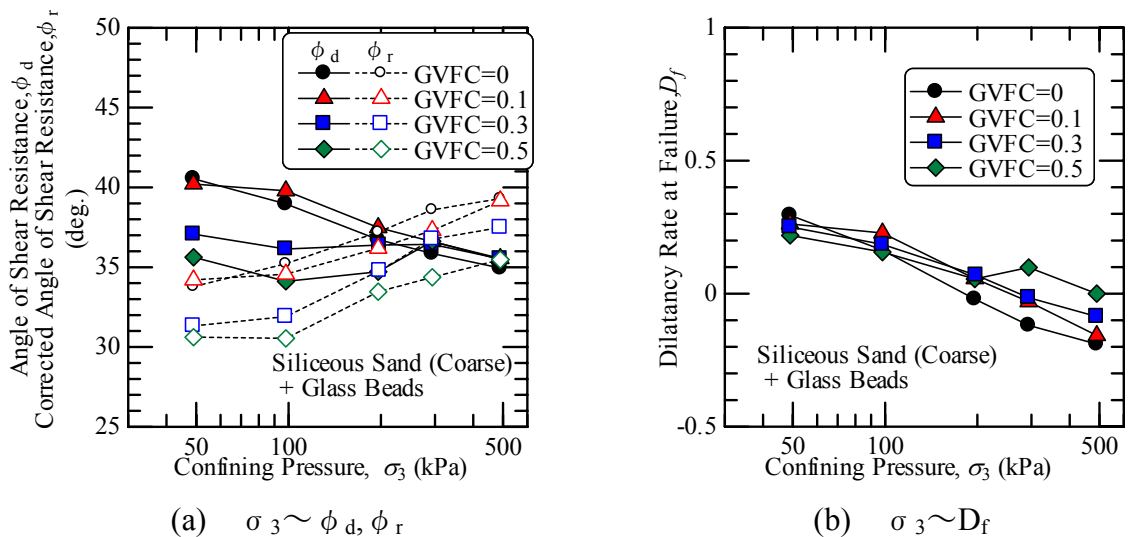


図-4.4.1 GB 混入試料の強度成分

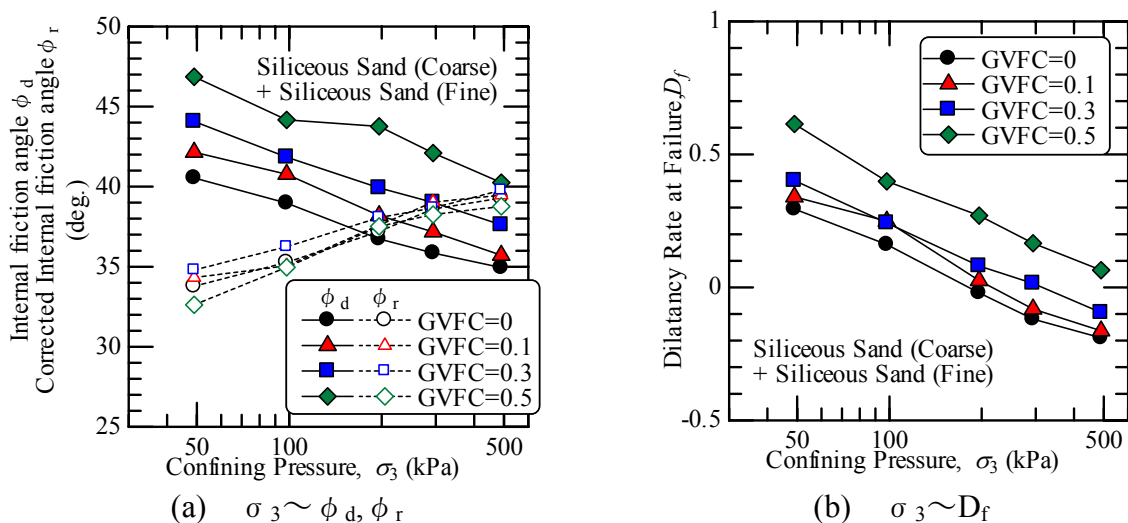


図-4.4.2 細粒珪砂混入試料の強度成分

図-4.4.1 において、GB 混入試料では、側圧が小さいと ϕ_d の混入量による差が大きく、混入量が増えると ϕ_d は小さくなる傾向を示している。しかし、側圧が増加するに連れて混入量による強度差は小さくなっていることがわかる。強度成分別に見ると、 ϕ_r は側圧に関係なく、混入量が増加すると常に小さくなる傾向を示している。 D_f は低側圧下では混入量に比例して大きくなるが、高側圧下では逆に混入量に比例して小さくなっている。したがって、 ϕ_d について側圧が大きくなるに連れて混入量による強度差が小さくなる

傾向が示されるのは、 ϕ_r と D_f の混入量による傾向差が互いに影響を与えているためと考えられる。また、GB の混入割合が小さくとも強度低下が生じている。大嶺、落合⁸⁾は細粒分として粘土、粗粒分として珪砂を用いて細粒分が強度低下に与える影響を調べている。そして細粒分がある含有率に達するまで強度低下しないという結果を示しているが、今回はそのような傾向は見られなかった。これは両者の供試体作製方法の違いに起因していると考えられ、今回用いた供試体は GB の混入量が少ないうちから均一に分布しているため、GB の摩擦係数の影響が、混入量に対して敏感に反応したものと考えられる。

一方、図-4.4.2 より、細粒珪砂混入試料では混入量に比例して ϕ_d は大きくなっており、混入量の違いによる強度の側圧依存性の違いは見られないことがわかる。強度成分別に見ると、混入量に比例して D_f が大きくなるが、 ϕ_r は混入量に拘わらず側圧に対して一定となっている。したがって混入量による強度差は、 D_f の差によるものと考えられる。ただし、細粒珪砂と粗粒土の物性がほぼ同じであるため、混入量に比例して ϕ_d が大きくなるのは、単に密度増加による効果である可能性がある。図-4.4.3 は、岩橋ら⁹⁾が行った豊浦砂について密度を変化させて直接せん断試験を行った結果を示している。今回用いた粗粒土と豊浦砂とでは、粒径や粒子形状が異なっているものの、ともに貧粒度で細粒分を含んでおらず、締固め特性に大きな差異はないものと判断される。この図から、豊浦砂では側圧が小さい場合、相対密度が大きいほど内部摩擦角が大きくなるが、側圧が大きくなると相対密度による強度差が小さくなることがわかる。三浦、山内¹⁰⁾が行った豊浦砂を用いた三軸圧縮試験結果においても、密詰め供試体の強度の側圧依存性がゆる詰め供試体よりも大きいことを示しており、直接せん断試験と同様の傾向が確認されている。一方、本研究における結果では高側圧下でも混入量が多くなると内部摩擦角は大きくなっており、両者は別の傾向を示していることがわかる。したがって、今回の結果において細粒細砂の混入量が多くなると強度が大きくなるのは、密度増加による効果だけではな

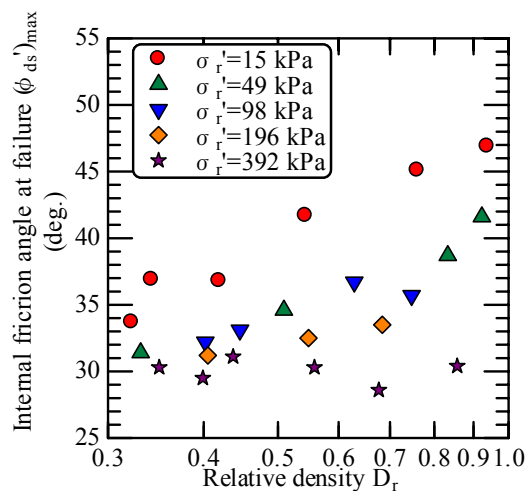


図-4.4.3 豊浦砂の内部摩擦角～相対密度関係⁹⁾

く、細粒分が強度に影響を与えているためと考えられる。

図-4.4.1, 4.4.2 に示された傾向は、粗粒土の骨格構造の形成と消失が粗粒土のせん断強度特性を支配し、細粒分は粗粒土同士のかみあわせを阻害する効果と、粗粒土の移動を抑えようとする効果の 2 つに影響を与えていると考え、図-4.4.4 の模式図を用いて以下のように説明される。細粒珪砂混入試料と GB 混入試料の傾向の違いは、細粒分の粒子間摩擦角の差が原因していると考えられる。GB 混入試料は GB の粒子間摩擦角が粗粒土よりも小さいため、混入量と比例して ϕ_r が小さくなる。また、正のダイレイタンスーが卓越する範囲では、GB が粗粒土同士のかみ合わせ効果を小さくさせるため、GB 混入量と比例してダイレイタンスーの発生量が抑えられる。側圧が大きくなると体積変化は収縮方向に卓越するが、GB が粒子の移動を抑えるため、GB 混入量と比例して収縮量は小さくなる。一方、細粒珪砂を混入した場合は粒子間摩擦角が粗粒土と同程度であるため、細粒珪砂混入試料の ϕ_r に混入量の差は見られず、また、正のダイレイタンスー量を大きくさせているのは、細粒細砂が粗粒土の移動を抑えようとする力を発揮するためであると考えられる。

次に、GB 混入試料と細粒珪砂混入試料のストレス～ダイレイタンスー関係を図-4.4.5 に示した。(a),(c),(e)が GB 混入試料で、(b),(d),(f)が細粒珪砂混入試料であり、三軸試験の側圧ごとに整理を行っている。これより、細粒珪砂混入試料については、ダイレイタンスー係数が 0 のときのせん断抵抗係数 (Y 切片)、およびストレス～ダイレイタンスー関係の傾きが、細粒分の含有量、および側圧に拘わらず同じであることがわかる。したがって、細粒分と粗粒分の物性がほぼ同じ試料の場合、細粒分の混入量はストレス～ダイレイタンスー関係に影響を与えないものと考えられる。

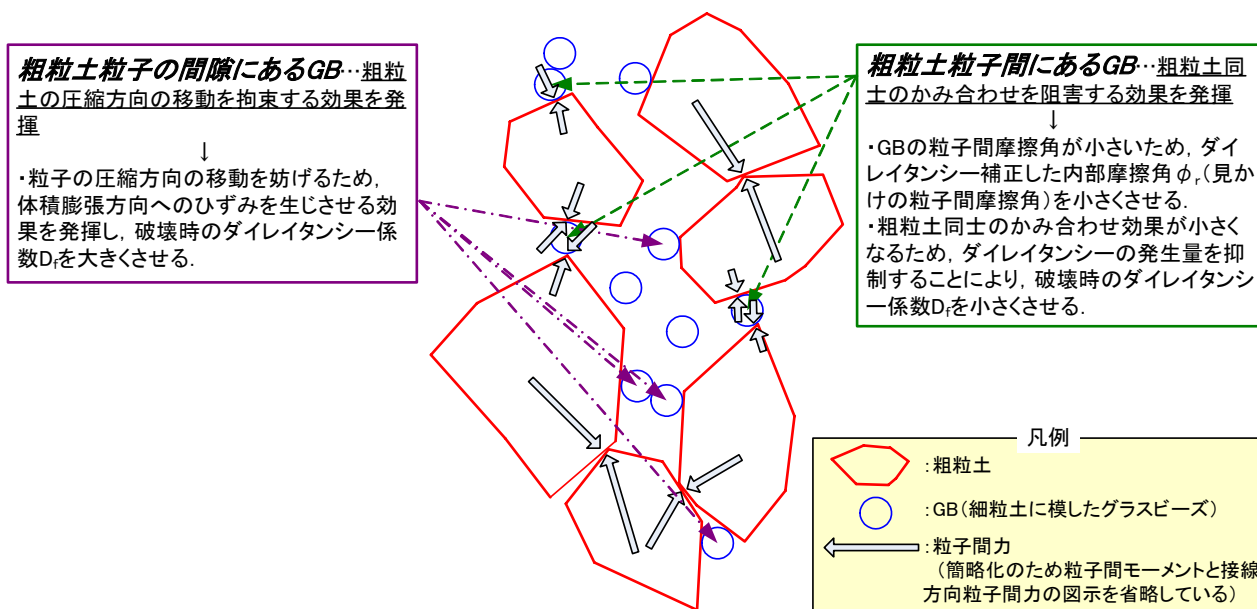
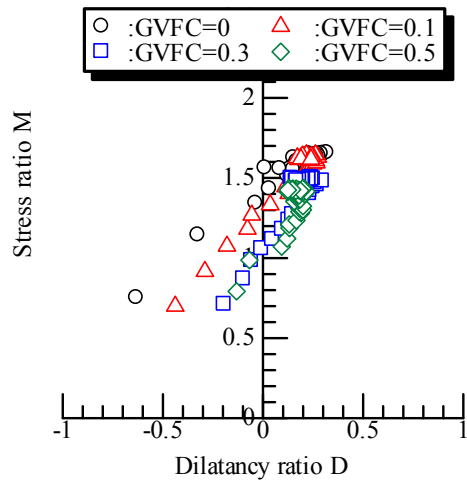
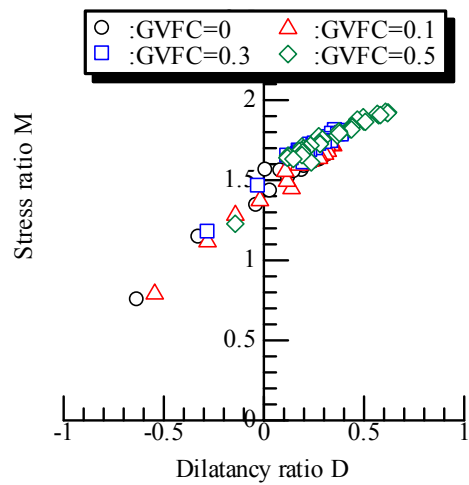


図-4.4.4 GB が混入した試料が強度特性に与える影響の模式図

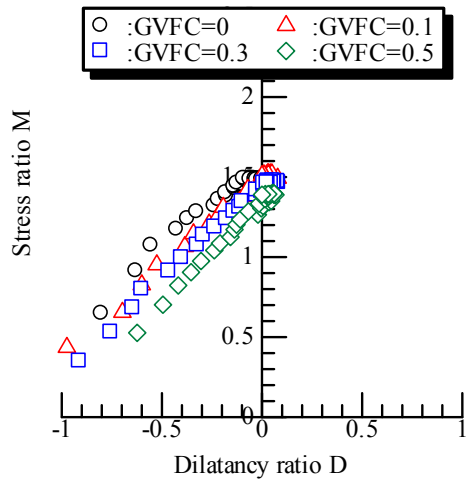
一方、GB 混入試料については、ストレス～ダイレイタンスー関係の傾きは混入量に拘わらずほぼ同じであるのに対し、ダイレイタンスー係数が0のときのせん断抵抗係数は混入量が増加するにつれて小さくなることがわかる。したがって、細粒分と粗粒分の物性が異なる場合、細粒分の混入量はストレス～ダイレイタンスー関係におけるY切片の大きさに影響を与えるものと考えられる。ただし、今回試験を行った試料の粒度は粗粒土の骨格構造が卓越している範囲内であり、細粒土が多く混じる試料についての検討は行っていない。細粒土が卓越する粒度では、細粒土が示すストレス～ダイレイタンスー関係の傾きが支配的となる可能性もあるため、そのような試料のストレス～ダイレイタンスー関係の傾向については、今後の検討を要すると考えられる。



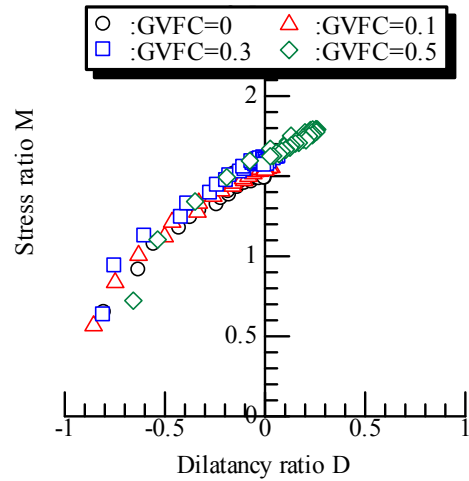
(a) GB 混入試料(49kPa)



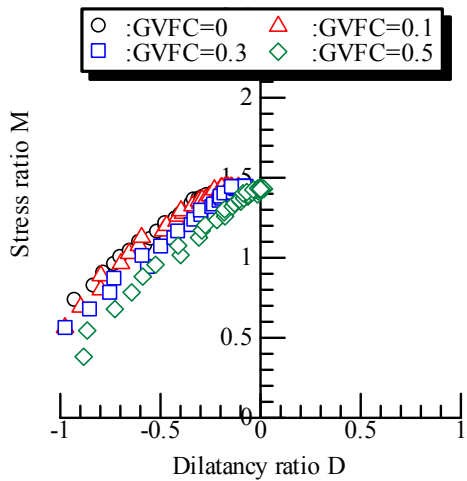
(b) 細粒珪砂混入試料(49kPa)



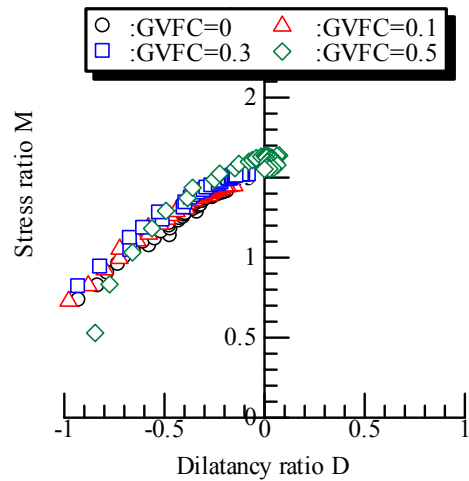
(c) GB 混入試料(196kPa)



(d) 細粒珪砂混入試料(196kPa)



(e) GB 混入試料(490kPa)



(f) 細粒珪砂混入試料(490kPa)

図-4.4.5 GB 混入試料と細粒珪砂混入試料のストレス～ダイレイタンスー関係

4.4.2 粒子破碎特性の検討

細粒細砂混入試料については、試験後に試料を回収して粒度試験を行い、三軸圧縮試験中の粒子破碎量の評価を行った。図-4.4.6にGVFC=0.5の側圧294kPaの試験における粒径加積曲線を示した。図中の実線は三軸試験前の粒径加積曲線、破線は三軸試験後の粒径加積曲線を示している。三軸試験後には粒子破碎を生じて、粒径が細粒側に移動していることがわかる。粒子破碎の定量化は、粗粒土の破碎をよく表現する指標を採用する必要のあることから、3章での検討で採用した最小ふるい通過率 B_{ms} を参考に、粗粒土の最小(850 μm)ふるいを通過した試料の増加割合を示す粒子破碎率 B_{msc} をその指標とした。 B_{msc} は次式で示される。

$$B_{msc}(\%) = \frac{M'_{sc} - M_{sf}}{M_{sc}} \times 100 \quad (4.3)$$

ただし、 M_{sc} : 三軸試験前における珪砂粗粒材料分の質量

M'_{sc} : 三軸試験後における珪砂粗粒材料分原粒度の最小(850 μm)ふるいを通過した試料の総質量

M_{sf} : 三軸試験前における細粒珪砂の質量

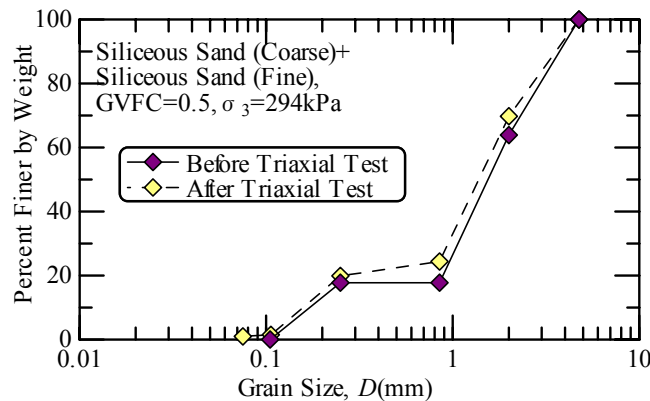


図-4.4.6 三軸圧縮試験前後の粒径加積曲線 (細粒珪砂混入試料)

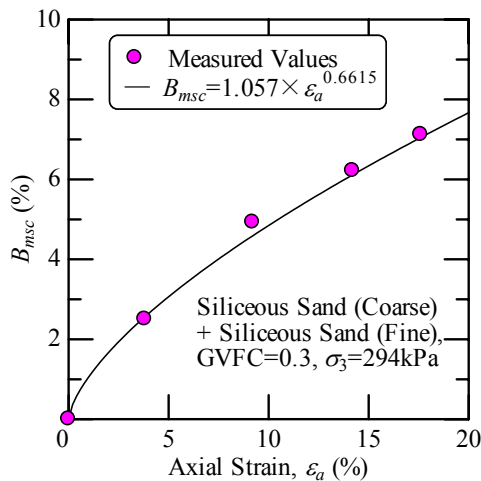


図-4.4.7 軸ひずみ～粒子破碎量関係

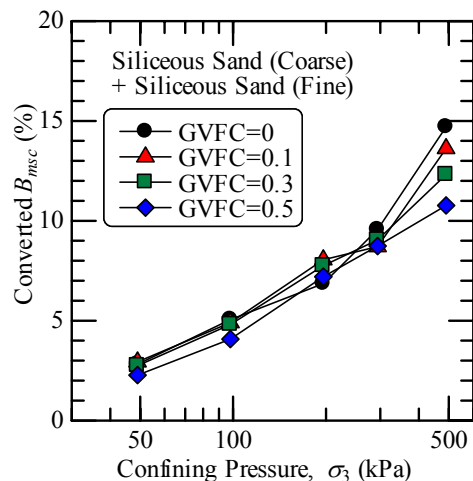


図-4.4.8 側圧 σ_3 ～換算 B_{msc} の関係

細粒分を含まない粗粒土の粒子破砕量は軸ひずみに比例することが 3.3.3 節で述べたした検討の結果からわかっている。そこで細粒分を含む試料についても同様の傾向があるかどうかを確認するため GVFC=0.3 の試料を用い、任意の軸ひずみで試験を終了させて軸ひずみと B_{msc} の関係を調べた。その結果を図-4.4.7 に示した。図より B_{msc} は B_{ms} と同様、式(4.4)に示すように軸ひずみの $2/3$ 乗に比例することがわかった。

$$B_{msc} = A \cdot \varepsilon_a^{2/3} \quad (4.4)$$

ただし、A：比例定数
 ε_a ：軸ひずみ(%)

粒子破砕量は、試験終了時の軸ひずみと B_{msc} を式(4.4)に代入し、比例定数 A を算出して、軸ひずみ 20%時に換算した B_{msc} （以下、換算 B_{msc} と記す）を求め、これによって評価した。なお、圧密過程における粒子破砕については、圧密過程終了時に供試体を取り出し、同じふるい分け試験を行った結果、粒子破砕はほとんど生じていないことを確認している。

図-4.4.8 に側圧 σ_3 ～換算 B_{msc} の関係を示した。これより、側圧 294kPa までは換算 B_{msc} は混入量に拘わらずほぼ同じ値を示している。しかし、側圧 490kPa になると混入量が多くなるほど換算 B_{msc} は小さくなっていることがわかる。Miura et al.¹¹⁾ は粒度調整した 80 種類以上の砂試料の粒子破砕特性を調べ、粒度分布がよい試料ほど粒子破砕量は少なくなることを示している。この結果を考慮すると、細粒土の混入量が多い試料ほど粒子同士の接点数が増加し、粒子 1 個当たりに加わる接点力が小さくなったため、破砕量が減少したと考えられる。

一方、粒子破砕はせん断強度の低下を招くとされている。しかし今回の結果によると、低側圧下では細粒土の混入量で粒子破砕量に差がないのに拘わらず、強度差は生じている。したがって、3章で示した結論と同様、粗粒土に細粒土を混入させた試料においても、同一の材質を持つ試料同士の比較であれば、粒子破砕量が多い試料ほどせん断強度が小さくなるとは限らないと考えられる。これより今回の試験の範囲では、粒子破砕がせん断強度に与える影響は十分に把握されなかったものと判断される。

4.4.3 グラスビーズ混入試料の ϕ_r の予測法

今回作製した GB 試料が内部に均一に分布していると考えられる供試体を用いた場合では、GB が粗粒土の骨格構造を阻害するため、GB 混入量に比例して見かけの粒子間摩擦角 ϕ_r が減少すると考えられる。このことを検証するために、 ϕ_r が GB 混入量と比例して低下することを示す式(4.5)により予測値の M_r^* を算出し、式(2.2.20)

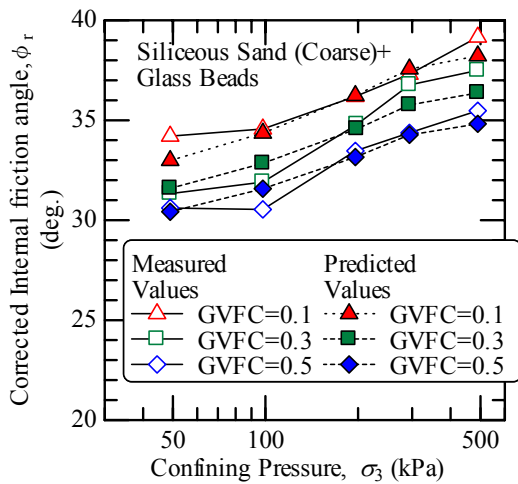


図-4.4.9 σ_3 ~ 予測 ϕ_r と実測の ϕ_r の関係

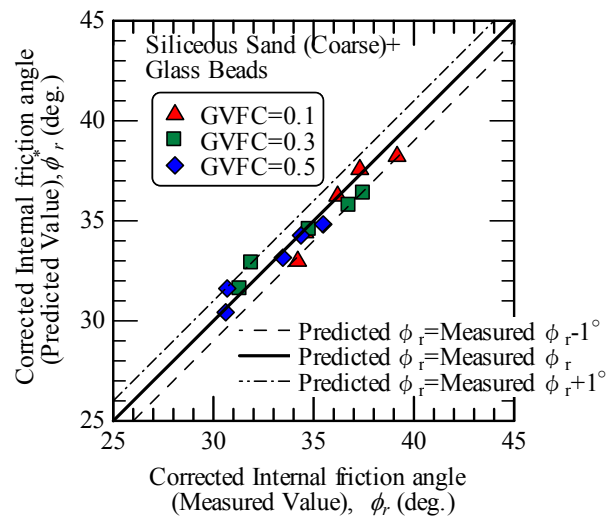


図-4.4.10 予測 ϕ_r と実測の ϕ_r の対比

に代入して得られる予測 ϕ_r^* と実測 ϕ_r の比較を行った。 ϕ_r は図-4.4.1(b)に示すように弱い側圧依存性を有しているため、予測 ϕ_r^* は試験を行った側圧における ϕ_r を用いて算出を行った。なお、式(4.5)は、細粒土の割合が増加して粗粒土の骨格が浮いてしまうような状況になっても、粗粒土の骨格構造は一部形成されて、その部分で粗粒土としての強度を発揮することを意味している。

$$M_r^* = M_{rg} \times \frac{F_c}{100} + M_{rs} \times \frac{100 - F_c}{100} \quad (4.5)$$

ただし、 M_r^* : その側圧における GB 混入試料の M_r 予測値

M_{rg} : GB のみの試料の三軸試験結果から求められた M_r

M_{rs} : 珪砂粗粒材料分のみの試料の三軸試験結果から求められた、任意の側圧における M_r

F(%) : 細粒分(GB)含有率

図-4.4.9 に予測 ϕ_r^* と実測 ϕ_r の側圧 σ_3 との関係を示した。実線で示されたものは実験結果であり、破線で示されたものは予測結果である。これより予測 ϕ_r^* と実測 ϕ_r の傾向は類似していることがわかる。図-4.4.10 には予測 ϕ_r^* と実測 ϕ_r の比較結果を示した。これより両者の差は ± 1 度の範囲内に収まっており、良好な予測結果となっている。以上から、先述の仮定が検証されたと考えられる。

4.4.4 グラスビーズ混入試料の ϕ_d の予測法

GB 混入試料の内部摩擦角 ϕ_d を予測するには、4.4.3 節で予測方法を示した ϕ_r とあわせて、破壊時のダイレイタンス係数 D_f を予測する必要がある。しかし先述のように GB の影響は、低側圧下では D_f を抑える働きをし、高側圧下では D_f を大きくするように、粗粒土同士のかみあわせを阻害する効果と、粗粒土の移動を抑えよう

とする効果が内部摩擦角に対し複雑に影響を及ぼしあっていると考えられる。そこで本研究では、GB 混入量の増加と共に $\sigma_3 \sim D_f$ 関係の傾きは小さくなっていくことに着目し、以下に示す方法により GB 混入量別の D_f を予測した上で、 ϕ_d の予測を行った。

側圧 490kPa における GB 混入試料の破壊時のダイレイタンシー係数が、式(4.5)と同様にそれぞれの重量比によって発揮されるとすると、次式で示される。

$$D_{f(490kPa)}^* = D_{fg(Ave)} \times \frac{F_c}{100} + D_{fs(490kPa)} \times \frac{100 - F_c}{100} \quad (4.6)$$

ただし、 $D_{f(490kPa)}^*$: GB 混入試料の側圧 490kPa における D_f 予測値
 $D_{fg(Ave)}$: GB のみの試料の D_f 平均値
 $D_{fs(490kPa)}$: 珪砂粗粒材料分のみの試料の 490kPa における D_f

図-4.4.11 に式(4.6)による予測結果を示した。これより、予測値と実測値がよく一致することがわかる。したがって、側圧 490kPa では式(4.6)の適用性が妥当であると考えられる。

次に、ある GVFC における側圧 490kPa での実測 D_f と任意の側圧での実測 D_f の差を ΔD_f とすると、 ΔD_f は次式で示される。

$$\Delta D_f = D_{f(X(kPa))} - D_{f(490kPa)} \quad (4.7)$$

ただし、 $D_{f(490kPa)}$: ある GVFC の側圧 490kPa における D_f 実測値
 $D_{f(X(kPa))}$: ある GVFC の側圧 X (kPa)における D_f 実測値(X=49,98,196,294)

図-4.4.12 に $\Delta D_f \sim$ GVFC の関係を示した。これより、GVFC が 0 から 0.1 に増加する場合を除いて、GVFC が増加すると ΔD_f は概ね直線的に減少することがわかる。GVFC が 0 から 0.1 に増加すると ΔD_f が増加するのは、4.3.2 節で述べたように混入割合が少ないうちは粗粒土粒子の移動が活発になって、ダイレイタンシー量が大きくなるためであると考えられる。ここではその影響を無視し、各々の側圧において GVFC=0 の ΔD_f を固定点とし、任意の GVFC における ΔD_f を回帰するような直線を引くことによって、この直線を予測値とした。なお、GVFC=1.0 で ΔD_f は 0 となり、これ以上 GVFC が増加してもダイレイタンシー特性は側圧依存性を示さないものと予測している。図-4.4.12 上でこの直線と GVFC=0.1, 0.3, 0.5 軸の交点を ΔD_f^* と表すと、側圧 294kPa 以下における D_f の予測値 D_f^* は次式で示される。

$$D_f^* = D_{f(490kPa)}^* + \Delta D_f^* \quad (4.8)$$

以上より、せん断抵抗係数の予測値 M_d^* は式(4.5)、(4.8)で得られる予測 M_r^* 、 D_f^* を用いて、次式で示される。

$$M_d^* = M_r^* + D_f^* \quad (4.9)$$

図-4.4.13 に GB 混入試料の内部摩擦角の予測結果を示した。これより、側圧 294kPa 以上では実測値よりも小さい予測結果を与えており、GVFC=1:0.1 では全ての側圧において小さい予測となっているものの、全体的な傾向としては実測値と予測値はよく対応している。次に、図-4.4.14 に予測 ϕ_d^* と実測 ϕ_d の対比結果を示した。これより、全体的に内部摩擦角は実測値よりも予測値のほうが約 2 度の範囲で低く評価されているが、両者は概ね一致していると考えられる。

以上のように、粗粒土、細粒土それぞれのみの試料の強度試験を実施することにより、混合土の内部摩擦角をある程度推定することが可能であることがわかった。ただし本方法は、式(4.7)によるダイレイタンス係数の予測方法が直感的であり、任意の側圧下での適用性は不明であること、また粗粒土が卓越する範囲でのみでしか試験を行っていないため、細粒土が卓越する試料での適用性は不明であること、などの点に留意する必要がある。

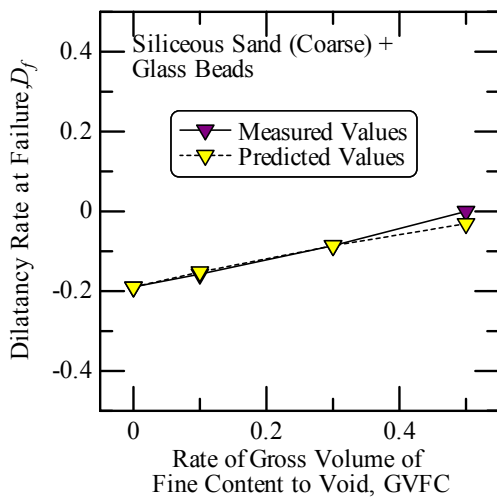


図-4.4.11 側圧 490kPa での GB 混入試料の D_f 予測結果

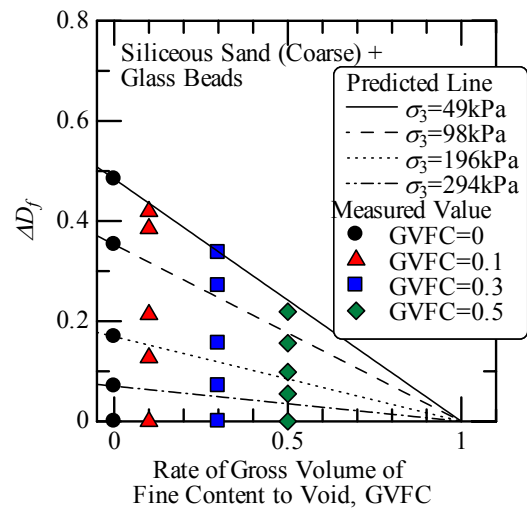


図-4.4.12 GB 混入試料の D_f 予測方法

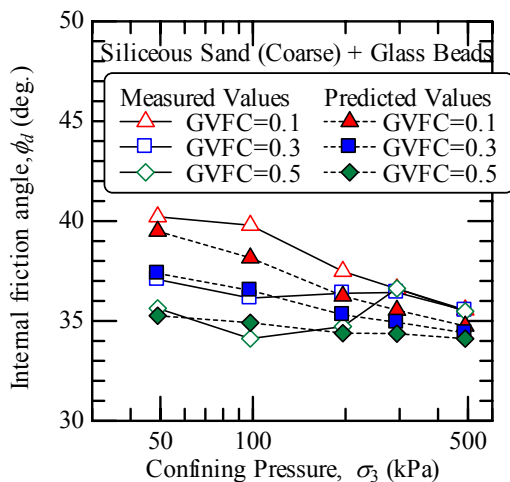


図-4.4.13 $\sigma_3 \sim$ 予測 ϕ_d と実測の ϕ_d の関係

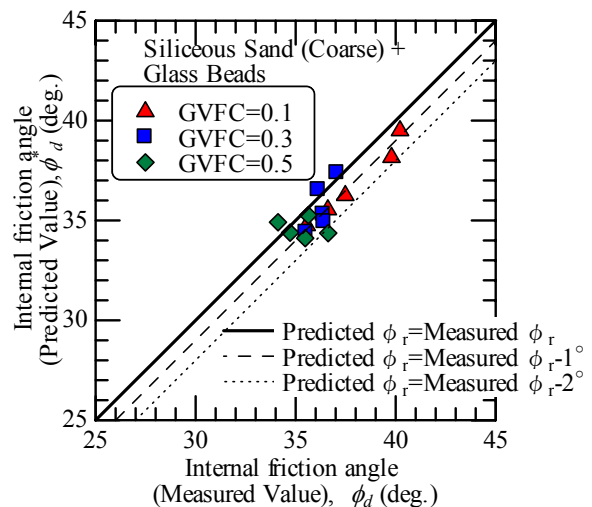


図-4.4.14 予測 ϕ_d と実測 ϕ_d の対比

4.4.5 グラスビーズ混入試料の強度予測法のとりまとめ

以上で概観したグラスビーズ混入試料の力学的性質に基づき、本研究における粗粒土主体の試料に細粒土が混入したときの試料のせん断強度予測方法を以下に示した。実施する試験は粗粒土および細粒土のみの試料を用いた三軸圧縮 CD 試験であり、予測対象とする試料の細粒分体積比が与えられれば、その試料の内部摩擦角が予測可能である。なお、本予測方法は試験結果の集積によって得られたものであり、試験対象とした細粒分が 20%より少ない、粗粒分が卓越するような試料に対して適用可能であることに留意する必要がある。

- a) 粗粒土のみの試料を用いて、実材料の粗粒土のみの間隙比を合わせた密度で試料を作製し、三軸圧縮 CD 試験を実施する。
- b) 細粒土のみの試料を用いて、粗粒土と同程度の締固め度の試料を作製し、三軸圧縮 CD 試験を実施する。
- c) 任意の側圧下において、粗粒土のみ、細粒土のみの試料の三軸圧縮試験から得られるダイレイタンシー補正された物理摩擦係数と細粒分含有率を用いて、式(4.5)より混入土のダイレイタンシー補正された物理摩擦係数 M_r^* を算出する。
- d) 粗粒土のみの三軸圧縮試験のうち、最も大きい側圧から得られる破壊時のダイレイタンシー係数と、細粒土のみの三軸圧縮試験から得られる破壊時のダイレイタンシー係数の平均値、細粒分含有率を用いて、式(4.6)より混入土の最も大きい側圧での破壊時のダイレイタンシー係数 $D_{f(\max \sigma_3)}^*$ を算出する。
- e) 最大側圧の破壊時のダイレイタンシー係数と任意の側圧で得られる破壊時のダイレイタンシー係数の差を ΔD_f とし、 $\Delta D_f \sim (\text{GVFC})$ 平面上から任意の GVFC での ΔD_f を算出する。すなわち、GVFC=1 の ΔD_f を 0 とし、GVFC=0 の ΔD_f と GVFC=1 の直線を引き、任意の GVFC での ΔD_f を図上より読み取る (図-4.4.12 参照)。
- f) せん断抵抗係数の予測値 M_d^* を、式(4.9)に従い M_r^* と ΔD_f の和より求め、 $\phi_d^* = \sin^{-1}(3M_d^*/6M_r^*)$ より内部摩擦角の予測値 ϕ_d^* を得る。

なお、本章の一連の試験結果に対して、今回は非塑性であるグラスビーズを用いて試験を行っており、提案した予測式はグラスビーズ混入試料に対して適応可能なものであるが、細粒分が非塑性であることが結果に影響を及ぼしている可能性がある。その影響はわずかであると考えられるが、この検証も含めて今後、塑性の高い粘土が混入したときの試料や、細粒分の割合が高い試料、広範な側圧下においても試験を行い、土の骨格構造の微視的な構造に着目した上で、より一般性のある中間土の強度の予測方法を確立することが必要であると考えられる。

4.5 結論

本章では、粗粒土に細粒土が混入したときに生じる強度低下を検討するため、粗粒土の骨格間隙比を一定にし、細粒土として内部摩擦角の小さいガラスビーズを用いた試料を用いて、三軸圧縮試験を実施した。得られた結果は以下のようにまとめられた。

- 1) 粗粒土の周りにメニスカスの効果により細粒土を付着させることによって、細粒土が均一に分布した試料を作製することができた。
- 2) 破壊時に正のダイレイタンスーを示すような側圧下では、試験初期の体積圧縮傾向は粗粒土の骨格間隙中に占める細粒分の総体積の割合を示す GVFC (Rate of Gross Volume of Fine Content to Void) が 1:0 のときよりも 1:0.1 の方が圧縮量は大きくなる。これは、混入割合が少ないうちは細粒分の混入により、粗粒土粒子のすべりが生じやすくなり、圧縮量を増加させるためであると考えられる。
- 3) 細粒土は粗粒土同士のかみあわせを阻害する効果と、粗粒土の移動を抑えようとする効果の 2 つに影響を与えると考えられる。そのため、内部摩擦角の小さいガラスビーズを混入した試料は混入量と比例してダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r が小さくなり、破壊時のダイレイタンスーは 0 に近づく。その結果、ガラスビーズの混入量に比例して内部摩擦角 ϕ_d は低下し、その側圧依存性は小さくなる。一方、内部摩擦角が粗粒土とほぼ同じ細粒珪砂を混入した試料は、 ϕ_r に混入量の差は見られないが、混入量と比例してダイレイタンスーが大きくなり、 ϕ_d は大きくなる。
- 4) 細粒土の内部摩擦角が粗粒土に比べて小さい場合、細粒土の混入量はストレス～ダイレイタンスー関係における、ダイレイタンスー係数が 0 のときのせん断抵抗係数に影響を与える。ただし、粗粒土の骨格構造が卓越している範囲内であれば、ストレス～ダイレイタンスー関係の傾きに影響を与えない。
- 5) 細粒土の混入量が多い試料ほど粒子 1 個あたりに加わる接点力が小さくなるため、粒子破砕量は減少する。ただし、粒子破砕量とせん断強度との間に明確な相関は見られなかった。
- 6) ガラスビーズが均一に分布しているような試料では、 ϕ_r はガラスビーズの混入量に比例して低下し、ガラスビーズの割合が 100% となると、ガラスビーズ試料の内部摩擦角に一致すると考えられる。また、この関係から得られる予測 ϕ_r と、側圧 σ_3 と破壊時のダイレイタンスー係数 D_f の関係から求められる予測 D_f から、任意のガラスビーズ混入量におけるガラスビーズ混入試料の ϕ_d の予測方法を示した。

4章の参考文献

- 1) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説， pp.173,2001.
- 2) 吉村優治，小川正二：砂のような粒状体の粒子形状の簡易な定量化法，土木学会論文集，No.463／Ⅲ-22,pp.95-103, 1993.
- 3) Mitchell, J.K.:”Fundamentals of soil behavior”, New York, willy, 1976.
- 4) 地盤工学会：土質試験の方法と解説（第一回改訂版）， p.446,2000.
- 5) 柴田安彦：砂質土のせん断時の変形強度特性に及ぼす細粒分の影響，神戸大学大学院自然科学研究科博士前期課程学位論文， 2002.
- 6) Vaid, Y. P.: A critical assessment of membrane penetration in the triaxial test, ASTM. , *Geotechnical Testing Journal*, pp.115-143, 1984.
- 7) 佐藤正行，小田匡寛，風間秀彦，小瀬木克己：細粒分が埋立地盤の液状化特性に及ぼす影響に関する基礎的研究，土木学会論文集，No.561／Ⅲ-38,pp.271-282,1997.
- 8) 大嶺 聖，落合英俊：土構造に着目した混合土の強度特性，土木学会論文集，No.469／Ⅲ-23,pp.55-64,1993.
- 9) 岩橋 輔，湯浅英司，澁谷 啓，三田地利之：広範囲な上載圧における砂の一面せん断強度，第31回地盤工学研究発表会講演集， pp.673-674,1996.
- 10) 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，土木学会論文集，No.193， pp.69-79， 1971.
- 11) Miura, K., Maeda, K., Furukawa, M. and Toki, S.: Physical characteristic of sands with different primary properties, *Soil and Foundations*, Vol.37, No.3, pp.53-64, 1997.

第5章 二次元個別要素法による粒子形状が強度特性に及ぼす影響の検討

5.1 序論

天然に産する砂は材質，粒度組成，粒子形状などの試料の生来的な性質である一次性質が産出地によって異なり，さらに堆積状況によって密度，含水量などの状態が変化する．このため，砂の力学的性質を検討するに際しては，一次性質が力学的性質に及ぼす影響を明らかにし，その集合体への状態変化の影響を調べる必要がある．

既往の研究においては，2.1.1節で述べたように，一次性質の中でも粒子形状がせん断強度などの工学的性質に大きな影響を与えることが指摘されている．しかし，これまでの実材料を用いた試験では，一次性質のうち粒子形状のみを変えた実験を行うことは困難であり，粒子形状の影響のみを抽出して試験を行った例は少ない．

本章では，以上の点を考慮し，粒子形状のみを変化させた粒子を用いた DEM による二次元粒状体の二軸圧縮試験シミュレーションを行い，一次性質である粒子形状が内部摩擦角，ダイレイタンス特性などのせん断時の挙動に与える影響を検討した．また，粒状体のせん断強度発現と深い関わりのある土粒子の構造骨格に粒子形状がどのような影響を与えるかの検討も行った．DEM では，粒子の物理的性質は同じで形状のみが異なる実験条件を再現することが可能である．今回行う DEM の解析条件は二次元であり，実材料の変形条件とは必ずしも対応していないが，その結果からは，粒子形状がせん断挙動に与える影響に関する重要な示唆が得られるものと考えられる．

なお，DEM においても，これまでに粒子形状の影響に関する検討が行われている．Meguro et al.¹⁾は円粒子を結合させて複雑な形状を持つ構造体を作成し，これに応力が作用したときの構造解析を実施している．そして，この集合体の作成方法を用いてケーソン型護岸の模型振動実験をシミュレーション²⁾している．また，松島・小長井³⁾は正8角形粒子を用いた単純せん断試験のシミュレーション結果を示している．澤田⁴⁾らは楕円要素を用いた平面ひずみ圧縮試験を実施し，粒子形状と初期密度が応力比に与える影響を示している．Mirhgasemi et al.⁵⁾はポリゴン粒子を用いた DEM によるせん断試験を行い，実材料を用いた三軸圧縮試験結果における傾向との良好な対応を見出したとしている．このほか，粒子の転がり抵抗⁶⁾を取り入れて，粒子形状の影響を表現した解析も行われている．岩下・小田⁷⁾や山本⁸⁾は転がり抵抗を導入することにより，二軸圧縮試験シミュレーションから得られる内部摩擦角は実材料の内部摩擦角に近いことを示している．ただし，これらの検討は粒子形状の定量化を行っておらず，粒子形状がせん断強度特性に与える定量的な評価が不十分であると考えられる．したがって，本研究では粒子形状の定量化指標を導入した上で，DEM による粒子形状の影響を検討した．

5.2 解析に用いた粒子の形状

粒子形状の定量化の方法としては、2.1.1 節で概説したように、①粒子の立体的な形状を示す指標、②粒子の平面的な凹凸度合を表す指標、③粒子表面の「ギザ」の程度を表す指標、があると考えられる。本章で取り扱う DEM は 2 次元であるため、粒子の平面的な凹凸度合を表す指標によって粒子形状を表すこととし、吉村・小川によって提案された凹凸係数 FU（以後、FU と略す）に着目した。FU を用いたのは、人為的誤差が含まれず、定量化が容易なことに加え、FU 値と実材料の内部摩擦角との間に相関関係が見出されていて、今回の研究で粒子形状が強度定数に与える影響の検討を行うに当たって、DEM による解析結果と実材料の試験結果の比較が可能と考えられるからである。

なお、3 章では同一の母岩から作製された相似粒度試料を用いているが、凹凸係数 FU が粒度間でほぼ同じ値を示した。このため、相似粒度試料間の粒子形状の評価は粒子の立体的な形状を示す扁平率を採用している。このことは、凹凸係数 FU は粒径に拘わらず粒子を構成する鉱物組成や、堆積環境、粒子作成時の粉碎状況などの粒子形状生成過程が同一であれば、固有の値を示すことを示唆するものと考えられる。すなわち、粒子の凹凸度合は鉱物組成や粒子形状生成過程に応じてフラクタルな形状を有することが推察される。以上の推論は、異なる試料同士の粒子形状の比較には FU 係数が適当であり、同一過程で作成された試料同士の粒子形状の比較には扁平率が有効であることを示すものである。今後、種々の試料に対して粒子形状の測定を行い、上記の推論の検証を行う必要があると考えられる。

本研究においては、粒子形状が変形強度特性に与える影響を考察するために、図-5.2.1 に示すようなクランプ粒子を用いた。計算プログラム上におけるクランプ粒子の作製方法は以下の通りである。後述する 5.3.1 節にあるように、まず供試体内に粒子をランダムに発生させたが、このとき発生させた粒子は全て円粒子であった。この元になる粒子の内部に同じ直径を持つ n 個の円粒子を、隣り合う円粒子の間隔

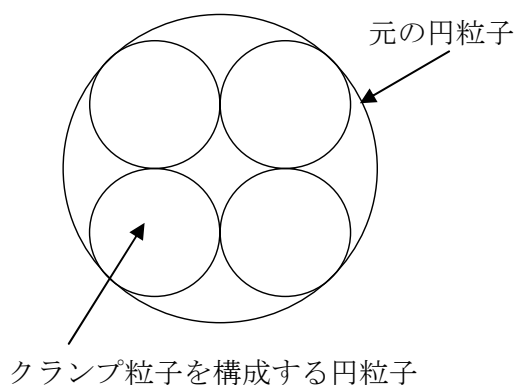


図-5.2.1 クランプ粒子の配置形式
(円粒子が互いに接した状態での 4 円粒子の場合)

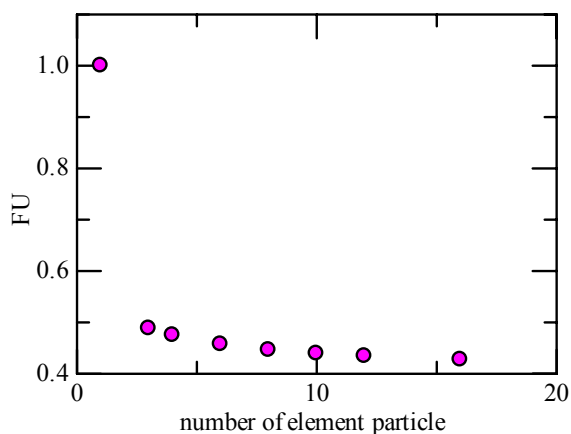


図-5.2.2 クランプ粒子数と FU の関係

が互いに等しくなるよう規則的に配置し、それらの粒子を剛結して一体化することにより、円粒子とは形状の異なる粒子（クランプ粒子）を形成した。以後、 n 個の円粒子から構成されるクランプ粒子を n 円粒子と呼ぶ。

n 個の円粒子が接した状態における n 円粒子の FU 値 FU_n は、次式で与えられる。

$$FU_n = \frac{(n+2)\pi + 2n \tan \theta}{2\pi^2(n+2)^2} \quad (5.1)$$

ただし、 $\theta = \frac{\pi(n-2)}{2n}$

式(5.1)によれば、円粒子が互いに接した状態での 3, 4, 6 円粒子の FU 値は、それぞれ 0.488, 0.475, 0.457 となる。なお、図-5.2.1 に示すような、円粒子が接した状態でのクランプ粒子における粒子数 n と FU の関係は図-5.2.2 のようであり、粒子数が増すにつれて FU 値が小さくなることがわかる。

次に、同じ要素粒子数で、FU 値が異なるクランプ粒子の作成方法を以下に示した。クランプ粒子を構成する円粒子間の中心間距離がその直径よりも小さな状態となり、クランプ粒子を構成する円粒子が互いに重なっている状態で規則配置されている状態でのクランプ粒子の FU 値について考える。図-5.2.3 は、クランプ粒子を構成する円粒子が互いに重なっている状態での 6 円粒子の例を示している。このとき FU 値

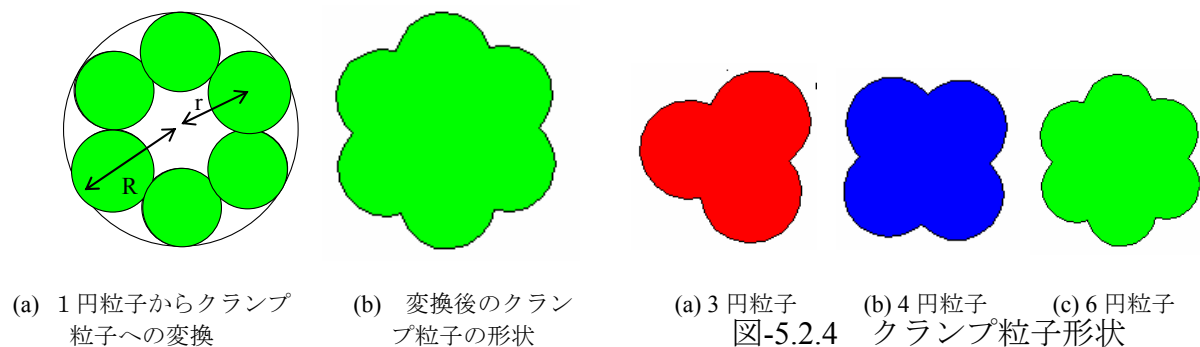


図-5.2.3 クランプ粒子の変換方法
(6 円粒子の場合)

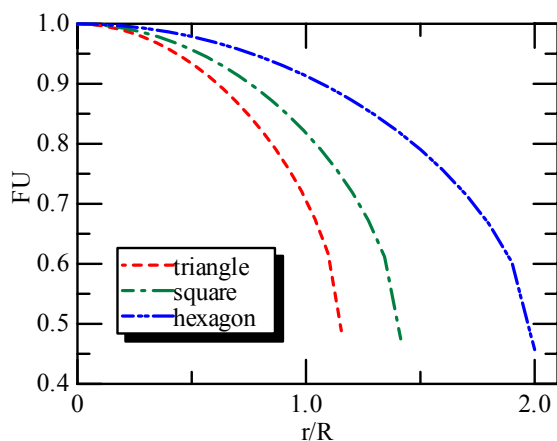


図-5.2.5 FU～正規化された中心間距離関係

は、クランプ粒子を構成する円粒子と元の円粒子との中心間距離 r を、クランプ粒子を構成する円粒子の半径 R で除して正規化した変数 r/R の関数としてあらわすことができる。なお、3円、4円、6円のクランプ粒子の形状を図-5.2.4 に示した。このとき、 r/R と凹凸係数との関係は、図-5.2.5 のように示される。すなわち、クランプ粒子を構成する円粒子の中心間距離を調整することにより、形状は違うが、同じFU値をもつクランプ粒子を作成することが可能である。

なお、円粒子が重なり合う部分については、その部分の密度は円粒子と同じとし、供試体の間隙量を算出するときにはクランプ粒子内の空隙を見込まないこととした。円粒子同士は剛結しており、粒子間力のやりとりはクランプ粒子間のみで考慮している。また、今回粒子形状の差異が力学特性へ与える影響を検討するに当たってクランプ粒子を用いたのは、円粒子を用いれば粒子同士の接触判定が角粒子を用いるよりも簡便であり、結果的に計算速度を速められるため、解析で取り扱える粒子数を多く用いることが出来ること、同様の形状でFU係数を変化させることが容易であることが挙げられる。

5.3 解析方法および初期間隙比に関する検討

5.3.1 供試体の作製および解析方法

本解析に用いたDEMプログラムは、PFC2D(Itasca社)である。このプログラムにおいて用いられているDEMの詳細に関しては、2.3節に示している。解析に用いた材料定数を表-5.3.1に示した。本研究では、以下に示す4種類の供試体を作成して、解析を行った。

すべての要素間に摩擦のない状態で、直径5mm～直径9mmの3000個の円形粒子を、各粒径の粒子の度数分布が正規分布となるように粒子数を調整して、載荷板に対応する4つの壁要素に囲まれている領域にランダムに発生させた。発生させた領域の高さは約500mm、幅約250mmである。このときの供試体の模式図を図-5.3.1に示した。この状態で発生している法線方向力に対し、表-5.3.1に示した粒子間摩擦角を用いて求まる接線方向力を要素間に生じさせ、各要素の変位増分が十分小さくなって定常状態となったものを1円粒子供試体として解析に用いた。

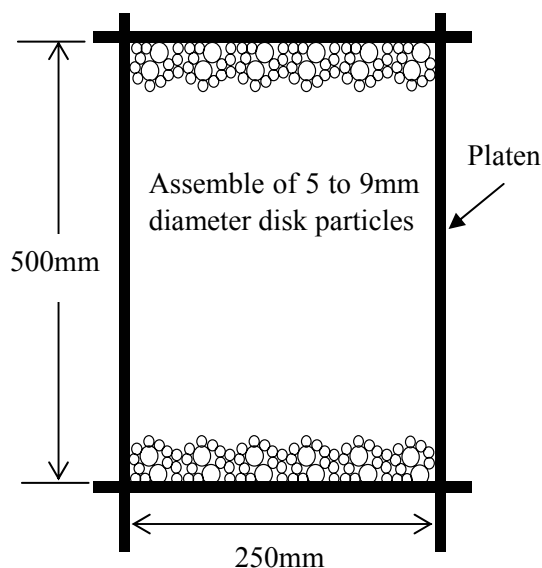


図-5.3.1 円粒子と壁要素のモデル図

なお、試料の粒度特性は全ての供試体で同一であり、均等係数 $U_c=1.38$ 、曲率係数 $U_c'=1.01$ であり、豊浦砂とほぼ相似粒度となっている。平均粒径 D_{50} は 3.76mm である。

次に、粒子形状がせん断特性に与える影響を調べるために、5.2 項に示した方法で 1 円粒子供試体中の各粒子を 3 円, 4 円あるいは 6 円のクランプ粒子に変換して解析を行った (前掲図-5.2.3, 5.2.4 参照)。この時、5.2 節で述べたように、クランプ粒子を構成する円粒子間の中心距離を調整して、粒子が互いに重なる状態とすることにより、FU を任意に調整することが可能である。本研究では、FU を 0.95~0.60 の間に設定した。また、3, 4, 6 円のクランプ粒子を構成する円粒子が互いに接している状態 (それぞれの FU 値は、0.488, 0.475, 0.457) でも解析を行った。以下、図表中では 1 円粒子を 1particle, 3 円粒子を triangle, 4 円粒子を square, 6 円粒子を hexagon とそれぞれ記す。

供試体を作成後、等方圧縮試験、繰り返し等方圧縮試験および圧縮過程後のせん断試験についてシミュレーションを行った。等方圧縮試験、繰り返し等方圧縮試験においては、最大圧縮応力を $\sigma_c=1000\text{kPa}$ とし、圧縮後のせん断試験については、側圧 $\sigma_c=250, 500\text{kPa}$ の圧縮応力まで等方圧縮した供試体を、その後 σ_3 一定の条件下でせん断試験をシミュレーションした。せん断時には上・下の壁要素を 0.25%/分の速度で、それぞれ上方向、下方向に移動させた。左右方向の壁要素は、これに作用する粒子間力を要素長で除した値が側圧と一致するように制御を行った。

5.3.2 初期間隙比に関する検討

粒状材料においては、せん断時の相対密度が強度に影響を与えることがよく知られている。図-5.3.2 は、吉村⁹⁾が示した、三軸圧縮試験における FU 値と内部摩擦角の関係を示している。この結果は、実験時の相対密度が一定条件の結果であり、この条件のもとで FU と内部摩擦角間にユニークな関係が存在する可能性を示している。すなわち、相対密度を一定とすることが、粒子形状の強度へ与える影響を評価する場合に重要であると考えられる。

相対密度の影響を調べるためには、用いる材料の最大・最小間隙比を把握することが必要である。実材料に対しては、現在、それを求めるための試験方法が規定されている¹⁰⁾。一方、二次元 DEM においては、そのような試験方法は規定されておらず、実材料に対する試験を何らかの方法でシミュレーションを行って、その結果を用いることが考えられる。また、漏斗を用いる

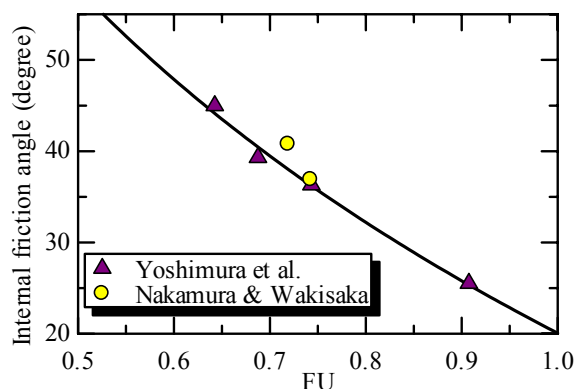


図-5.3.2 三軸圧縮試験における相対密度一定条件での FU~内部摩擦角関係⁹⁾

表-5.3.1 解析に用いた材料定数

	Between particles	Between particle and platen
Normal spring constant (N/m/m)	0.9×10^{10}	1.8×10^{10}
Tangential spring constant (N/m/m)	3.8×10^8	6.0×10^8
Normal damping constant (N/m/m)	7.9×10^5	1.1×10^5
Tangential damping constant (N/m/m)	1.4×10^4	2.0×10^4
Friction angle (deg.)	16	10
Material density (kg/m ³)	2700	

表-5.3.2 圧縮応力 250 k Pa 下での間隙比に対する相対密度

Particle shape	FU	e	Relative density (%)
1 particle	1.000	0.233	28.5
triangle	0.488	0.260	53.2
square	0.475	0.260	48.9
hexagon	0.457	0.255	51.9

最大間隙比試験をシミュレートする場合、漏斗の口が十分に広くないと漏斗口で粒子がアーチング構造を形成して閉塞する現象が生じることがある。そのような場合、粒子配置や粒子排出口の大きさを試行錯誤により決定する必要があり、多大な労力が必要となる。

以上の理由により、本研究ではシミュレーションで用いる供試体の相対密度を知るために、以下に述べる方法で、クランプ粒子を構成する円粒子が互いに接している状態の供試体に関する最大・最小間隙比を推定した。なお、今回定義する間隙比は、平面上での供試体内の粒子と空隙の比とする。その手順は以下のとおりである。

- ① 各粒子が互いに接していない状態で、クランプ粒子を壁要素を境界とした長方形領域に発生させる。
- ② 壁要素を動かして、粒子集合体に側圧 20kPa を与える。
- ③ 平衡状態となった時点で、壁要素に囲まれた領域内の間隙比を求める。

以上に示した①～③の手順を、表-5.3.1 に示す材料定数のもとで粒子間摩擦係数のみを 0 から 1 の間での変化させて行った。図-5.3.3 はそのようにして得られた供試体の、間隙比と粒子間摩擦係数の関係を示している。1 円粒子及び各クランプ粒子ともに、摩擦係数の値が 1 に近づくにつれて間隙比の大きさが収束する傾向を示していることがわかる。この結果から、摩擦係数 0 の時の間隙比を各粒子の最小間隙比、また、放物線近似による間隙比の収束値を最大間隙比とすると、圧縮応力 250kPa 下での間隙比に対して、相対密度がそれぞれ表-5.3.2 のように求められる。この結果から、3 円、4 円および 6 円クランプ粒子の相対密度はいずれも 50%前後

の値を示していることがわかる。つまり、これらの粒子間の比較においては、相対密度が強度に与える影響は少ないものと考えられる。ただし、1円粒子に関しては、他の粒子と異なり30%弱にとどまっている。したがって、1円粒子に関しては、相対密度の影響により、他の粒子と異なる挙動を示すことが予想される。(このような傾向は、後掲の試験結果にも示されている。)

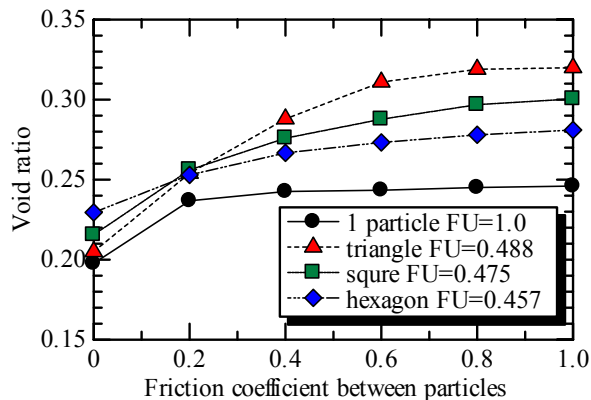


図-5.3.3 間隙比～粒子間摩擦角関係

なお、各クランプ粒子においてFU値が異なる場合に関しては、FU値が大きくなるほど粒子形状が円粒子に近づくものと判断される。このため、得られる間隙比～摩擦係数関係が、図-5.3.3に示されている1円粒子の傾向に近づくことが予想される。一方、表-5.3.2に示されている各クランプ粒子の間隙比は、それぞれほぼ等しいので、相対密度は各クランプ粒子においてほぼ等しくなり、その影響は少ないものと予想される。なお、1円粒子では、相対密度を他の形状の粒子と揃えた実験も理論上は可能である。しかし、表-5.3.1に示したパラメーターの下では、円形粒子を用いてそのような初期条件を設定することは困難であった。このため、1円粒子に関しては、表-5.3.1に示したパラメーターのもとでの解析を行った。この結果は、表-5.3.2に示されるように、他のクランプ粒子の結果と比べて相対密度の低い条件の下での検討を行ったものと判断される。

表-5.3.1に示す材料定数について、実材料で計測されるバネ定数や減衰定数は作用応力に応じた非線形を有していることも想定される。一方、今回設定する定数は主に解析上の収束性に着目して設定しており、一定値を採用しておけば計算プログラム上で特に問題がないことを確認している。なお、実材料ではこれらの定数を計測した例が非常に少ないことを付記しておく。

5.4 解析結果の整理

表-5.4.1 に各試料の供試体諸元と破壊時の諸定数を示した。

表-5.4.1 各試料の供試体諸元と圧縮指数，破壊時の諸定数

Particle shape	FU	Confining Pressure, σ_3 (kPa)	Compression index, Cc ($\times 10^{-2}$)	Internal Friction Angle, ϕ_d (deg.)	Corrected Internal Friction Angle, ϕ_r (deg.)	Dilatancy Rate at Failure, D_f
1 particle	1	250	2.90	16.3	10.8	0.22
		500	2.90	16.2	14.6	0.06
Triangle	0.95	250	2.09	23.6	22.0	0.07
			1.86	23.8	20.5	0.14
			1.78	23.3	22.2	0.05
			1.90	23.4	21.3	0.09
			1.96	21.9	19.9	0.08
			2.00	22.4	20.6	0.08
	0.9	500	2.09	23.3	21.8	0.06
			1.86	22.9	21.4	0.06
			1.78	22.3	20.7	0.07
			1.90	22.2	20.1	0.09
			1.96	21.3	20.0	0.05
			2.00	22.1	20.2	0.08
Square	0.95	250	2.20	24.5	21.7	0.12
			1.85	24.5	20.9	0.15
			1.85	23.6	20.5	0.13
			2.16	23.9	21.4	0.11
			2.11	22.1	19.8	0.10
			2.13	21.7	20.8	0.04
	0.9	500	2.20	23.0	20.6	0.10
			1.85	23.3	21.1	0.09
			1.85	22.3	20.5	0.08
			2.16	22.1	19.9	0.09
			2.11	21.4	20.2	0.05
			2.13	21.8	19.4	0.10
Hexagon	0.95	250	2.28	27.1	21.2	0.25
			2.07	27.1	21.8	0.23
			1.92	26.2	20.9	0.22
			2.03	25.0	21.1	0.17
			2.15	23.9	20.0	0.17
			2.31	21.9	19.2	0.12
	0.9	500	2.28	23.9	19.3	0.19
			2.07	26.5	21.7	0.20
			1.92	24.9	20.9	0.17
			2.03	24.5	20.0	0.19
			2.15	23.8	20.6	0.13
			2.31	22.1	18.9	0.13

5.4.1 等方圧密過程

図-5.4.1 は、円粒子が接した状態のクランプ粒子と1円粒子について、 $\sigma_c=1000\text{kPa}$ の圧縮応力までの等方圧縮試験における間隙比 e ~ 圧縮応力 σ_c 関係を示している。図より $\sigma_c=50\text{kPa}$ のもとでは、1円粒子の相対密度が小さいにも拘わらず、他の粒子よりも間隙比が小さく、密な状態となっている。そして6円粒子の場合がそれについて間隙比が小さく、3円および4円粒子はほぼ同じ間隙比を示している。これは、実材料においてもFU値が大きい粒子ほど、取り得る間隙比が小さくなる傾向にあることと対応している。

図-5.4.2 は、増加応力に対してどれだけ間隙比が減少したかを表すために、同じデータについて $\sigma_c=50\text{kPa}$ の状態での間隙比を基準として、間隙比減少量 ~ 圧縮応力

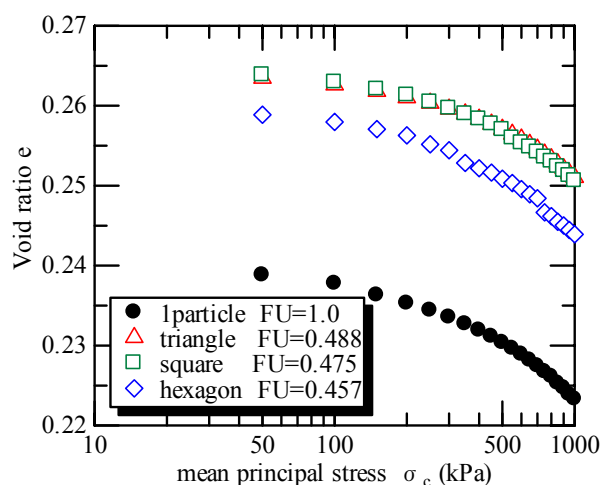


図-5.4.1 円粒子が接した状態のクランプ粒子と1円粒子の間隙比~圧縮応力関係

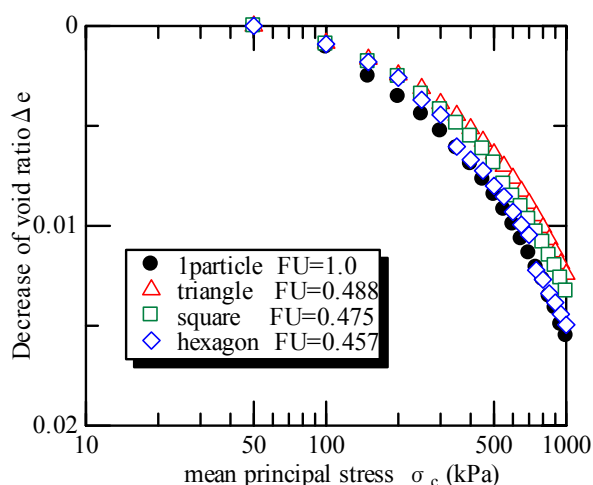


図-5.4.2 間隙比減少量~圧縮応力関係

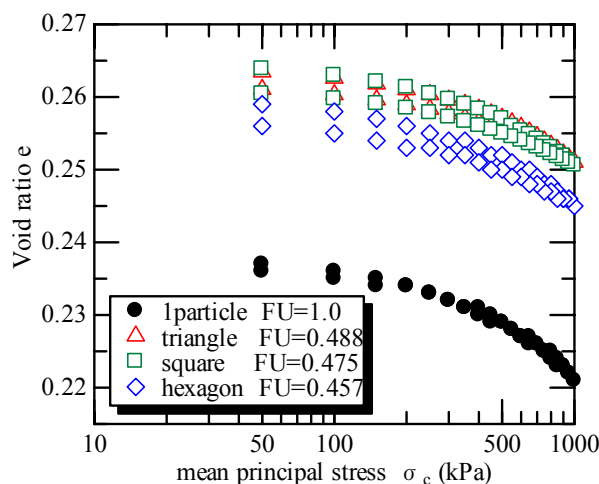


図-5.4.3 繰り返し等方圧縮試験時の間隙比~圧縮応力関係

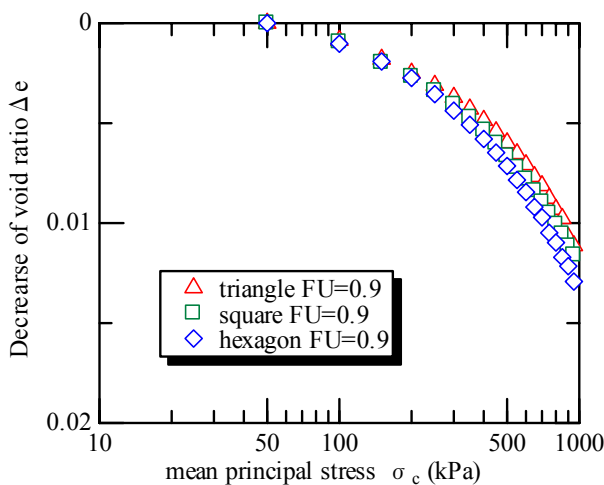


図-5.4.4 FU=0.9における繰り返し等方圧縮試験時の間隙比

関係を示したものである。どのデータについても、処女载荷過程であるにも拘わらず、先行圧縮応力の影響があるように圧縮曲線が曲がっており、圧密降伏応力を越えた応力領域に载荷されていることを示している。このことは、圧縮過程において初期状態から構造が変化したことを示していると考えられる。

図-5.4.3 は、円粒子が接した状態のクランプ粒子と1円粒子について繰り返し等方圧縮試験の結果を示して

いる。各供試体において、载荷～除荷過程を行うことにより、塑性体積ひずみを生じていることがわかる。このことは、図-5.4.1 で示されているように圧密降伏応力を越えた応力载荷の影響により、実質的に供試体内部に構造を形成して、挙動に影響を及ぼしていることを意味しているものと考えられる。なお、各供試体とも、 $e \sim \log \sigma_c$ 関係の形状より、 $\sigma_c = 500 \text{ kPa}$ あたりに降伏応力が存在していると考えられる。

FU 値の異なる3円粒子、4円粒子および6円粒子についてもそれぞれ繰り返し等方圧縮試験を行った。図-5.4.4 は同じFU 値の各クランプ粒子に関する間隙比減少量～圧縮応力関係の代表例として、FU=0.9 の例を示したものである。図-5.4.2 に示されている円粒子が接した状態のクランプ粒子と同様に、FU=0.9 の場合は粒子が円形（完全円の断面）に近い状態となっているにも拘わらず、各クランプ粒子の $e \sim \log \sigma_c$ 関係は重なっていないことから、粒子形状の影響が圧縮曲線に現れているのがわかる。図-5.4.2 および図-5.4.4 から $\sigma_c = 500 \text{ kPa}$ あたりに降伏応力が存在していると考えられることから、 $\sigma_c = 500 \text{ kPa}$ 以降のプロットより得られた圧縮指数 C_c とFU 値の関係を図-5.4.5 に示した。これより、1円粒子の結果がクランプ粒子の傾向から外れ、最も圧縮指数が大きくなっていることがわかる。また、クランプ粒子の傾向としては、FU 値が大きくなるにつれて圧縮指数がわずかに小さくなる傾向を示している。実材料においては、間隙比の大きな試料の方が圧縮指数が大きくなる傾向があり、吉村、小川¹¹⁾が示したようにFU 値と初期間隙比が反比例することを考慮すると、妥当な結果であると考えられる。したがって、粒子形状は間隙比を介して圧縮特性に影響を与え、FU 値が小さいほど圧縮指数 C_c は大きくなると考えられる。しかし、今回の結果からはその影響は顕著には現れなかった。これは、後述するように、解析で用いた粒子の特性によるものと思われる。

5.4.2 軸圧縮過程

図-5.4.6(a), (b)は、円粒子が接した状態のクランプ粒子の供試体と1円粒子供試

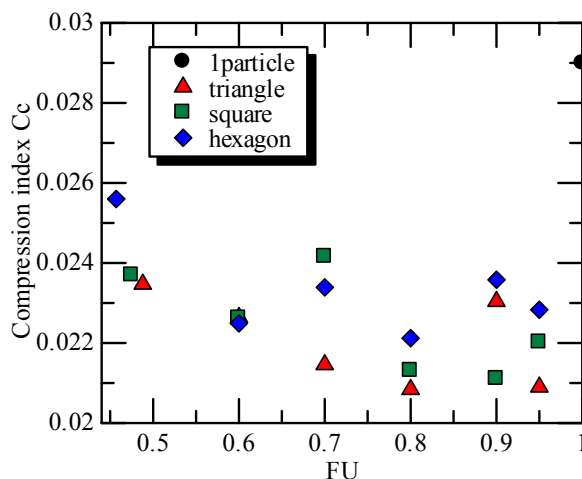


図-5.4.5 圧縮指数 C_c ～凹凸係数 FU の関係

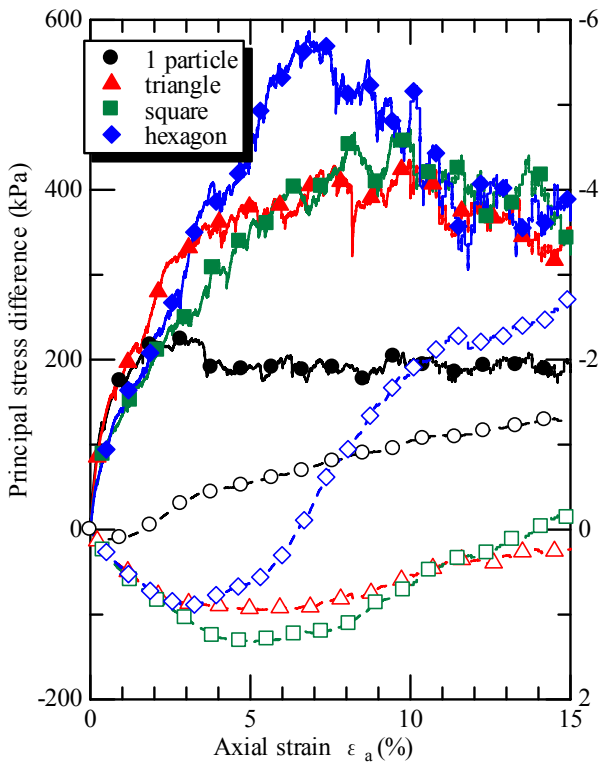
体について、軸ひずみ～主応力差($\sigma_1 - \sigma_3$)、および軸ひずみ～体積ひずみ関係を示している。(a)は側圧 $\sigma_3 = 250\text{kPa}$ 、(b)は側圧 $\sigma_3 = 500\text{kPa}$ のものを示している。同様に、図-5.4.7(a),(b)にFU=0.60のものを、図-5.4.8(a),(b)にFU=0.70のものを、図-5.4.9(a),(b)にFU=0.80のものを、図-5.4.10(a),(b)にFU=0.90のものを、図-5.4.11(a),(b)にFU=0.95のものを示した。本研究では、主応力差が最大となる点を供試体の破壊とした。

図-5.4.6～5.4.11の結果において、主応力差の傾向は、1円粒子と、3円粒子および4円粒子、6円粒子のグループの2種類に分かれていることがわかる。そして、1円粒子の場合は、軸ひずみ2%程度でピーク強度を示しているのに対して、他の円粒子の場合は軸ひずみが7～10%程度でピークを示している。図-5.4.6～5.4.11の(a),(b)で同じクランプ粒子同士の供試体を比較すると、各クランプ粒子間に明確な傾向差は見られないことがわかる。したがって、今回の結果ではせん断応力～軸ひずみ関係に与える側圧の影響はわずかであると考えられる。

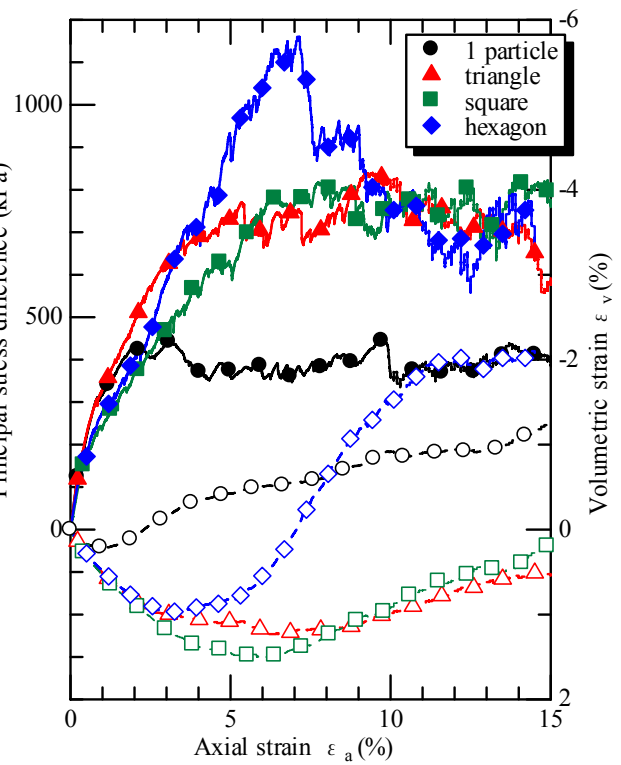
実材料に関して、Maeda and Miura¹²⁾は三軸圧縮試験結果より、角張り度合が大きい試料ほど内部摩擦角の側圧依存性が大きくなり、ほぼ完全な円形であるガラスビーズでは、内部摩擦角の側圧依存性がなくなることを示している。本研究においても、第3章で示したガラスビーズの三軸圧縮試験結果で同様の結果が得られている。以上を考慮すると、今回の計算で用いた粒子の表面形状がガラスビーズと同じく表面がなめらかで円状であることから、側圧の影響が十分に小さいことは、第3章での試験結果や、Maeda and Miuraの試験結果と傾向が一致していると考えられる。また、軸ひずみ～体積ひずみ関係では、すべての粒子においてせん断中に圧縮から膨張する体積変化挙動が生じていることがわかる。なお、円粒子が接した状態のクランプ粒子の供試体(図-5.4.6)において、膨張から圧縮へ転じる最大圧縮点での軸ひずみの大きさを図より読み取ると、1, 6, 4, 3円粒子の順にそれぞれ0.4, 3.0, 4.8, 5.5%程度であった。このことは他のFUの供試体でも同様であった。

また、例えば1球粒子の軸ひずみ～主応力差関係に着目すると、ピーク時の主応力差にほとんど差がないものの、主応力差が急激に小さくなる時の軸ひずみの大きさが異なっていることがわかる。これは、同一の間隙比で供試体を作製しても、供試体内の初期粒子配列にばらつきがあることや、軸圧縮中の構造骨格が比較的不安定でその出現の仕方が異なるという理由によるものと考えられる。ガラスビーズを用いた等方圧密試験では、同一間隙比でも圧縮傾向は供試体により異なることが知られており¹³⁾、今回の円形粒子を用いた試験においても同じ傾向を示している。このことが、先述したように1円粒子が他の粒子と比べて応力～ひずみ関係が異なっている一因であると考えられる。

図-5.4.6～5.4.11の結果から、今回の結果では応力～ひずみ関係における側圧の挙動への影響はわずかであると判断されたため、以下においては、任意の $\sigma_3 = 250\text{kPa}$ (一定)の条件下での挙動について主に検討を加えることとした。

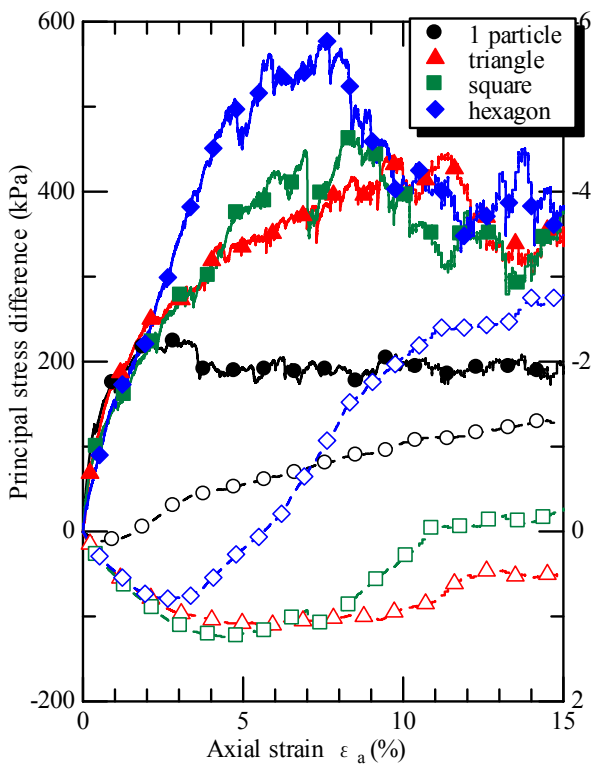


(a) $\sigma_3 = 250\text{kPa}$

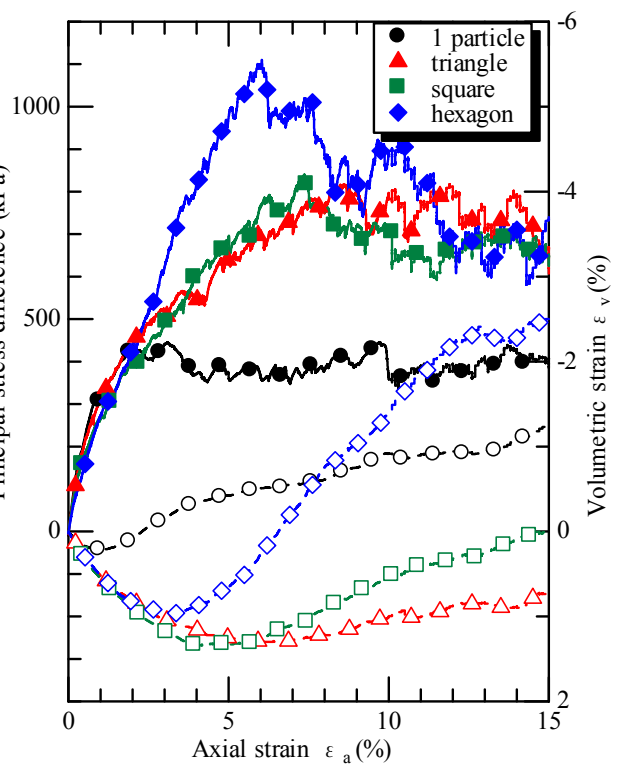


(b) $\sigma_3 = 500\text{kPa}$

図-5.4.6 円粒子が接した状態の応力～ひずみ関係

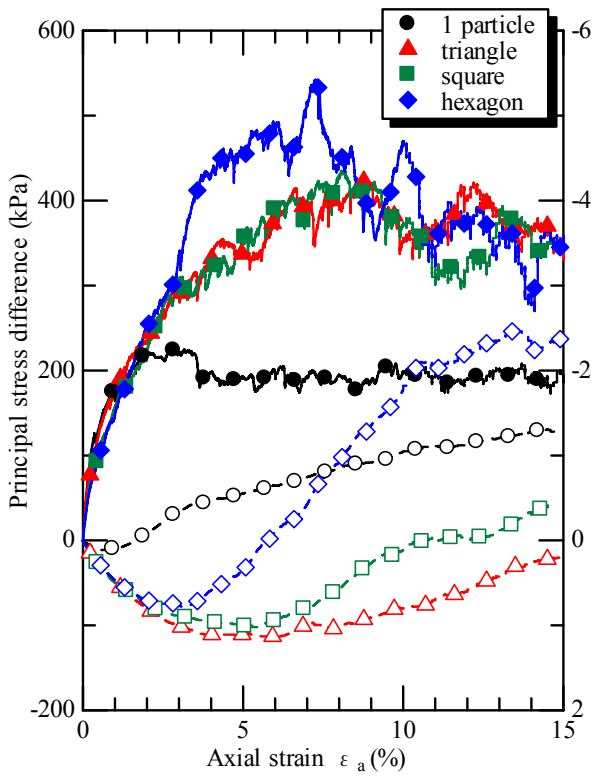


(a) $\sigma_3 = 250\text{kPa}$

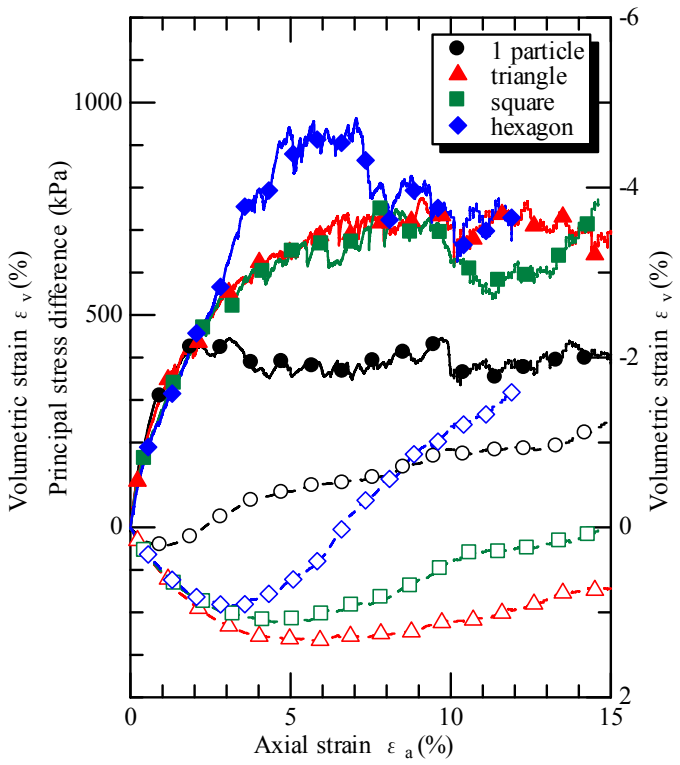


(b) $\sigma_3 = 500\text{kPa}$

図-5.4.7 FU=0.60 の応力～ひずみ関係

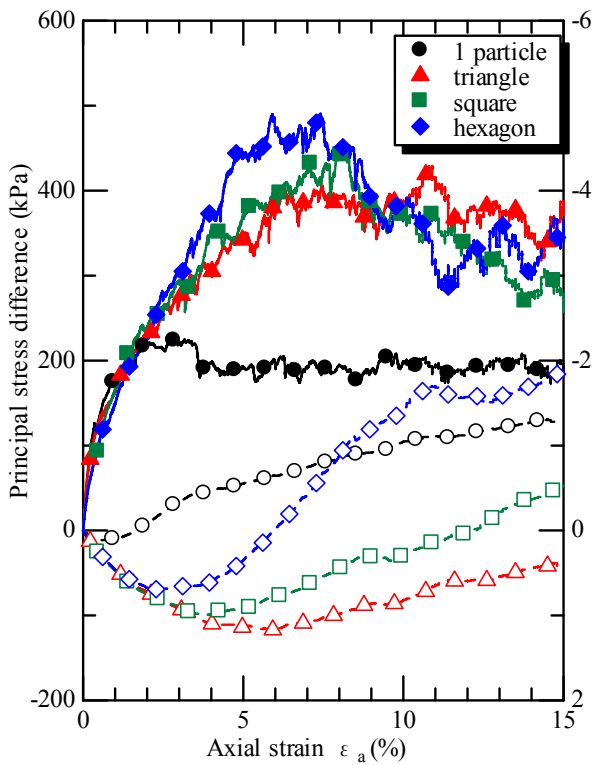


(a) $\sigma_3=250\text{kPa}$

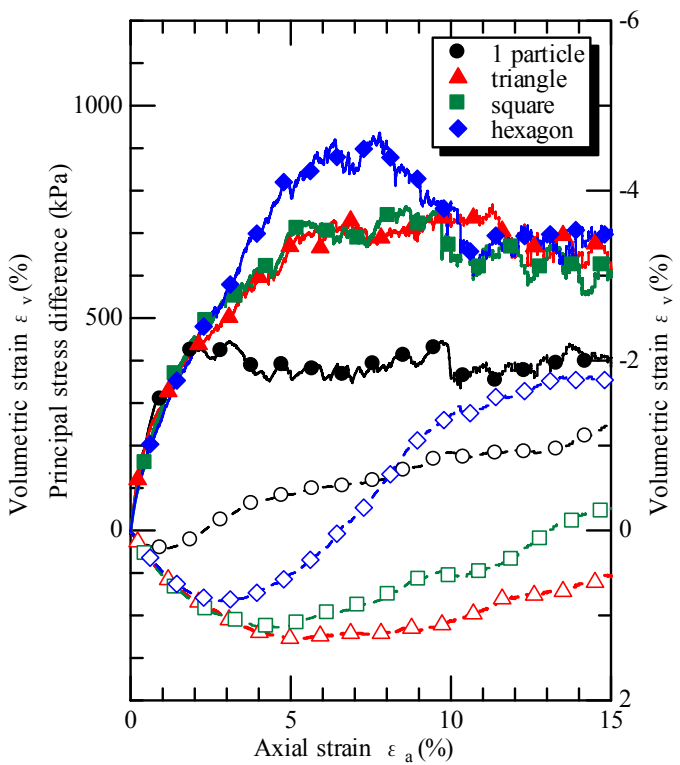


(b) $\sigma_3=500\text{kPa}$

図-5.4.8 FU=0.70 の応力～ひずみ関係

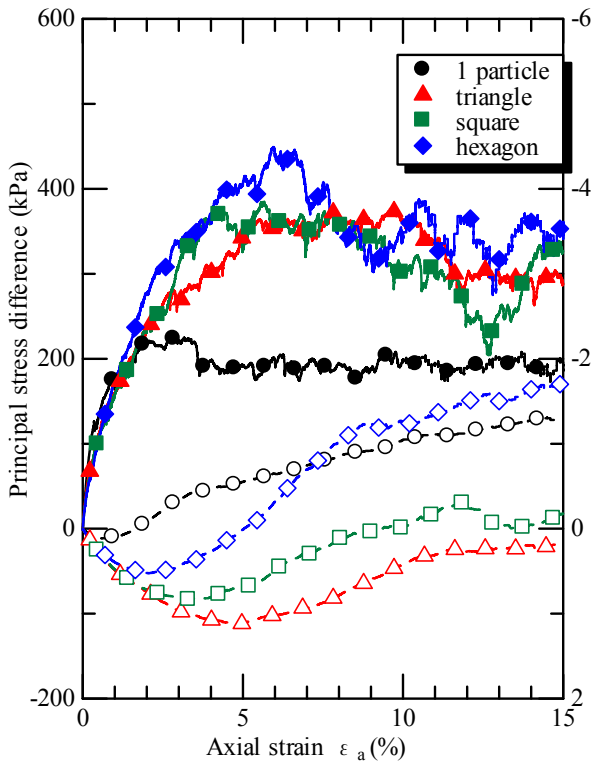


(a) $\sigma_3=250\text{kPa}$

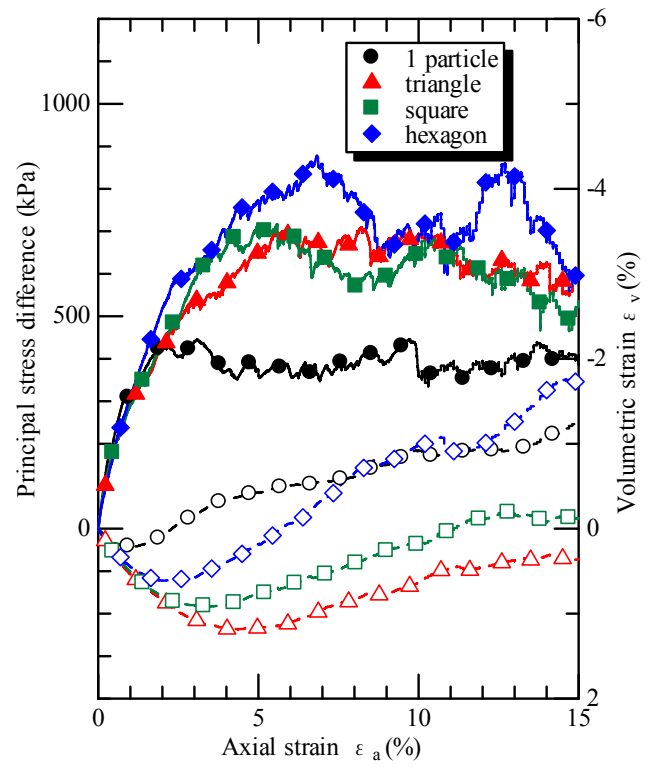


(b) $\sigma_3=500\text{kPa}$

図-5.4.9 FU=0.80 の応力～ひずみ関係

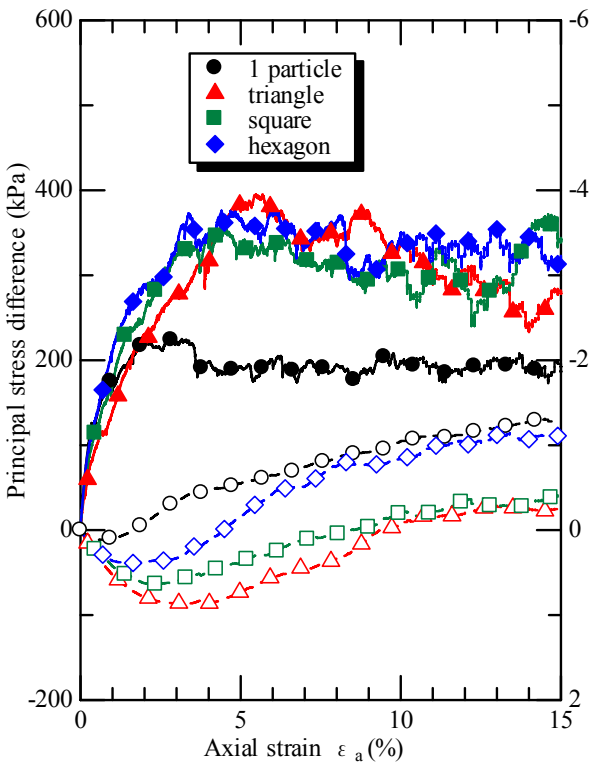


(a) $\sigma_3 = 250\text{kPa}$

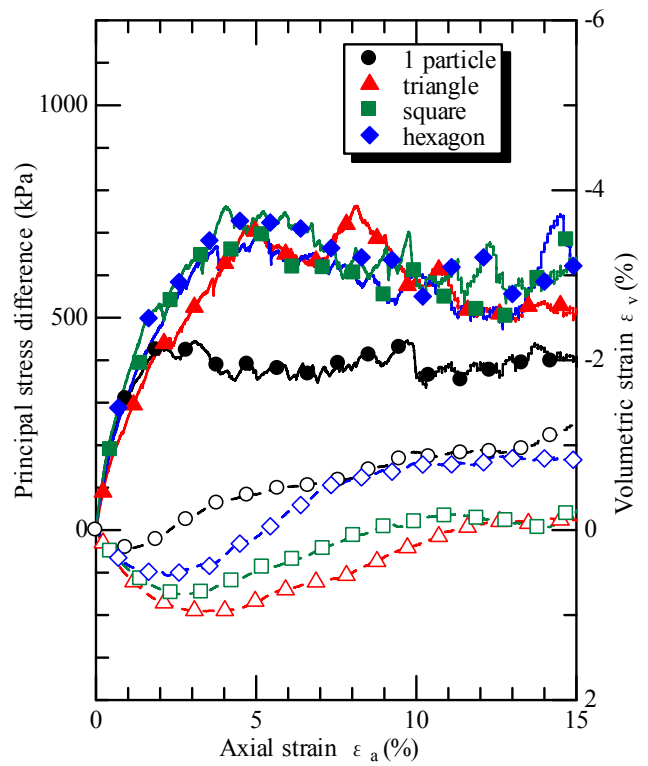


(b) $\sigma_3 = 500\text{kPa}$

図-5.4.10 FU=0.90 の応力～ひずみ関係



(a) $\sigma_3 = 250\text{kPa}$



(b) $\sigma_3 = 500\text{kPa}$

図-5.4.11 FU=0.95 の応力～ひずみ関係

5.5 強度・変形特性に関する考察

5.5.1 内部摩擦角への粒子形状の影響

図-5.5.1(a), (b)はFU値と破壊時の内部摩擦角 ϕ_d の関係を、図-5.5.2(a), (b)はダイレイタンシー補正された内部摩擦角 ϕ_r の関係をそれぞれ示した。ただし、実材料を用いた検討と同様、主応力差が最大となる点を供試体の破壊とし、4.1節の図-3.4.1に示したように内部摩擦角は粘着力を0として求めた。

図-5.5.1のFU値と内部摩擦角 ϕ_d の関係においては、FU値が1に近づくと、 ϕ_d が小さくなる傾向を示していることがわかる。このことは試料の材質が同じ場合、粒子形状が異なれば内部摩擦角は異なること、および内部摩擦角の大きさはFU値と関係があることを示している。

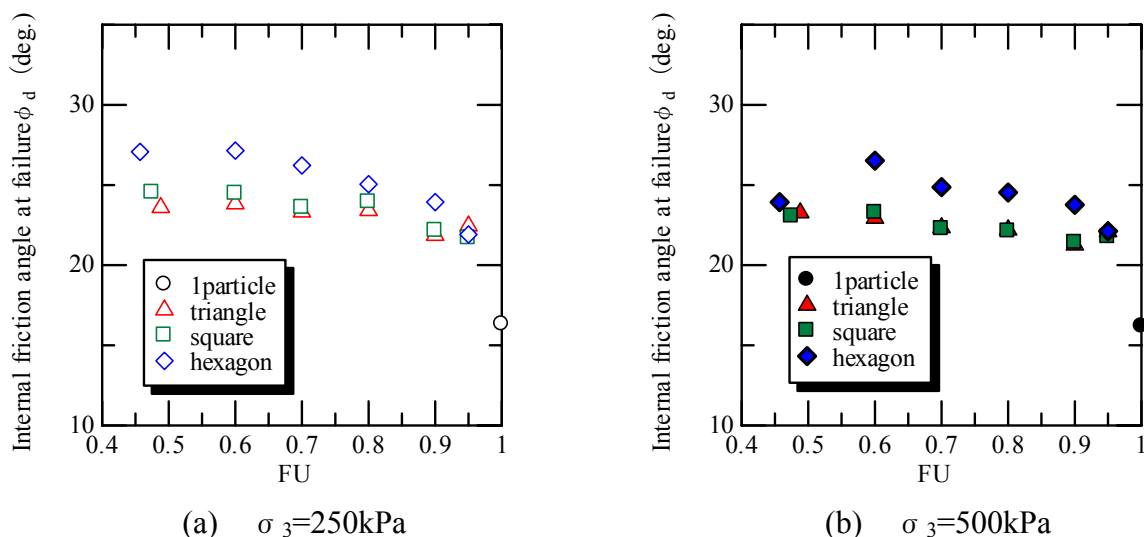


図-5.5.1 FU値～内部摩擦角 ϕ_d 関係

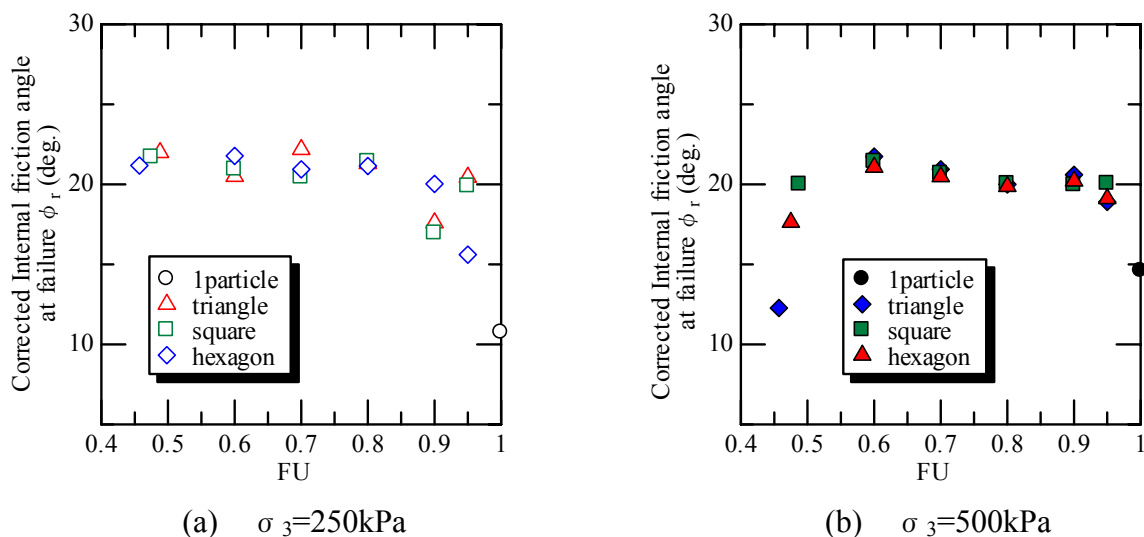


図-5.5.2 FU値～ダイレイタンシー補正された内部摩擦角 ϕ_r 関係

図-5.5.1からはFU値が同じでも、6, 4, 3円粒子の順番で内部摩擦角は小さくなる傾向を示していることがわかる。このことから、FU値は同じでもクランプ粒子の形状の違いが内部摩擦角に影響していることがわかる。この結果は、FU値では表現できない、クランプ粒子の粒子形状による粒子同士のかみ合わせの違いが、結果的に内部摩擦角に影響を与えていることを示していると考えられる。クランプ粒子間で異なるものはクランプを構成する円粒子の結合数に応じて存在する凹部と凸部の数である。すなわち、ある粒子の凹部に別の粒子の凸部がかみ合わさることにより発揮される強度成分があり、結合した粒子数の多いクランプ粒子ほどその成分の強度は大きくなる。以上から、粒子同士のかみ合わせの効果を通じて粒子形状は強度特性に影響を与えていると考えられる。また、FU値では粒子形状を表現できなかったのは、クランプ粒子が自然界に存在する粒子と比べて特異な形状を有していることもその一因として考えられる。なお、粒子間のかみ合わせ効果による強度成分は、同じく粒子のかみ合わせによって発現するダイレイタンスー量と比例すると考えられるが、この考察については5.5.1節で述べる。

次に、図-5.3.1の吉村⁹⁾による実材料の三軸圧縮試験から求めたFU値と内部摩擦角 ϕ_d の関係について検討する。図-5.5.1は今回の解析結果における同じ関係を示したものである。この図から、FU値の変化に対して、 ϕ_d の変化はあまり大きくないことがわかる。このような結果が得られたのは、次のような理由によるものと考えられる。実材料の砂は、今回の解析に用いた円粒子の組み合わせにより構成されたクランプ粒子に比べて粒子表面の粗度が大きい。そのため、粒子間の摩擦およびかみ合わせ効果が大きくなってFU値の変化に対して内部摩擦角の変化分も大きくなる。一方、今回のシミュレーションに用いた粒子はFU値が変化しても粒子表面はいずれの粒子も変わらず滑らかであるため、実材料ほどFU値に対して ϕ_d が敏感に変化しなかったものと考えられる。以上のことから、今回用いたクランプ粒子では、同一のFU値でもかみ合わせの効果が異なる結果となった。図-5.5.1に示した内部摩擦角 ϕ_d が図-5.3.1に示す実材料と比べて全体的に小さいことも、粒子表面の粗度と関係があるように思われ、DEMの計算結果を実材料に反映させるときの課題の一つであると考えられる。

一方、自然材料の場合は粒子の拡大写真などからFU値と凹凸の度合いが比例関係にあることが確認されている⁹⁾。粒子形状の定量化には2.2.1節に述べたようにRoundnessやTotal Degree of Angularityなどの指標があり、粒子の凹部と凸部の評価にはこれらの指標が適切である可能性がある。しかし、いずれも定量化が煩雑であり、人為的な誤差も生じることが指摘される。一方、同じ粒子数を結合したクランプ粒子ではFU値と ϕ_d の間に相関があることを考慮すると、FU値を自然材料の粒子形状の有効な指標として取り扱うことに問題はないと考えられる。

図-5.5.2のFU値とダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r の関係においては、ややばらつきはあるものの、クランプ粒子の ϕ_r が側圧の大きさに拘わらずほぼ等しくなる傾向を示している。これは、クランプ粒子が3.4.3節で取り上げた実材料のグ

ラスビーズと同様，粒子破碎を生じないため， ϕ_r の側圧依存性が見られなかったと考えられる．これより，クランプ粒子においては粒子形状に拘わらず，ダイレイタンシー補正された内部摩擦角がほぼ同じであると考えられる．なお，1円粒子に関しては他の粒子より異なる傾向を示しており，5.3.2節で述べたように，供試体の初期相対密度が異なっていることが一因として挙げられる．

5.5.2 ダイレイタンシー特性への粒子形状の影響

図-5.5.3 に FU 値と破壊時のダイレイタンシー係数 D_f の関係を示した．この結果において，FU 値が大きくなるほど破壊時のダイレイタンシー係数は小さくなっていることがわかる．そして，6，4，3円粒子の順番で，同じ FU 値に対するダイレイタンシー係数の大きさは小さくなっている．クランプ粒子に関しては，ダイレイタンシー係数～FU 関係の傾向が，図-5.5.1 に示した FU～内部摩擦角 ϕ_d 関係の傾向と類似している．一方，図-5.5.2 に示したように，クランプ粒子のダイレイタンシー補正された内部摩擦角 ϕ_r がほぼ等しい大きさを示している． ϕ_r は粒子間摩擦角と再配列に消費するエネルギー分を合わせた摩擦角であり，今回の解析による試料では形状に拘わらずほぼ同じ値を示しているため，クランプ粒子の形状による内部摩擦角の差は，ダイレイタンシー特性に依存したものであると考えられる．

次に，粒状体の応力～ひずみ関係を弾塑性体として近似するとき，応力比～ひずみ増分比の関係を把握することが重要になる．そこで，図-5.5.4(a)～(f)は，せん断過程でのピーク強度までの応力比～ひずみ増分比関係について，1円粒子と他の粒子をそれぞれ比較した．なお，図中に示されている応力比 (τ_m/σ_m) に関する各応力成分は，それぞれ次式で定義される．

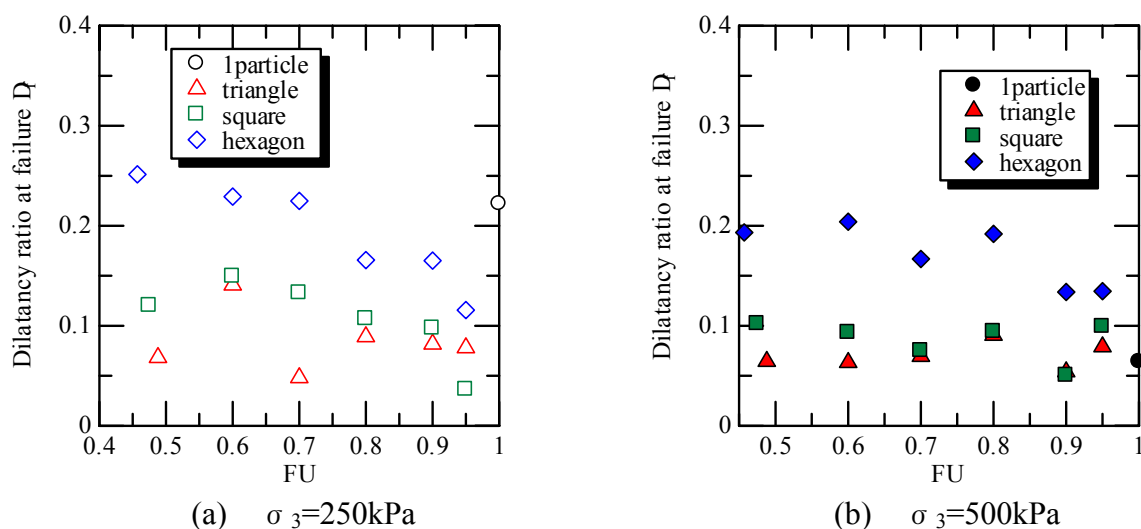


図-5.5.3 FU 値～破壊時のダイレイタンシー係数 D_f 関係

$$\tau_m = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (5.2)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \quad (5.3)$$

ただし、 σ_1 : 最大主応力、 σ_3 : 最小主応力

図-5.5.4 に示されているように、応力比～ひずみ増分比関係は、図-5.4.6～5.4.11 に示されている応力～ひずみ関係における細かな増減の影響により滑らかなものではない。そこで図-5.5.4 の応力～ひずみ増分比関係を図-5.5.5 に示すように 1 次の直線で近似し、その直線の傾度と FU 値との関係、およびひずみ増分比が 0 となる時の応力比と FU 値との関係をまとめたものが、図-5.5.6 と図-5.5.7 である。図-5.5.6 において、各クランプ粒子の応力比～ひずみ増分比における傾度と FU 値の関係を比較すると、3 円粒子に関しては傾度は FU 値に拘わらず一定となっているが、4、6 円粒子の場合は、FU が小さくなるにつれて傾度が大きくなる傾向を示している。しかし、図-5.5.7 に示されているように、ひずみ増分比が 0 となる応力比は粒子形状の大きさに拘わらず、ほぼ一定の値を示している。図-5.5.6 と図-5.5.7 の結果をまとめると、クランプ粒子の形状は、応力比～ひずみ増分比関係の傾きに影響を与えるが、切片には影響を与えないものと考えられる。

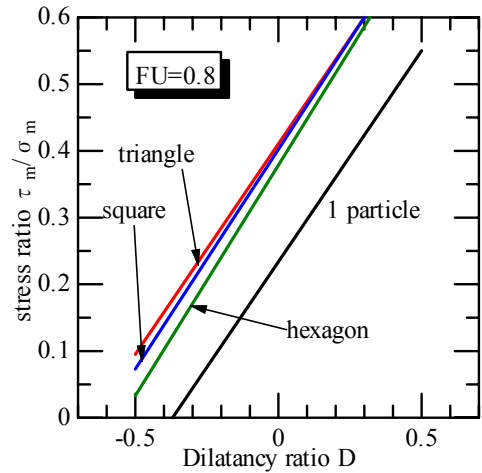


図-5.5.5 ストレス～ダイレイタンスー関係の近似結果(FU=0.8)

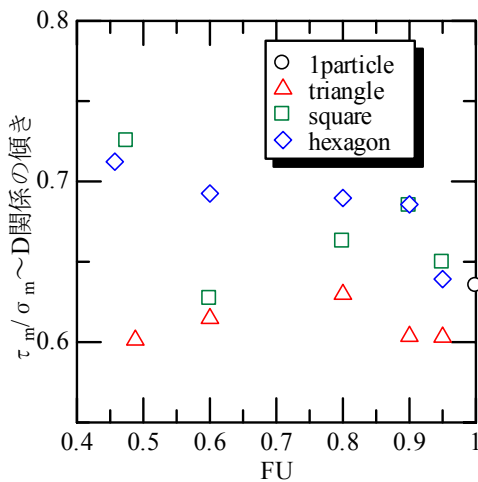


図-5.5.6 FU～S-D 関係の傾度の関係

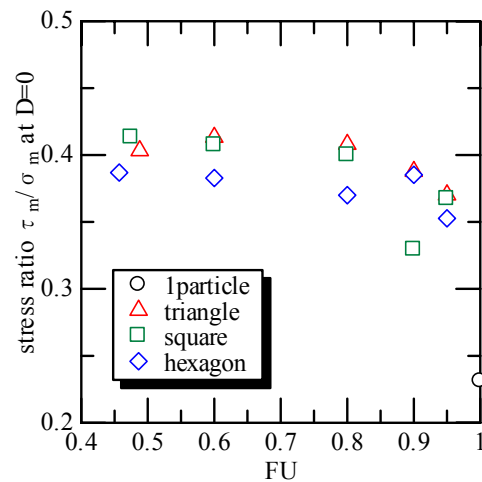


図-5.5.7 最大圧縮時の応力比関係

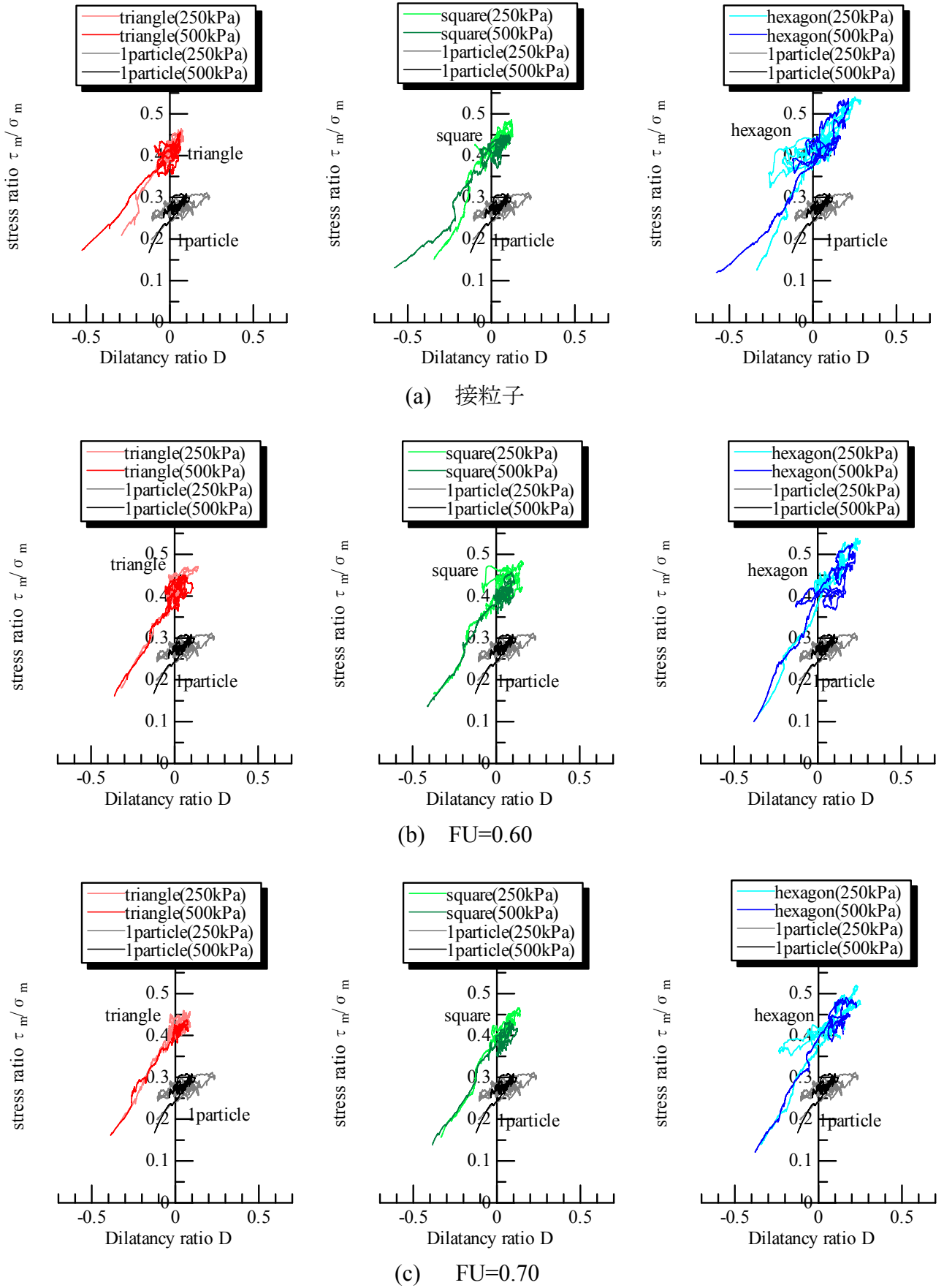
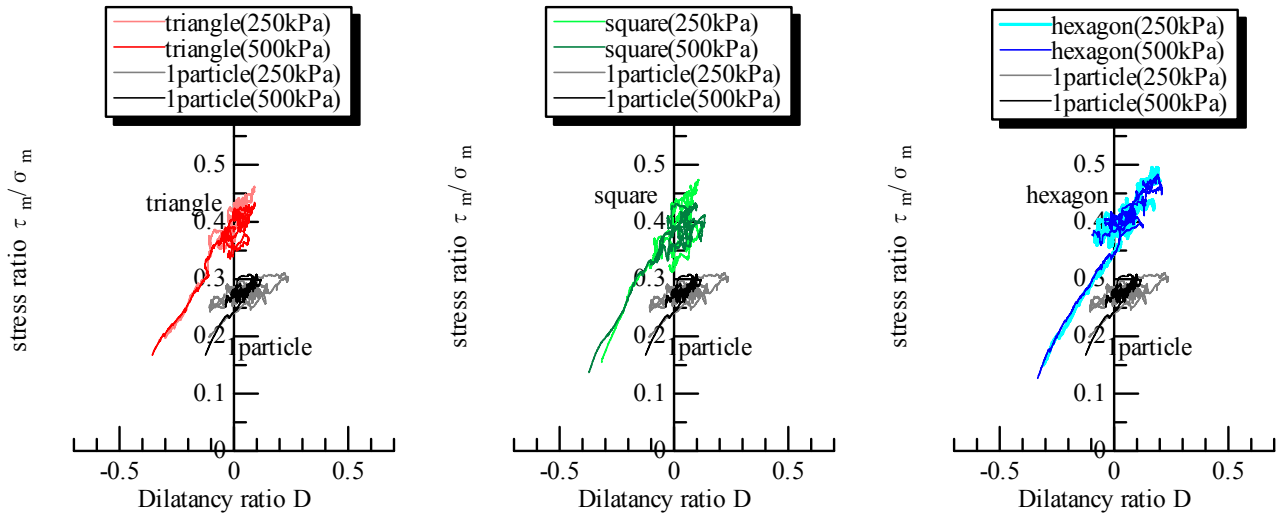
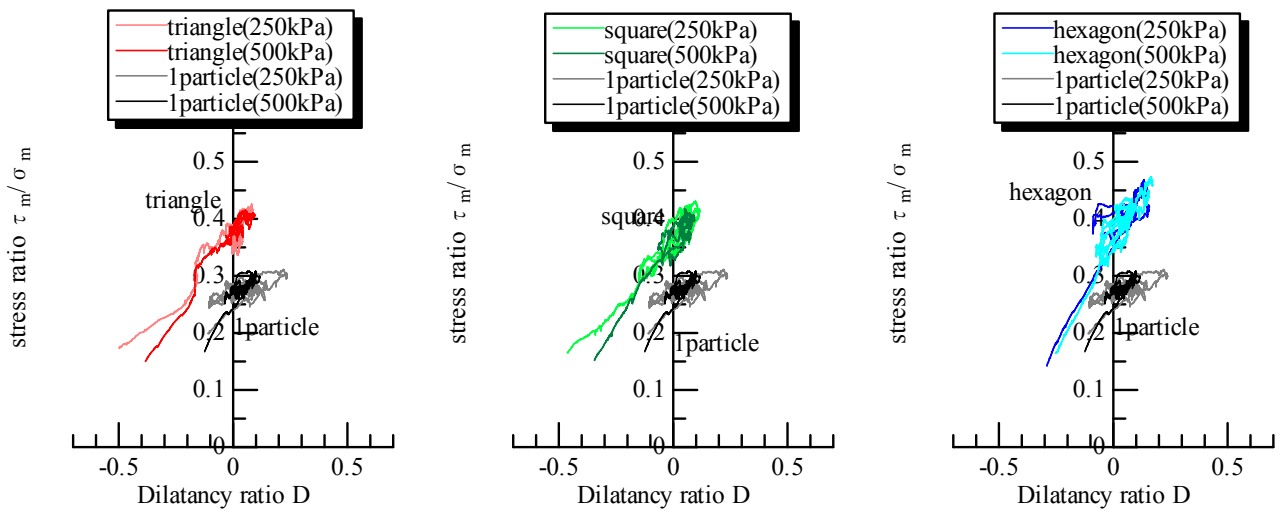


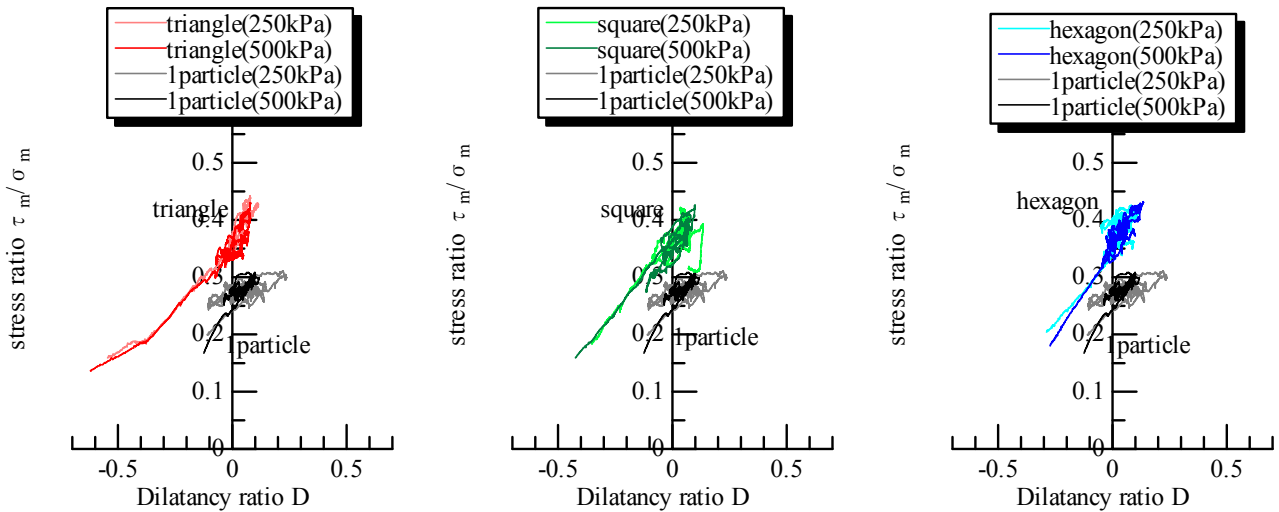
図-5.5.4 クランプ粒子のストレス～ダイレイタンスー関係



(d) $FU=0.80$



(e) $FU=0.90$



(f) $FU=0.95$

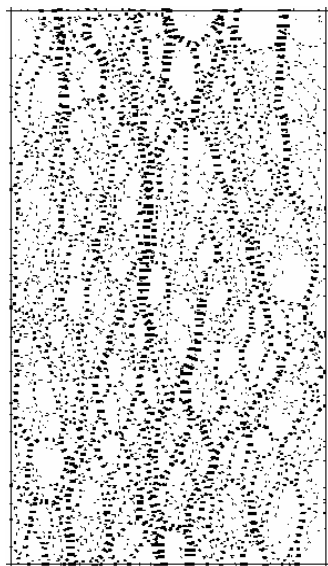
図-5.5.4 クランプ粒子のストレス～ダイレイタンスー関係

5.5.3 粒子の構造骨格の形成への粒子形状の影響

粒状体がせん断強度を発揮するとき、応力を伝える粒子の柱、すなわち構造骨格が形成、発達することが知られている。今回、粒子形状が構造骨格の形成にどのような影響を与えるかを検討した。

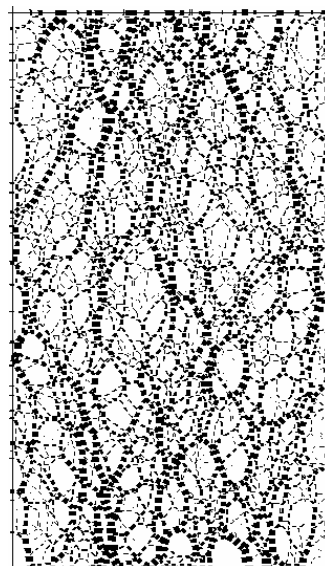
図-5.5.8には6円粒子のピーク強度付近（軸方向ひずみ約6%）での粒子間力図を示した。この図は応力を伝える粒子の骨格構造を示すものと考えられる。(a)は円粒子が接した状態(FU=0.457)の供試体、(b)はFU=0.95の供試体を示した。これより、FU=0.457の供試体の方がFU=0.95の供試体と比べて粒子間応力の最大値が大きくなっていることがわかる。また、応力を伝える粒子の数もFU=0.457の方が多くなることがわかる。相対密度と側圧が同一の供試体において強度差が生じる場合、粒子間力が異なるかもしくは、構造骨格をなす粒子の動員数が異なる必要があると考えられるが、今回の結果からは、粒子形状はその両方に影響を与えることを示している。

土の強度は「土粒子間の摩擦抵抗」+「土粒子間のかみ合わせ効果」によって発現されると考えられる。今回の結果からは同じ粒子間摩擦角でピーク強度に差が生じており、粒子形状が与える影響は粒子間の摩擦抵抗よりも、かみ合わせの効果の方が卓越していることを示していると考えられる。中瀬ら¹⁴⁾はDEMによる二軸圧縮試験シミュレーションより構造骨格の再配分が行われるような破壊形式の場合、せん断帯付近での粒子の回転速度が大きくなることを示している。粒子の回転速度の大きさと粒子間のかみ合わせの効果は相関があると考えられるため、骨格構造の



粒子間力が作用している粒子接点数；n=5737点
最大粒子間力； $\sigma_p=16.7\text{kN}$
ピーク時の最大主応力； $\sigma_1=419\text{kPa}$

(a) FU=0.457



粒子間力が作用している粒子接点数；n=5066点
最大粒子間力； $\sigma_p=13.8\text{kN}$
ピーク時の最大主応力； $\sigma_1=407\text{kPa}$

(b) FU=0.95

図-5.5.8 6円粒子供試体のピーク強度時の構造骨格

発達は主に粒子間のかみ合わせ効果が支配的であることを示しているものと考えられる。また、FU 値が小さいほどかみ合わせの効果が大きくなって、ダイレイタンスの発生量が大きくなり、結果的に粒子間応力の最大値が大きくなる。このため、FU 値とダイレイタンス係数およびピーク時のせん断強度の間に相関関係をもたらす。このことが、粒子形状が内部摩擦角に影響を与える主たる原因であると考えられる。また、構造骨格をなす粒子の動員数が多くなったのは、粒子間モーメント力の作用により複数の粒子が一体となって応力を伝えるので、粒子間のかみ合わせ効果が大きい FU の小さな供試体の方で粒子接点数が多くなったためであると考えられる。構造骨格が密になることもせん断強度特性に影響を与えるため、FU 値に反比例して構造骨格をなす粒子の動員数が多くなったことも、粒子形状が内部摩擦角に影響を与える一因であると考えられる。

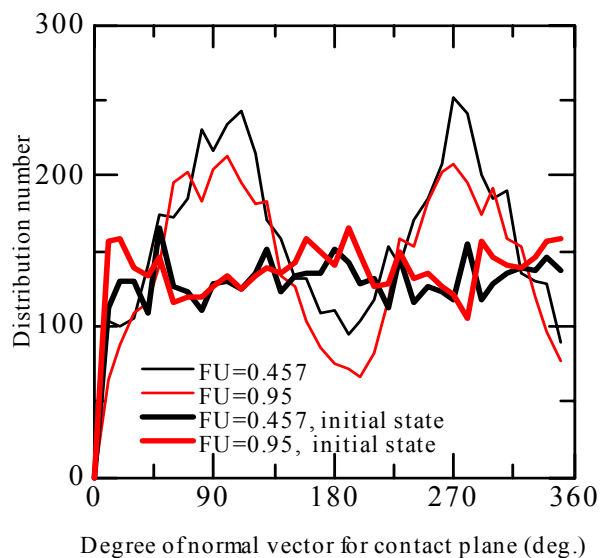


図-5.5.9 6円粒子供試体のピーク強度時における粒子間の接点角分布

図-5.5.9には6円粒子のピーク強度時における水平方向に対する粒子間の接点角分布を示した。図-5.5.9は粒子間が作用している接点のみを抽出して接点角分布を求めており、接点数をy軸、x軸に粒子接点に対して粒子間力が作用している法線方向の向きを示している。また、x軸の接平面方向ベクトルの角度は、右向き水平方向から反時計周りの角度である。これより、本結果においてもこれまで行われてきたDEMによる二軸圧縮試験シミュレーション結果と同様、最大主応力作用方向の粒子接点数が多くなっており、構造骨格の形成が主に最大主応力方向であることを裏付けている。ただし、FU値が小さい供試体では最大主応力作用方向のみならず、最小主応力方向にも接点数が増加していることがわかる。これは、先に述べたように粒子間のかみ合わせ効果により複数の粒子が一体となって構造骨格を形成する作用をもたらす、その際に水平方向に接した粒子も、ある程度構造骨格の形成に寄与することを示していると考えられる。

5.6 結論

本章では粒子形状が粒状材料の力学的挙動に与える影響を調べるために、同じ物理特性をもつ円粒子を結合した粒子による、粒子形状の異なる2次元粒状材料の2軸圧縮及びせん断試験のシミュレーションを行った。粒子形状を定量化するために凹凸係数 FU に着目して、結果について検討を加えた。得られた結果は以下のようである。

- 1) クランプ粒子では、 FU 値が大きくなるにつれて圧縮指数が小さくなる傾向を示した。これは、 FU 値が小さくなると初期間隙比が大きくなり、圧縮性が高くなるためと考えられる。
- 2) 軸圧縮過程において軸ひずみ～主応力差関係は、 FU 値が1に近づくと、粒子形状に拘わらずほぼ同じ傾向を示した。この時、軸ひずみ～体積ひずみ関係は、粒子形状ごとに異なる傾向を示した。
- 3) 内部摩擦角と FU 値の関係は粒子形状の影響を受け、 FU 値が小さくなると増加する傾向を示した。そして、その傾向は、破壊時のダイレイタンシー係数と FU 値の関係と同傾向となった。また、ダイレイタンシー補正された内部摩擦角は、粒子形状に拘わらずほぼ一定の値となった。このことは、粒子形状がダイレイタンシー特性に影響して内部摩擦角に反映されることを示している。
- 4) せん断中の応力比～ひずみ増分比関係は粒子形状の影響を受け、その傾度は FU 値が小さくなるほど、大きくなる傾向を示した。しかし、その切片は、粒子形状によらずほぼ一定の値を示した。
- 5) 粒子形状が異なる試料との比較における軸圧縮過程での粒子間力の分布から、粒子形状は粒子の構造骨格の形成に影響を与え、粒子間力の最大値および構造骨格をなす粒子の動員数に影響を与えるものと推測される。すなわち、 FU 値が小さいほどかみ合わせ効果によりダイレイタンシーが大きくなって粒子間応力の最大値が大きくなる。また、粒子間モーメント力の作用により複数の粒子が一体となって強度を発揮するため、構造骨格に動員される粒子数が増加する。両者の影響により、結果的にピーク強度が大きくなるものと判断される。

5章の参考文献

- 1) Meguro, K., Iwashita, K. and Hakuno, M.: Fracture Analyses of Media Composed of Irregularly Shaped Regions by the Extended Distinct Element Method, *Structural Engineering / Earthquake Engineering*, Vol.8, No.3, pp.37-48, 1991.
- 2) 栗田 哲史, 中瀬 仁, 安中 正, 嶋田 昌義, 藤谷 昌弘: ケーソン式護岸の模型振動実験に対する個別要素法シミュレーション, 土木学会論文集, No.525, I -33, pp.299-308, 1995.
- 3) 松島亘志, 小長井一男: 正多角形個別要素法を用いた粒状体の単純せん断シミュレーション, 土木学会第 51 回年次学術講演会, III-A39, pp.78-79, 1996.
- 4) 澤田純男, プラダンテージ, 土岐憲三: 要素形状や初期状態が個別要素解析に与える影響, 第 29 回地盤工学研究発表会講演集, pp.511-512, 1994.
- 5) Mirhgasemi, A. A., Rothenburg, L. and Matyas E. L.: Numerical simulations of two-dimensional polygon-shaped particles and effects of confining pressure on shear strength, *Soil and Foundations*, Vol.37, No.3, pp.43-52, 1997.
- 6) 坂口 秀, 尾崎叡司: 球形要素を用いた DEM における回転の抑制に関する研究, 第 27 回地盤工学研究発表会講演集, pp.571-572, 1992.
- 7) 岩下和義, 小田匡寛: 粒子接点での転がり抵抗を考慮した個別要素法によるせん断帯の微視的変形機構, 応用力学論文集, Vol.2, pp.401-411, 1999.
- 8) 山本修一: 個別要素法による粒子間の転がり抵抗が粒状体の内部摩擦角に及ぼす影響の検討, 第 32 回地盤工学研究発表会講演集, 1997.
- 9) 吉村優治: 砂のような粒状体の粒子形状と一次性質, 二次性質に関する研究, 長岡技術科学大学学位論文, 1994.
- 10) 地盤工学会「土質試験の方法と解説」改訂編集委員会編: 土質試験の方法と解説 (第一回改訂版), 第 2 編 8 章砂の最小密度・最大密度試験, pp.136~141, 2000.
- 11) 吉村優治, 小川正二: 粒状体の間隙比およびせん断特性に及ぼす一次性質の影響, 土木学会論文集, No.487, III-26, pp.98-108, 1994.
- 12) Maeda, K. and Miura, K.: Confining Stress Dependency of Mechanical Properties of Sands, *Soil and Foundations*, Vol.39, No.1, pp.53-68, 1999.
- 13) 諸戸靖史, 遠藤秋主, 河上房義: ガラスビーズにおける粒状体の三軸圧縮特性, 土木学会論文報告集, No.239, pp.47-56, 1975.
- 14) 中瀬 仁, 安中 正, 片平冬樹, 興野俊也: 平面ひずみ圧縮試験に対する個別要素法の適用, 土木学会論文集 No.454/III-20, pp.55~64, 1992.

第6章 二次元個別要素法による粒子破碎が強度特性に及ぼす影響の検討

6.1 序論

現行の土質力学で構築されている地盤材料の構成式や破壊規準などは、土塊を構成する土粒子の破碎現象について考慮することなく、土塊を要素と捉え、粒子破碎によって引き起こされると考えられる現象も含めて論じられている。しかし、2.1.2節で取り上げたように、粒子破碎が粒状土の力学的性質に与える影響は無視できず、これまでに様々な研究が行われている。

実材料においては、強度試験中に粒子破碎が生じる様子を直接観察して、強度、変形特性と関連づけることは非常に困難である。そこで、粒子破碎が強度定数に与える影響に関しては、試験前後における試料の粒度曲線の変化と、強度、変形特性の変化の様子を対比させて粒子破碎の影響を論じる^{1~10)}、あるいは供試体のエネルギー収支の関係から粒子破碎で消費されるエネルギー分を算出して、強度、変形特性に与える粒子破碎の影響を論じる^{2,3,11)}などの2つの間接的な方法によって調べられているのが現状であり、本研究においても3、4章では前者の方法での検討を行っている。しかし、これらの方法では、粒子破碎を生じた瞬間に発生する可能性のある土粒子骨格の構造変化が、強度特性に与える影響を直接把握するには限界がある。

以上の背景に基づき本研究では、未解明な部分が多いせん断時の粒子破碎の影響について、新たなアプローチ方法として粒子破碎を表現しうるDEMを用いた二軸圧縮試験をシミュレーションした。その結果に基づいて、せん断時に生じる粒子破碎が土要素の変形・強度特性に与える影響について検討を加えた。

なお、DEMでは、従来の実材料を用いた試験においては確認することが非常に困難であった、圧縮過程あるいはせん断過程途中での粒子破碎量の変化や、供試体内部における粒子破碎発生位置の把握が可能であり、その結果から実材料で生じる現象を類推することができる。DEMは近似手法の一種である数値解析法であるため、実材料の力学挙動と解析結果との間に、定量的な対応関係を求めることは現段階では難しい。しかし、これらの情報に基づき考察を加えることで、実材料を用いた試験では把握できなかった新たな知見を得ることにより、粒子破碎現象の本質に近づくことができるものと考えられる。

6.2 粒子のモデル化と粒子破碎指標

6.2.1 粒子破碎を表す二次元粒子のモデル化

本研究では、粗粒材料のせん断試験中に生じる粒子破碎を再現するために、以下

に述べる方法で粒子のモデル化を行った。モデル化に当たっては、3章で示した粗粒材料の三軸圧縮試験に用いた試料の粒子破碎の再現を試みた。三軸圧縮試験で見られた粒子破碎の仕方は以下の通りである。①試験前の試料の粒度分布は豊浦砂と同じとなるように調整しているため、貧粒度でありかつ細粒分を含んでいないが、粒子破碎により粒度曲線が細粒側に移動している。②三軸圧縮試験において、軸圧縮中に粒子がどのような破碎しているかを把握するため、粒子の一部を着色し、供試体内に混入させて試験後の破碎の様子を観察したところ、破碎は粒径に拘わらず粒子の角張りがとれるような形態で生じているものが多かった。③粒径の小さい粒子は大きい粒子よりも粒子破碎によって粒子形状が丸くなりやすい傾向があることから、同じ岩質のクラッシャーランをふるい分けて作製した試料の場合、粒子が小さくなるほど粒径に対する破断面積が大きくなることが確認された¹²⁾。このことから、粒子破碎によって取れる角張りの大きさは粒径とは比例しないと考えられる。

これらの実験事実に基づき、角張りがとれるような粒子破碎を表現するために粒子を次のようにモデル化した。なお、粒子破碎の形態は先述した粒子の角張りがとれるような場合のほかにも、粒子表面のギザがとれるような場合や、粒子が粉々に壊れるような形態もあると考えられるが、本研究では先に述べた三軸圧縮試験において主に確認された粒子破碎形態をモデリングすることを前提として、粒子の角張りがとれるような粒子破碎に限定して議論を進めることとする。

角張りがとれるような粒子破碎を招く場合、土粒子の破断部分にせん断応力と引張り応力が作用し、破断部分が有する限界の応力を上回った場合に生じると考えられる。そこで図-6.2.1に示すように、直径の等しい円形の要素粒子 (Element particle) を粒子間付着力で結合させた状態で、元粒子 (Original particle) 内に俵積み型の粒子配置で内接するように発生させる。この時、俵積み型の方向は供試体の長軸方向に対してランダムな方向に発生させる。その集合体を1つの粒子とする。(この俵積み型集合体粒子を以後、俵粒子 (Tawara particle) と呼ぶ) 接点に粒子間付着力を上回る粒子間力が加わると、粒子間付着力が消失するように設定している。この結果、その接点に粒子間付着力が全く存在しなくなった要素粒子は、力が作用すると俵粒子から分離することが可能となる。このようなモデルにより粒子破碎の再現を試みた。俵粒子の粒径 (すなわち元粒子の直径) が異なる場合においても、要素粒子の大きさは同じにしているため、分離する粒子の大きさが俵粒子の粒径に左右されないこととなる。この結果、同一母岩から作成された試料の破断面積は、小さい粒子ほど粒径に対する破断面積の比が大きくなる、すなわち破断面積が一定と見なせる

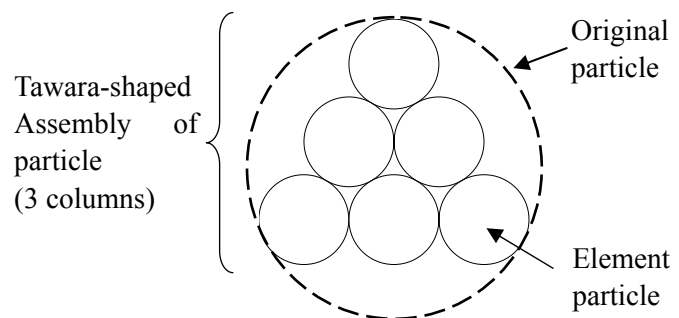


図-6.2.1 俵積み型集合体粒子モデル

という先に述べた実験事実を反映することが可能になると考えられる。なお、集合体粒子の形状については、角張っているものほど粒子破砕を多く生じると考えられるため、今回は粒子破砕の影響を把握しやすいように角張り度合の大きい三角形の俵積み型とした。

粒子間付着力は粒子接平面の法線方向(n-Adhesion)と接線方向(s-Adhesion)の大きさを同じにした。粒子間付着力の大きさについては、平均値と標準偏差を指定することにより正規分布となるように発生させることとした。粒子間付着力の大きさは、標準偏差を 1.0×10^3 (N) で一定とし、平均値を 5.0×10^4 (N), 5.0×10^5 (N), 5.0×10^6 (N) の 3 種類に設定した。このため、各接点ごとでの粒子間付着力の大きさは異なっている。この理由は、一定の大きさの粒子間付着力を与えた場合、等方圧縮過程に、ある载荷段階で粒子破砕が急激に生じてほとんどすべての要素粒子がばらばらになったり、あるいは、せん断過程終了までほとんど粒子破砕を生じないケースとなることが多く発生することが事前の予備解析で判明したためである。なお、表-6.3.2 の粒子間付着力の平均値および標準偏差に関しては、せん断過程での破砕現象を表現できる値となるように、試行錯誤により決定した¹³⁾。なお、要素粒子の剛性が大きくなると俵要素内に発生する応力も大きくなり、同程度の粒子破砕現象を生じさせようとすると粘着力も同様に大きくする必要のあることが予想される。さらに、後述する 6.3.2 節で示すように、要素粒子の剛性は実材料に模しているのではなく、DEM で用いる一般的な値を採用しているため、粘着力の大きさと実材料の圧裂強度と関連性は不明であることに留意する必要がある。また、粒子破砕現象を優先したことが、供試体が発揮する強度特性に実材料の傾向との差異を生じさせている可能性があり、このことは 6.5.2 節で述べることとする。

6.2.2 粒子破砕量を示す指標

3章で採用した粒子破砕の指標は、試料が図-3.2.1 に示すように豊浦砂と相似粒度に調整しているため貧粒度であること、また、細粒分を含んでいないことから、原粒度の通過百分率が 0%の粒径から細粒分が増加した割合で示される最小ふるい通過率 B_{ms} を粒子破砕量の指標として採用している。そこで本章での粒子破砕量としてこの指標を再現できるように、次の式(6-1)に示す、分離した要素粒子数が全体に占める割合を粒子破砕量を示す指標とした。

$$\text{粒子破砕量} = \frac{\text{破砕して離れた要素粒子数}}{\text{全要素粒子数}} \quad (6-1)$$

なお、本研究で用いる集合粒子は粒子内に隙間が存在している。本研究では、この三つの要素粒子に囲まれた部分は土粒子の一部とみなしており、破砕が生じて俵粒子から粒子が分離しても、この間隙部分は土粒子として間隙比を評価していることになる。

6.3 解析方法および解析条件

6.3.1 俵粒子発生過程および供試体諸元

本研究では図-6.3.1 に示すように、俵粒子試料の粒径が豊浦砂とほぼ相似粒度となる元粒子試料を用いている。元粒子内に発生させる俵粒子は、元粒子の粒径が大きいほど破碎しやすいことが予想される。このため、元粒子の粒径に合わせて、表-6.3.1 に示すように一段(この場合は普通の円形粒子となる)から三段積みまでの状態で要素粒子を発生させている。

供試体の作製方法としては、まず、間隙比が約 0.4 となる状態で、高さとの幅の比が 2:1 となるように長方形領域内に元粒子を発生させた。この状態では、元粒子同士はほとんど接触していない状態である。この状態から、長方形領域を囲む壁要素(載荷板)により 9.8kPa の等方応力状態まで圧縮した。その後、元粒子内に俵積み型に要素粒子を発生させた。この時、個々の集合体を形成する要素粒子を、互いに接平面に垂直な方向の 5×10^6 (N) の大きさの粒子間付着力で結合した。(なお、この大きさの粒子間付着力を与えた場合、この後の初期供試体作製のための圧縮過程においては粒子破碎が発生しなかった。)

この俵粒子の発生直後には、俵粒子の発生方向に規則性を設けておらず、頂点に当たる要素粒子の位置がランダムであるために、元粒子同士が接していても、俵粒子同士では接触していない部分が存在している。このためさらに、9.8kPa の等方応力状態での圧縮を続けて、俵粒子同士がすべて接触して落ち着いた状態を初期供試体とした。解析時には常に同じ初期供試体を用いて、俵粒子を構成する要素粒子間の粒子間付着力を、6.2.1 節で述べた方法に従って変化させた後に、圧縮試験ならびに二軸圧縮試験を行っている。このため、供試体内の初期の粒子配置は、すべての

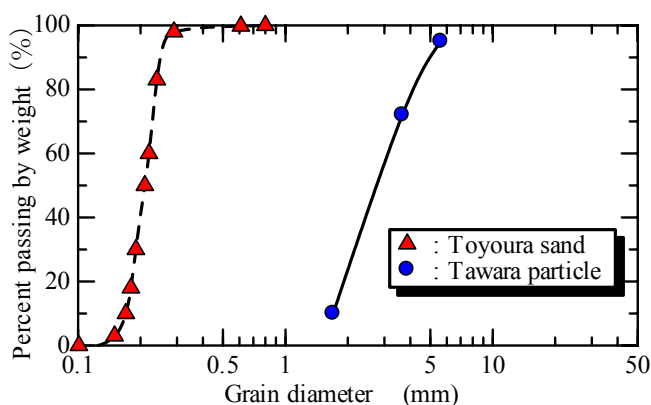


図-6.3.1 俵積み型集合体粒子試料の粒度分布

表-6.3.1 俵積み型集合粒子の粒径と個数の関係

Number of column	Diameter of original particle (mm)	Number of Tawara particle
1	1.70	968
2	3.66	1293
3	5.63	239

解析において常に同じであり，粒子間付着力のみが異なった解析を行っている．なお，9.8kPaの等方応力作用時に俵粒子を構成する要素粒子間で若干の粒子間力が発生したが，作用させた粒子間付着力よりも十分小さいことを確認しており，この粒子間力作用状態を初期条件とした．

初期供試体寸法は12.0×24.0(cm)であり，俵粒子数は2500個(全要素粒子数は6281個)である．供試体の端部には5章で行った検討と同様に剛な壁要素を設置しており(図-5.3.1参照)，壁要素に作用する力を面積で除した値を供試体に作用する平均応力とした．各俵粒子の粒径とその個数を表-6.3.1に示した．

6.3.2 解析条件

本解析に用いたDEMプログラムは，Itasca社製PFC2Dである．このプログラムにおいて用いられているDEMの詳細に関しては，2.3節に示している．解析に用いた材料定数を表-6.3.2に示した．これらの材料定数は，Itasca社のサンプルデータを参考に予備解析を行って設定した．なお，俵粒子を構成する要素粒子間のバネ定数と俵粒子とそれ以外の要素間のバネ定数は，その物理的意味の異なっていると判断することも可能であるが，本研究では要素粒子間の接触判定計算の都合上，両者を同じ値として取り扱った．

解析シリーズの一覧を表-6.3.3に示した．初期供試体に所定の粒子間付着力を与えた後に，等方圧縮試験と等方圧縮後の側圧一定条件下での二軸圧縮試験を実施した．等方圧縮試験では9.8(kN)～10035.2(kN)圧縮応力まで載荷した．等方圧縮後の二軸圧縮試験では，所定の側圧一定条件で実施し，上・下の壁要素を0.25%/分の速度で，それぞれ上下方向に移動させた．せん断過程中の側圧は，粒子間付着力が0(N)および粒子間付着力の平均値が 5.0×10^4 (N)と 5.0×10^6 (N)の供試体については49(kPa)，215.6(kPa)，686(kPa)の3種類を設定し， 5.0×10^5 (N)の供試体については49(kPa)，98(kPa)，215.6(kPa)，490(kPa)，686(kPa)の5種類を設定した．

表-6.3.2 解析に用いた材料定数

	Between particles	Between particle and platen
Normal spring constant (N/m/m)	5.0×10^{10}	5.0×10^8
Tangential spring constant (N/m/m)	5.0×10^{10}	5.0×10^7
Normal damping constant (N/m/m)	7.9×10^5	1.1×10^5
Tangential damping constant (N/m/m)	1.4×10^4	2.0×10^4
Coefficient of friction	0.27	0.25
Material density(kg/m ³)	2700	

表-6.3.3 解析ケース一覧

Intergranular cohesive force(N)		Test condition		Specimen number
Average value	Standard deviation	Compression test	Biaxial test	
		Confinig stress (kPa)	Confinig stress (kPa)	
0	—	9.8~10035.2	49, 215.6, 686	T-0
$5.0 \times 10^4 (N)$	$1.0 \times 10^3 (N)$	9.8~10035.2	49, 215.6, 686	T-5e4
$5.0 \times 10^5 (N)$			49, 98, 215.6, 490, 686	T-5e5
$5.0 \times 10^6 (N)$			49, 215.6, 686	T-5e6

6.4 解析結果の整理

表-6.4.1 に各試料の供試体諸元と破壊時の諸定数を示した。次項から等方圧縮試験と二軸圧縮試験シミュレーション結果の概要を示した。

表-6.4.1 各試料の供試体諸元と圧縮指数，破壊時の諸定数

Intergranular cohesive force (N)	FU	Confining Pressure, σ_3 (kPa)	Compression index, C_c ($\times 10^{-2}$)	Angle of Shear Resistance, ϕ_d	Corrected Angle of Shear Resistance, ϕ_r	Dilatancy Rate at Failure, D_f
0	T-0	49	3.00	37.5	39.6	-0.09
		216		27.9	30.2	-0.10
		686		24.1	27.3	-0.14
5.0×10^4	T-5e4	49	3.00	37.2	38.9	-0.07
		216		28.5	31.1	-0.11
		686		23.4	26.1	-0.12
5.0×10^5	T-5e5	49	3.00	35.7	35.9	-0.01
		98		32.7	30.0	0.12
		216		28.2	30.0	-0.08
		490		24.4	25.5	-0.05
		686		22.8	25.9	-0.13
5.0×10^6	T-5e6	49	3.00	36.3	32.2	0.18
		216		29.7	25.8	0.17
		686		25.6	20.8	0.21

6.4.1 等方圧縮過程

等方圧縮試験中の間隙比～平均主応力関係を図-6.4.1 に示した．また，粒子間付着力ごとの間隙比～平均主応力～破砕量関係を図-6.4.2(a)～(c)に示した．本研究においては，既往の土質力学の表記にならい，圧密降伏応力を $e \sim \log P$ 関係で示される直線の傾きが変化する点の応力とし，圧密降伏応力を挟んで低い応力域を加圧密領域，高い応力域を正規圧密領域とそれぞれ呼ぶこととした．

図-6.4.2(a)より T-5e4 供試体の間隙比～平均主応力関係は，他に比べて過圧密領域が明確でないことが分かる．粒子破砕量に着目すると，低い応力状態から生じている．等方圧縮試験において粒子破砕が増加し始める応力と圧密降伏応力が一致するという実材料の傾向を考慮すると，低い応力状態から正規圧密領域に入っていると

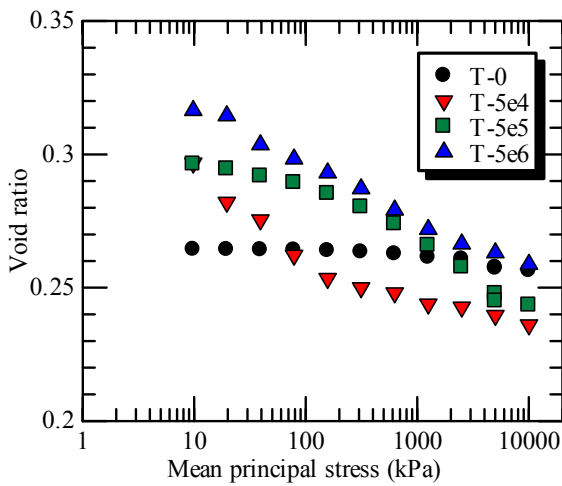


図-6.4.1 結合力の違いによる間隙比～圧縮応力の関係

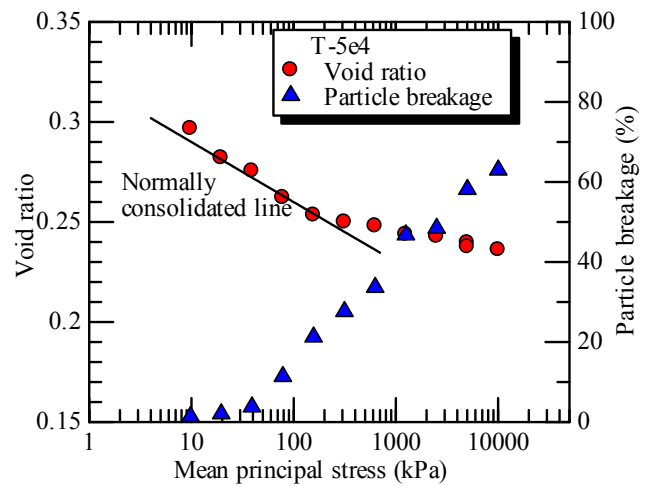


図-6.4.2(a) T-5e4

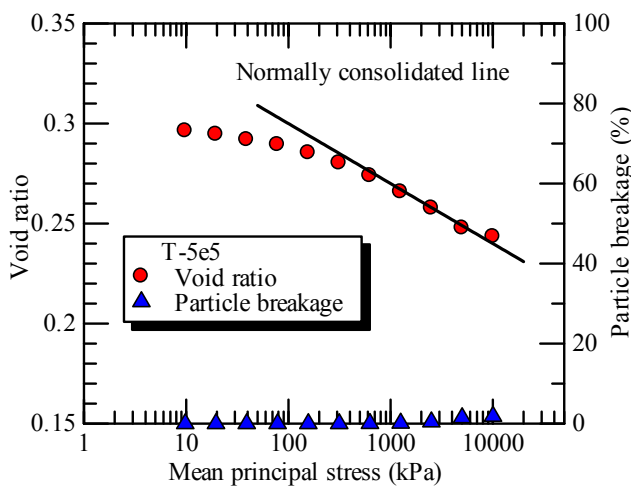


図-6.4.2(b) T-5e5

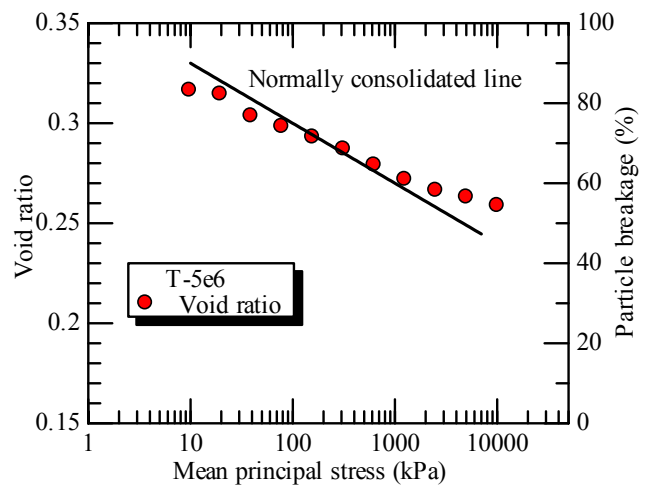


図-6.4.2(c) T-5e6

図-6.4.2 粒子間付着力の違いによる間隙比／粒子破砕量～圧縮応力の関係

考えられる。平均主応力が 100kPa を越えたあたりから圧縮量が鈍化する傾向を示しているが、これは剛性が高い円形粒子を用いた DEM に特有の現象であると考えられる。すなわち、ある程度圧縮が進むと、粒子破碎による間隙の変化に与える影響は小さくなるが、粒子自体の変形はほとんど生じないため圧縮量が小さくなるものと考えられる。

図-6.4.2(b)に示した T-5e5 供試体では、平均主応力が 50kPa を越えたあたりから圧縮量が増加しており、この応力レベルから正規圧密領域に入っていると判断される。破碎性の大きい T-5e4 供試体では低い応力状態から正規圧密状態であることを考慮すると、本解析では粒子間付着力の大きさ、すなわち粒子の破碎しやすさが圧密降伏応力に影響を与えており、実材料と同様の傾向を示していることがわかる^{6~9)}。一方、粒子破碎量は 1000kPa を越えるあたりから増加し始めており、今回の解析では T-5e4 供試体で見られるような圧密降伏応力と粒子破碎量が増加し始める応力とは明確に対応していない。これは今回の解析における初期条件では、供試体の作製時に作用させた 9.8kPa の応力で俵粒子間が接触し始める程度という初期の間隙状態を相当に緩い状態として設定したので、破碎が始まらない低い応力状態からでも圧縮量が大きくなったためと考えられる。

図-6.4.2(c)に示した T-5e6 供試体においても T-5e5 供試体と同様の理由で低応力下から圧縮性が卓越し、50~1000kPa までは T-5e5 供試体と同じ $e \sim \log P$ 関係の傾きを示している。しかし T-5e6 供試体では粒子破碎を全く生じなかったため、1000kPa を越えてから粒子破碎を生じる T-5e5 供試体とは、粒子破碎量が増加し始める応力レベルから間隙比の変化の傾向が異なっている。図-6.4.1 において、T-5e6 供試体は P が 100 kPa を超えると圧縮量が鈍化しているのに対し、T-5e5 供試体は P の増加に対して、ほぼ一定の $e \sim \log P$ 関係の傾きを保持しており、圧縮性が卓越していることがわかる。これより、両者の比較結果から、粒子の破碎しやすさが圧縮性に影響を与えていることため、破碎を生じる T-5e5 供試体の方が圧縮量が大きくなっている。このことは、本解析における粒子破碎の効果が実材料と同様の傾向を示していることを意味しているものと考えられる。

また、図-6.4.1 において粒子破碎の有無に拘わらず、正規圧密領域の高圧力下においては正規圧密状態の $e \sim \log P$ 関係の傾きである圧縮指数がほぼ同じ大きさであることがわかる。これは俵粒子を構成する要素粒子の性質が全て同じであるためと考えられる。すなわち、実材料においても練返し試料のような応力履歴がない場合、同一の試料を用いた供試体の正規圧密状態における圧縮指数が試料の状態に拘わらずほぼ同じ値を示すのと同様に、要素粒子の性状が同じであれば供試体の圧縮特性がほぼ同じになるためである。なお、要素粒子間に粘着力を設定しなかった T-0 供試体については、初期応力を作用させた時点で供試体が瞬時に圧縮し、その状態で供試体が安定した構造を形成したため、圧密応力が作用しても間隙比の変化が見られなかった。

以上から、本研究における等方圧縮時の粒子破碎を表現した DEM の解析結果は、

実材料が示す傾向と定性的に同じであることがわかった。このことは、今回の解析結果から実材料の粒子破碎が強度・変形特性に与える影響を推測することが妥当であることを示していると考えられる。

6.4.2 軸圧縮過程

等方圧縮後の二軸圧縮試験におけるせん断過程での主応力差～粒子破碎量～体積ひずみ～軸ひずみの関係を図-6.4.3(a)～(c)に示した。なお、所定の側圧を作用させるまで実施した等方圧縮過程においても粒子破碎は生じていたが、ここでは等方圧縮過程に生じた粒子破碎量を無視し、軸圧縮過程にのみ生じた粒子破碎量を示している。図-6.4.3 より、粒子間付着力の大きさに拘わらず、側圧が大きくなると主応力差が大きくなっており、砂のような粒状土と同様の傾向を示していることが分かる。ただし、主応力差では微小な軸ひずみ領域で周期的に増減を生じていることが分かる。また、主応力差はピークに達してからひずみ軟化を生じており、さらに軸ひずみが増加すると主応力差が再度増加する傾向が見られる。このような現象は実材料である鉄道バラストを用いた三軸圧縮試験¹⁴⁾やDEMによる二軸圧縮試験シミュレーション¹⁵⁾のように、硬い粒子や粒子破碎を生じない試料を用いたせん断試験において観察されることが報告されている。(この傾向は第5章で行った粒子形状に着目したDEMによる二軸圧縮試験シミュレーションでも確認された。)

全ての供試体において、体積ひずみは圧縮方向にのみ生じており、実材料における正規圧密状態でのせん断時の挙動と対応している。これは圧縮過程終了時の応力状態が正規圧密領域にあったことを考慮すると、妥当な結果であると考えられる。また、せん断過程開始直後では、粒子間付着力の大きさに関わらず側圧が高いほど体積ひずみが大きく生じる傾向を示しており、軸ひずみが小さい領域での体積ひずみの変形係数に側圧依存性が見られることがわかる。

軸ひずみ～粒子破碎量関係に着目すると、T-5e4, T-5e5 供試体では側圧が大きくなるほど破碎量が増加しており、実材料と同じ傾向を示していることがわかる。また、軸ひずみの増加に比例して粒子破碎量は単調に増加していることも実材料と対応しており、本研究においては軸圧縮過程時に生じる粒子破碎を適当に表現していると考えられる。なお、T-5e6 供試体に関しては、全く粒子破碎を生じていないことが分かる。また、図-6.4.3(a),(b)において、T-5e4 供試体においてはほとんどすべての粒子が破碎していることから、本研究においてはT-5e4 供試体を定性的に粒子破碎性の極めて高い材料として取り扱うこととする。一方、T-5e5 供試体においては低側圧ではほとんど破碎しておらず、側圧が高くなるにつれて少しずつ破碎量が増えているということから、T-5e5 供試体を定性的に粒子破碎性の低い材料として取り扱い、以後の考察を行うこととする。

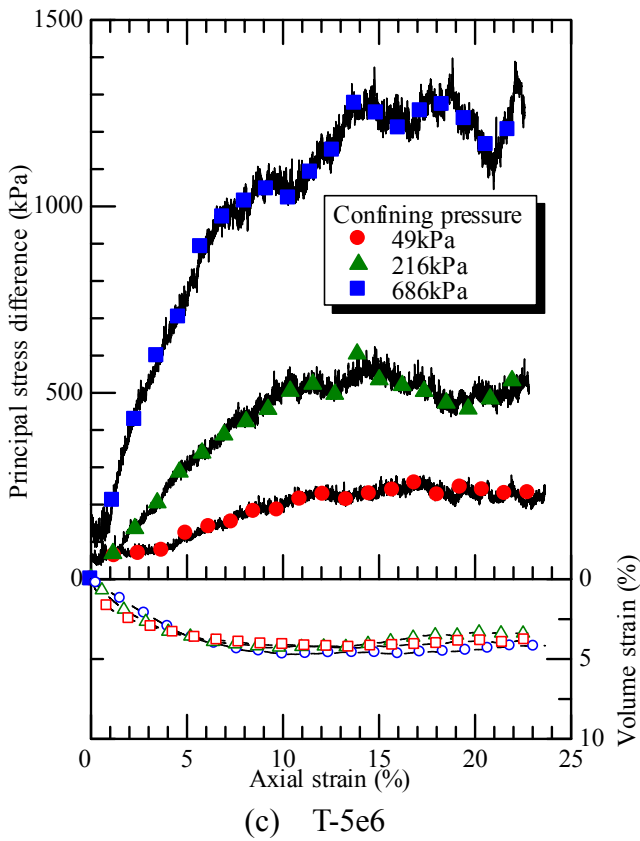
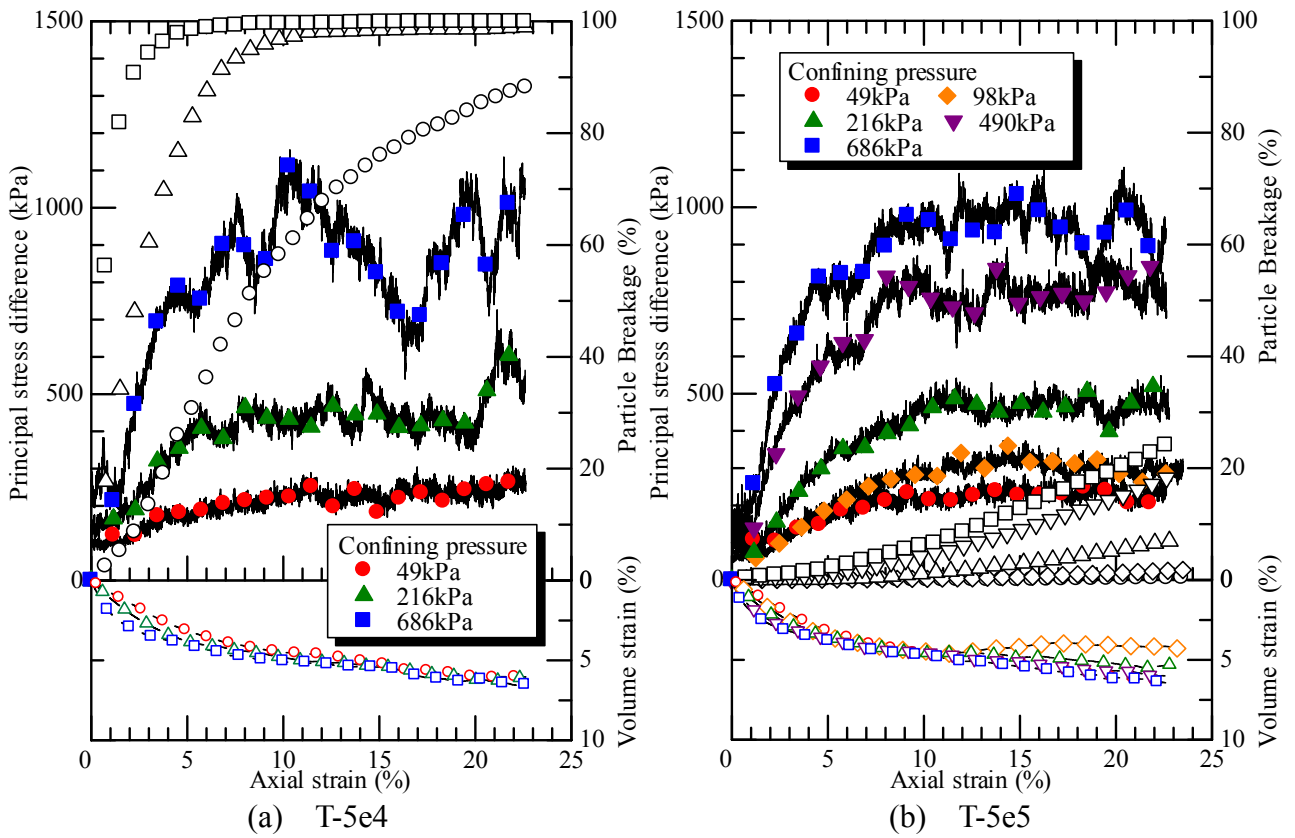


図-6.4.3 各供試体の応力～ひずみ～粒子破砕量関係

(塗つぶし記号+実線は主応力差, 白抜記号は粒子破砕量, 破線+白抜記号は体積ひずみ)

6.5 強度・変形特性に関する考察

6.5.1 骨格構造の形成と粒子破碎の関係

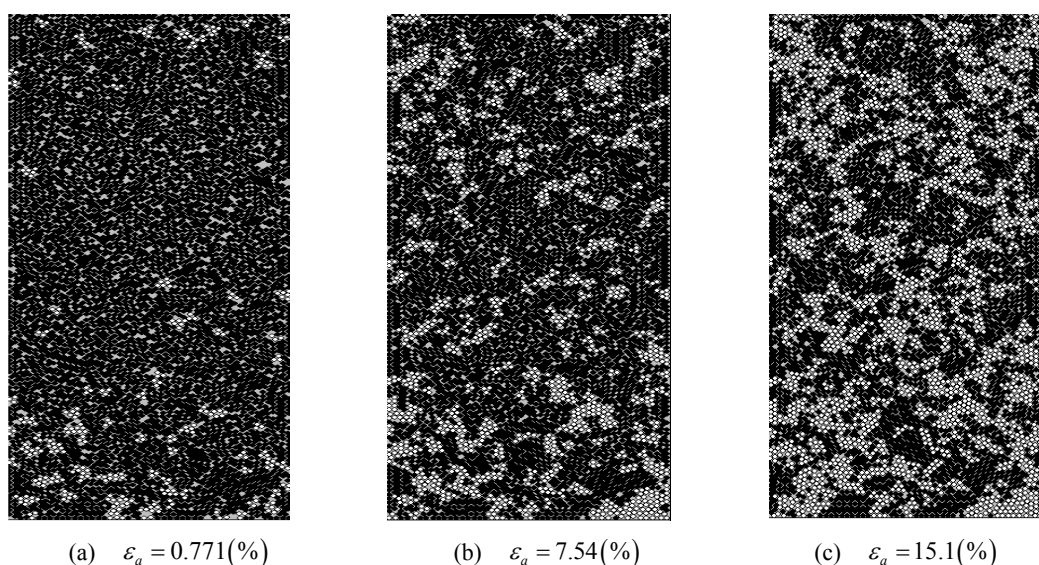
粒状体の強度発現メカニズムは、粒子間力の発達と消失によって形成される粒子の骨格構造に支配されていると考えられるため、粒子破碎が骨格構造にどのような影響を与えているかを把握することは重要であると考えられる。そこで、まずどの部分の粒子が破碎しているのかを調べるために、図-6.5.1(a)~(c)に側圧が 686kPa の場合における、軸ひずみが 0.7%、7.5%、15.1%の時の T-5e5 供試体内の粒子破碎の状況を示している。図中の黒塗りの円が破碎していない粒子、白抜きの円が破碎している粒子を示している。また、図-6.5.2(a)~(c)にその時の供試体内の粒子間力の分布を示している。図-6.5.2 は各図中においては粒子間力の大きさを線の太さで表し、その最大値を統一している。このため、線の太さであれば粒子間力は同じとなっている。なお、実際に作用している粒子間力の最大値は各軸ひずみで異なっており、その最大値を図のインデックス中に示している。次に、図-6.5.3(a)~(c)に供試体内の各粒子の移動ベクトル図を示した。粒子移動ベクトルは軸圧縮過程当初からの累積であるが、便宜上それぞれの軸ひずみで単位ベクトル長を変えて図示しており、単位ベクトル長を各図の右上に示している。0.7%と 7.5%の供試体を比較すると単位ベクトル長はおよそ 2 倍程度、7.5%と 15.1%の供試体を比較すると単位ベクトル長はおよそ 2 倍程度異なっている。図-6.5.4(a)~(c)に示した供試体内の各粒子の移動量のカウンターは軸圧縮過程当初からの累積量を示している。また、図-6.5.1~6.5.4 においては、実際には各軸ひずみの大きさごとに供試体の縦横比が異なっているが、比較のために全て同じ大きさで描いている。

図-6.5.1 より、各軸ひずみの段階において破碎していない粒子の中に破碎した粒子が均一に分布して存在していることがわかる。このことから、せん断中の粒子破碎は局所的に発生しているのではないことがわかる。図-6.5.2 に示した粒子間力の結果では、軸ひずみが 0.7%のときはそれほど主応力差が大きくなっていないため、供試体の主応力方向に対する骨格構造の発達は見られないが、7.5%、15.1%の場合では供試体の主応力差はほぼピーク強度に達しており、骨格構造の発達が確認される。また、粒子間力が卓越している箇所は偏りなく散在していることがわかる。粒子破碎と粒子間力の発達箇所がともに散在していることを考慮すると、両者に関連のあることが想定される。

図-6.5.3 の粒子のベクトル図に着目すると、軸圧縮過程当初は供試体上下端部の粒子は供試体中央部やや上方に向かってほぼ均一に移動し、左右端部の粒子は上下方向の粒子の移動に押されるような様子でそれぞれの側方へ移動している。軸ひずみが進むにつれて供試体中央部での移動量が少なくなり、粒子の移動が不連続となっていて、不明確ながらせん断帯が形成されていると考えられる。せん断帯が明確に形成されなかった理由としては、ゆる詰め粒状土では圧縮が卓越するため体積

膨張を伴うせん断帯が形成されにくいことと、今回の供試体の横方向の移動を載荷板に対応した壁要素で抑えているので、供試体が比較的均等に変形したためと考えられる。図-6.5.4 の粒子の移動量コンターからも、軸ひずみが大きくなるに連れて概ね圧縮方向に発達するものの、供試体中央部付近で圧縮量の小さい箇所が見られ、前述のことを裏付けている。

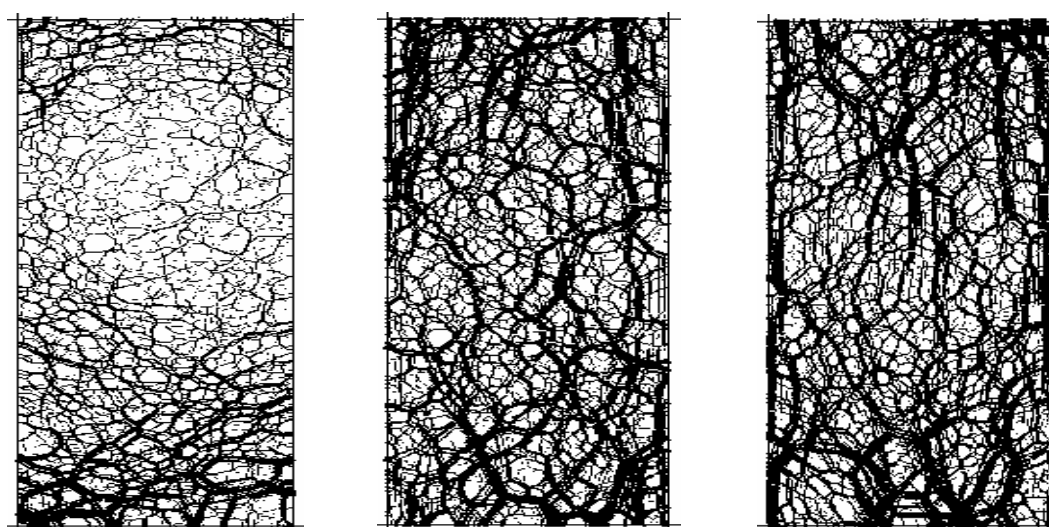
図-6.5.1～6.5.4 より、粒子破碎が生じた箇所と、せん断帯の分布が一致しなかったことから、軸圧縮時に生じる粒子破碎は、今回みられた不明確なせん断帯程度であれば、せん断帯の分布と無関係に供試体内全体に生じることがわかった。また、せん断時に生じる粒子破碎は主に大きな粒子間力の作用箇所と関連があり、壁要素による供試体外部からの強制変位量に関係することがわかった。



(a) $\varepsilon_a = 0.771(\%)$ (b) $\varepsilon_a = 7.54(\%)$ (c) $\varepsilon_a = 15.1(\%)$

図-6.5.1 T-5e5 の供試体の粒子破碎の様子 (側圧=686kPa)

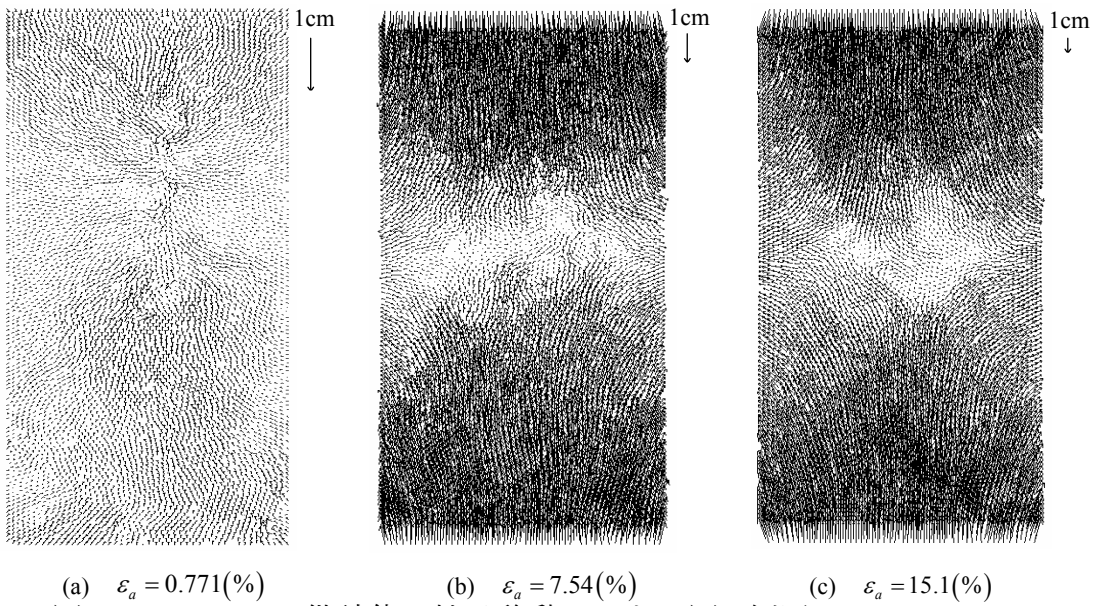
<黒塗り粒子は破碎していないもの、白抜き粒子は破碎後>



(a) $\varepsilon_a = 0.771(\%)$ 最大値 14.4kN (b) $\varepsilon_a = 7.54(\%)$ 最大値 18.2kN (c) $\varepsilon_a = 15.1(\%)$ 最大値 18.4kN

図-6.5.2 T-5e5 の供試体の粒子間力分布 (側圧=686kPa)

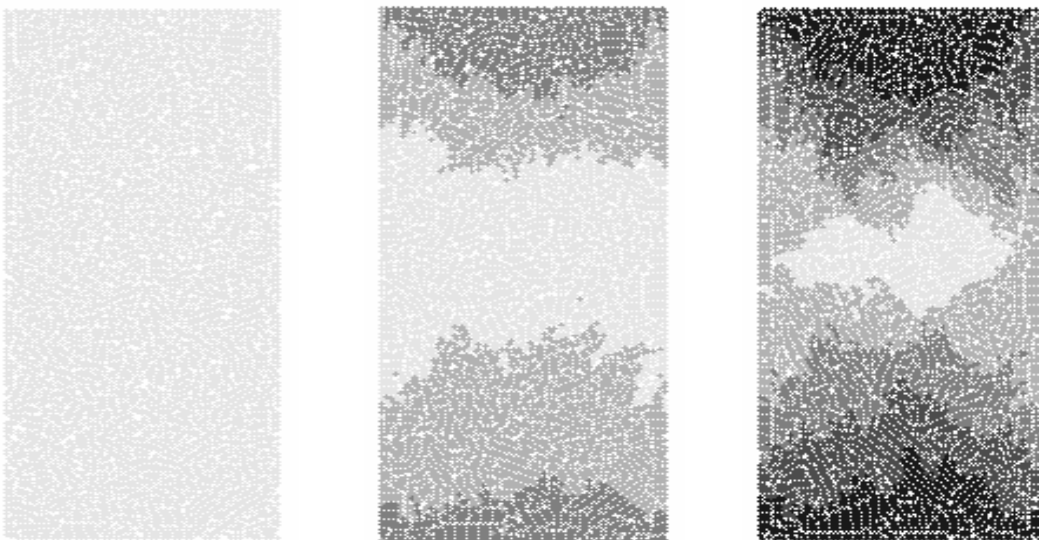
<粒子間力が大きいほど作用箇所の線を太く図示しており、各ひずみ間で線の太さが同じであれば粒子間力も同じである>



(a) $\varepsilon_a = 0.771(\%)$ (b) $\varepsilon_a = 7.54(\%)$ (c) $\varepsilon_a = 15.1(\%)$

図-6.5.3 T-5e5 の供試体の粒子移動ベクトル図 (側圧=686kPa)

<粒子移動ベクトルは軸圧縮過程当初からの累積であり，便宜上単位ベクトル長を変えて図示している．単位ベクトル長は各図の右上に示している．>



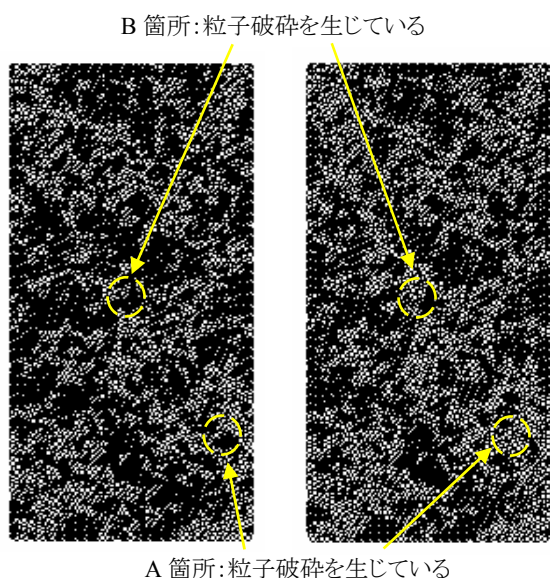
(a) $\varepsilon_a = 0.771(\%)$ (b) $\varepsilon_a = 7.54(\%)$ (c) $\varepsilon_a = 15.1(\%)$

図-6.5.4 T-5e5 の供試体の粒子移動量コンターの分布 (側圧=686kPa)

<軸圧縮過程当初からの累積量であり，粒子の着色が濃いものほど粒子の移動量が大きくなっている>

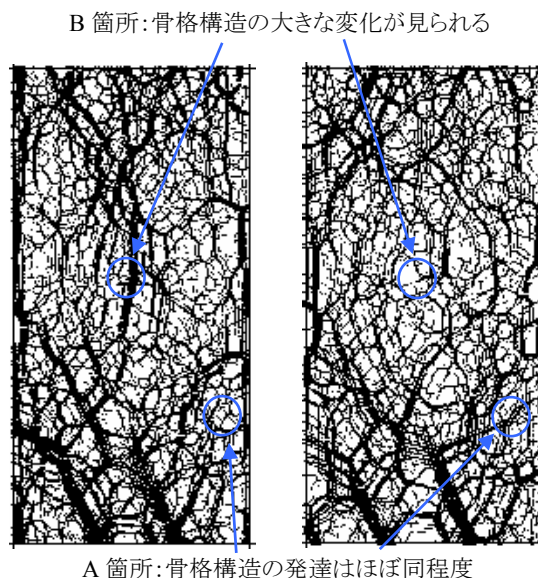
次に，粒子破碎が骨格構造に与える影響をより詳細に検討するため，図-6.5.5 に，T-5e5 供試体の側圧 686kPa の場合における軸ひずみ 16.3%と 18.8%のときの粒子破碎の状況を示した．また，図-6.5.6 にはそのときの粒子間力の分布を示した．抽出した軸ひずみの間隔を小さくしているのは，図-6.4.3 に見られる主応力差が増減する場合において，主応力差が減少したとき直後と増加した瞬間のものを比較することにより，粒子破碎の影響を検討するためである．

図-6.5.5, 6.5.6 より，粒子破碎は破碎前には粒子間力が大きく，破碎後には粒子



(a)ピーク時 ($\epsilon_a=16.3\%$) (b)急減時 ($\epsilon_a=18.8\%$)

図-6.5.5 主応力差が急減する前後における T-5e5 供試体の様子 ($\sigma_3=686\text{kPa}$)

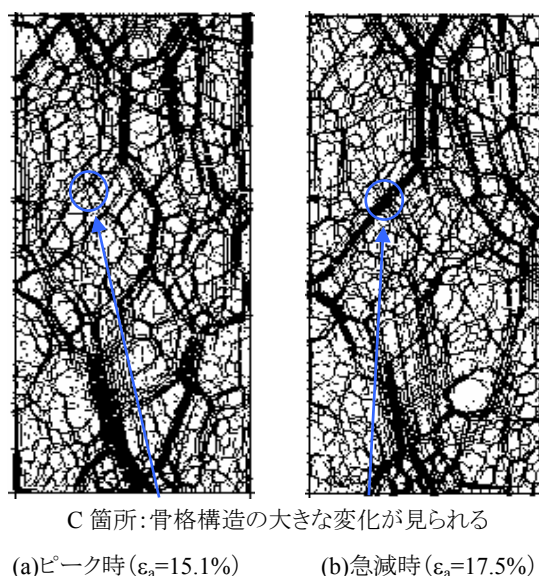


(a)ピーク時 ($\epsilon_a=16.3\%$) (b)急減時 ($\epsilon_a=18.8\%$)

図-6.5.6 主応力差が急減する前後における T-5e5 供試体の粒子間力の分布 ($\sigma_3=686\text{kPa}$)

間力が消散した箇所で生じているものと、粒子間力があまり変化していない箇所で生じているものの2種類があることが分かる。これより、粒子間力の変化の仕方には大きく分けて次の2種類があるものと考えられる。1つは図-6.5.5, 6.5.6のA箇所のように粒子破碎によって粒子間力がやや小さくなるものの、骨格構造の大きな変化を伴わないものである。もう1つは図-6.5.5, 6.5.6のB箇所のように粒子破碎によって破碎箇所の粒子間力が解放され、応力を受け持つ粒子が再配列して骨格構造が消失するに至る変化を生じるものである。いずれの場合においても、粒子破碎は粒子間力を小さくする作用があるものと考えられる。また、後者の粒子間力の変化が主応力差の増減を生じる主たる原因であると考えられるが、同様の現象が粒子破碎を全く生じない場合でも生じるかどうかを確認した上で粒子破碎の影響を検討する必要がある。

そこで、図-6.5.7に軸圧縮過程中に粒子破碎を生じなかった T-5e6 供試体の側圧 686kPa の場合における軸ひずみ 15.1%と 17.5%のときの粒子間力の分布を示した。



(a)ピーク時 ($\epsilon_a=15.1\%$) (b)急減時 ($\epsilon_a=17.5\%$)

図-6.5.7 主応力差が急減する前後における T-5e6 供試体の粒子間力の分布 ($\sigma_3=686\text{kPa}$)

これより、図-6.5.7 の C 箇所に着目すると、破砕を生じない供試体でも、粒子の再配列により構造骨格の急激な変化を生じていることがわかる。このことから、先述した粒子破砕が骨格構造に与える影響についての考察の妥当性が確認された。

以上の結果から、粒子破砕は構造骨格の変化に影響をもたらす、粒子間力を減少させる効果を発揮することが分かる。ただし、構造骨格を変化させる支配的な要因ではなく、構造骨格が変化するとき生じる副次的なものであると考えられる。なお、ここで示した結果は、粒子破砕のモデリングを本研究で取り扱ったような形態と考えた場合に限定されるものである。そして、多様な破壊形態を呈すると考えられる実材料の粒子破砕機構の解明には今後さらなる検討が必要である。しかし、今回の結果からは、粒子破砕と構造骨格の関係について有用な知見が得られたと考えられる。

6.5.2 せん断強度特性に関する検討

図-6.5.8 に側圧 $\log \sigma_3$ ～破壊時の内部摩擦角 ϕ_d の関係を示した。ただし、実材料を用いた検討と同様、主応力差が最大となる点を供試体の破壊とし、内部摩擦角は 3.4.1 節の図-3.4.1 に示したように粘着力を 0 として内部摩擦角を求めている。粘着力を 0 として求めた。この結果においては、粒子間付着力の大きさに拘わらず側圧が高くなると内部摩擦角は小さくなっており、側圧依存性が見られる。正規圧密状態の粒状土の内部摩擦角は側圧に拘わらず一定であるが、今回の解析では同様の傾向は見られなかった。また、粒子間付着力の大きさによる強度差は少なく、粒子破砕量は破壊時の強度にあまり影響を与えていないようである。そこで、破壊時のダイレイタンスーに関する粒子破砕の影響を見るため、図-6.5.9 に破壊時における側圧 $\log \sigma_3$ ～ダイレイタンスー係数関係を示した。この結果より、ダイレイタンスー係数には破砕しやすさに拘わらず側圧依存性が見られないことがわかる。いずれの供試体も正規圧密状態からせん断過程を始めているため、側圧依存性が表れなかったものと考えられる。しかし、ダイレイタンスー係数の値は、破砕を生じない T-5e6 供試体が一番大きく、破砕量が増えるほどその値は小さくなる傾向を示しており、粒子破砕による影響が見られる。そこで破壊時のダイレイタンスー係数 D_f ～粒子破砕量関係を図-6.5.10 に示した。図中には比較のために行った、集合粒子間の結合力を 0 とした T-0 供試体の D_f を示している。このときの粒子破砕量は便宜的に 100% としてグラフ中にプロットしている。この結果から、ばらつきはみられるが全体としては、粒子破砕量と比例してダイレイタンスー係数は減少傾向にあることがわかる。また、はじめから粒子間付着力を与えず、あらかじめ破砕させている状態と考えられる T-0 供試体の D_f は、せん断過程中にすべての俵粒子が破砕し、要素粒子がばらばらの状態となった T-5e4 供試体の D_f とほぼ同じ大きさを示していることがわかる。この T-0 供試体は、6.4.1 節で示したように、等方圧縮をする前まで他の供試体と同様の粒子配列をしていたが、等方圧縮過程における第一段階目の載荷時に、

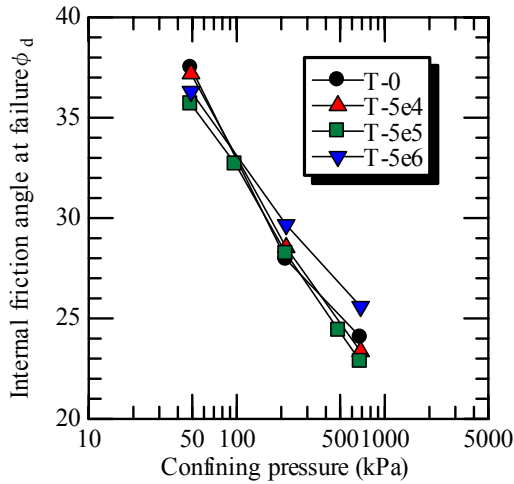


図-6.5.8 $\sigma_3 \sim \phi_d$ 関係

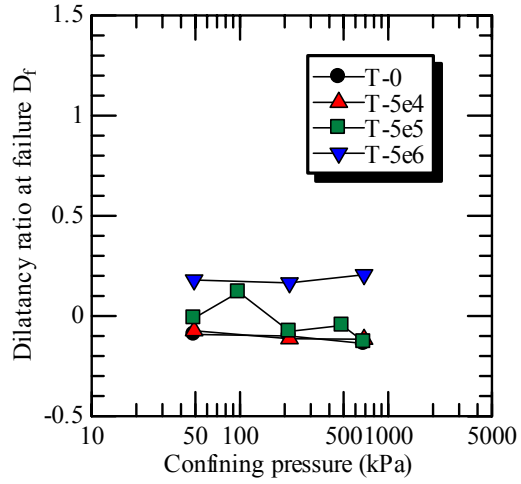


図-6.5.9 $\sigma_3 \sim D_f$ 関係

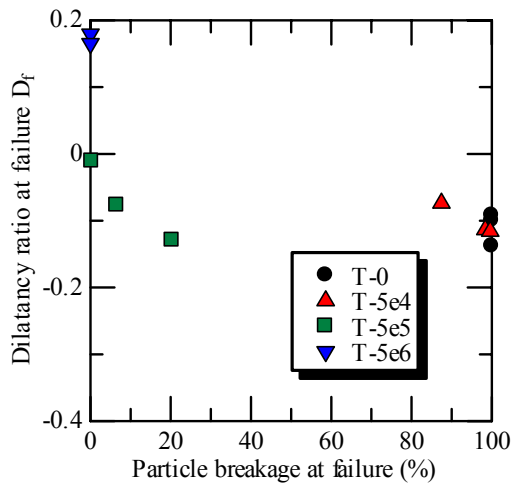


図-6.5.10 粒子破砕量 $\sim D_f$ 関係

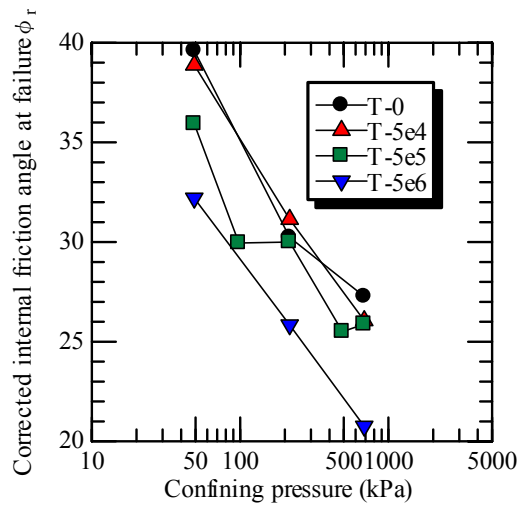


図-6.5.11 $\sigma_3 \sim \phi_r$ 関係

一挙に間隙が詰まったので初期間隙比が他のものよりも小さい。そのため、粒子破砕を生じながら体積変化を生じる他の供試体とは異なり、粒子破砕の効果を含んでいない。このことから、粒子破砕の影響によってダイレイタンス係数が変化したというよりも、粒子破砕によって試料の物性が変化したことによって D_f が変化したのが原因として考えられる。すなわち本解析では、粒子破砕により粒度特性の変化と粒子形状の変化をもたらしているが、一次性質のうち粒子形状が強度特性に与える影響が最も大きいという既往の研究¹⁶⁾を考慮すると、俵粒子の粒子形状の凸凹が粒子破砕によって消失する方向に変化し、粒子形状の凹凸と関連のあるダイレイタンス係数が抑制されたものと考えられる。実材料においては粒子破砕を生じて粒径が小さくても、ある程度の粒径までは母岩に固有の凹凸形状を示すこともあるため、粒子破砕によって極端に粒子形状が変化することは生じにくい。このことからダイレイタンス係数の傾向は、今回設定した DEM の解析条件に特有の傾向である可能性があるかと判断される。

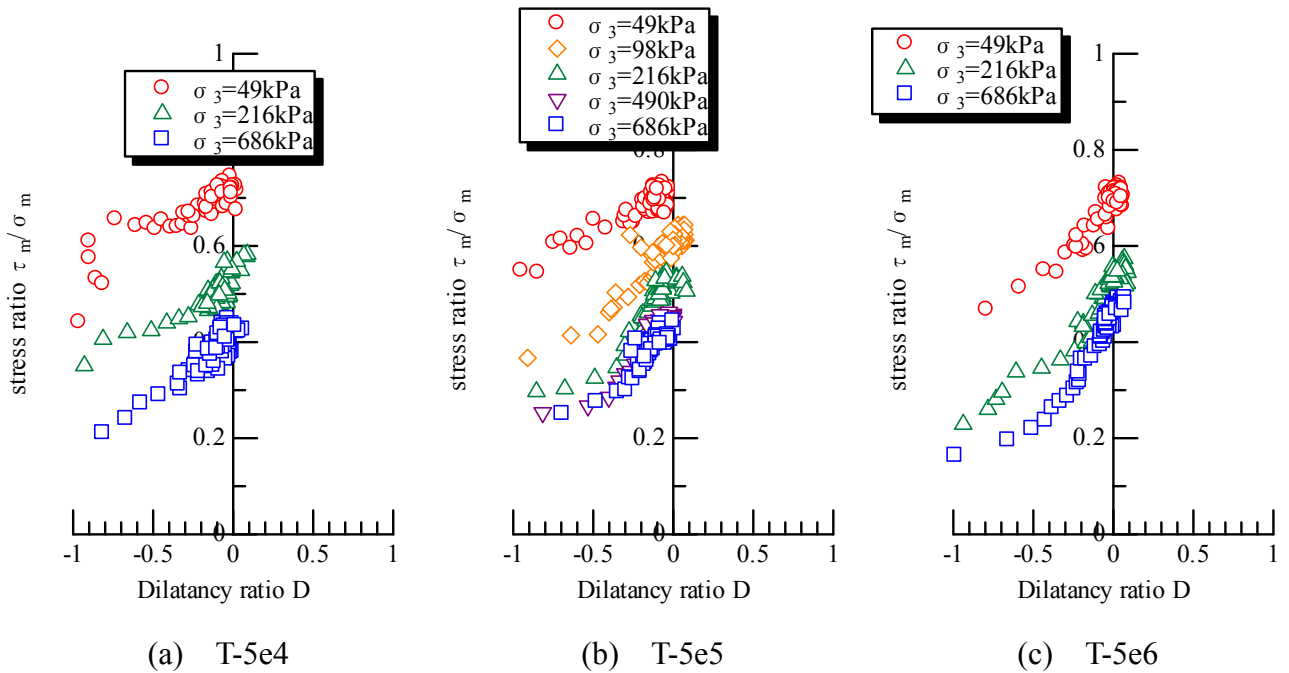


図-6.5.12 各供試体のストレス～ダイレイタンスー関係

次に、図-6.5.11 に側圧 $\log \sigma_3$ ～ダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r の関係を示した。図-6.5.11 より、破碎しやすい供試体ほど ϕ_r が大きくなる傾向を示していることがわかる。一方、ダイレイタンスー係数は破碎しにくい供試体の方が大きくなっているため、結果的に粒子破碎のしやすさの程度により強度差が生じなかったと解釈される。なお、側圧が大きくなるに連れて ϕ_r は小さくなっており、図-6.5.8, 6.5.9 の傾向とあわせて考慮すると ϕ_r の傾向が側圧依存性の要因となっていると考えられる。3章で行った検討結果では、実材料においては側圧が大きくなると粒子破碎のエネルギーを含む ϕ_r は大きくなるか、ほぼ一定になる傾向があることを示しているが、今回の解析結果は、それとは反対の傾向を示している。これより、 ϕ_r の傾向についても今回設定した DEM の解析条件に特有である可能性があるものと判断される。

次に、図-6.5.12 にストレス～ダイレイタンスー関係を示したが、ここでもダイレイタンスー係数が 0 のときの主応力比 (Y 切片) に、側圧による差が見られることがわかる。粒状土においては、3.4.2 節で見たように粒子破碎を生じる場合においてもストレス～ダイレイタンスー関係の Y 切片は側圧に拘わらず一定値を示すのが一般的であり、ストレス～ダイレイタンスー関係についても今回の結果は DEM に特有である可能性がある。

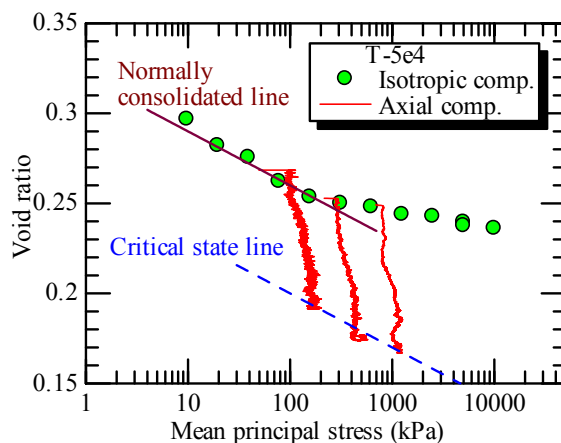
以上より、粒子破碎を考慮した DEM では、強度定数は特に側圧との関係において実材料と同様の傾向が見られなかった。本研究においては、等方圧縮および軸圧縮中に生じる粒子破碎が実材料と同じ傾向を示すように DEM に関するパラメータを設定している。しかし、ダイレイタンスー係数をはじめとする強度常数に関しては、実材料と同じ傾向を示すに至らなかったものと判断される。せん断強度特性

までも実材料と同じ傾向を示すような粒子破碎現象を表現できるような、DEM に関するパラメーターを設定するためには今後の検討を要すると考えられる。しかし、同一の側圧において粒子破碎のしやすさの程度による強度差が生じなかったことは、粒状土の一次性質の違いによって生じる強度差の原因に、粒子破碎はあまり影響を与えておらず、他の要因が卓越している可能性があることを示唆していると考えられる。

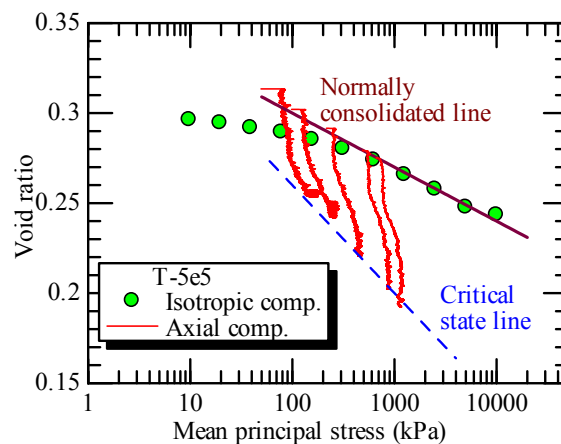
6.5.3 限界状態に与える粒子破碎の影響

等方圧縮試験および二軸圧縮試験によって得られた間隙比～平均主応力関係を図-6.5.13(a)～(c)に示した。ほとんどの供試体において、軸圧縮過程中に軸ひずみの増加とともに体積圧縮が進行し、さらに軸ひずみが増加すると間隙比の変化が小さくなっていることから、供試体の状態が 2.2.3 節で示したカムクレイモデルによる限界状態にあると捉えることが可能であると考えられる。ただし、T-5e4 供試体の側圧 215.6(kPa)のケース、T-5e5 供試体の側圧 98(kPa)のケースならびに T-5e6 供試体のすべてのケースで試験終了付近に体積がわずかに膨張する傾向を示している。このような供試体については、体積圧縮して限界状態に達した後に膨張が生じているとして、体積圧縮最大点を限界状態と考える。そのような仮定をすれば、各側圧における限界状態が各図中に示す点線付近にあるものと判断される。このことは、粒子破碎性を有する試料においても、実材料と同様に¹⁷⁾、限界状態線が存在するというを示唆していると考えられる。

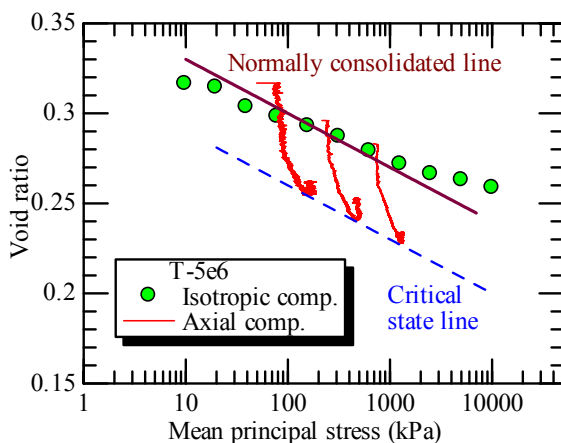
この限界状態線を詳しく見ると、T-5e4 供試体と T-5e6 供試体の限界状態線の傾き



(a) T-5e4



(b) T-5e5



(c) T-5e6

図-6.5.13 結合力の違いによる間隙比～平均主応力の関係

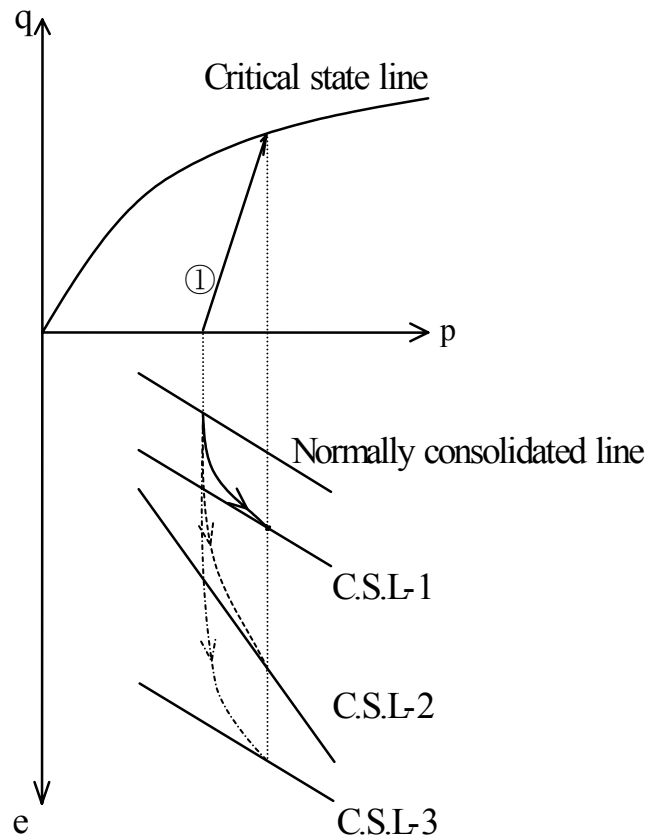


図-6.5.14 破砕性材料の限界状態線の概念図

がほぼ同じであり，正規圧密線とほぼ平行な傾きを示しており，正規圧密線と限界状態線の傾きは一致するというカムクレイモデルの仮定と一致していることがわかる．一方，T-5e5 供試体の限界状態線の傾きが他の供試体と比べて大きくなっているのがわかる．

この結果と各供試体の破砕性との関連について検討する．まず，破砕しない試料(T-5e6)の限界状態線は図-6.5.13(c)に示される正規圧密線と平行な直線のように考えられる．次に，破砕性の低い試料(T-5e5)の場合，低側圧状態下ではほとんど粒子破砕が生じないため，限界状態は破砕しない試料とほとんどかわらない．しかし，側圧が増加するにつれて粒子破砕の影響によって圧縮性が高くなり，限界状態が下方に移動する．したがって，図-6.5.13(b)の直線に示されるように，限界状態線の傾きが大きくなる．破砕性の高い試料(T-5e4)の場合，低側圧状態下でもかなり粒子破砕を生じて，最終的にはほとんどの粒子が破砕して要素粒子がばらばらとなるため，側圧が大きくなっても粒子破砕量がほとんど増えなくなる．したがって，限界状態線は側圧による影響が小さくなるため，限界状態線の傾きは正規圧密線にほぼ一致すると考えられる．

図-6.5.14 は，以上に述べた解析結果の考察をふまえた上で，破砕性を有する試料の限界状態線の変化について描いた概念図である．本研究では用いた試料の特性から，粒子破砕特性が限界状態に与える影響についてのみ抽出しており，理想化され

た条件下においての検討を実施している。始めに、破壊線と正規圧密線を図のように仮定する。先に述べたとおり、破碎しない試料の限界状態線は正規圧密線と平行となるので図中の C.S.L-1 のようになる。①のような応力経路を通る時、実線のような挙動を示して限界状態に達する。破碎性がかなり低い試料の限界状態線は、高压側で粒子破碎の影響が現れるため、図中の C.S.L-2 のように傾きが大きくなり、①のような応力経路を通る時、点線のような挙動を示して限界状態に達する。そこから粒子の破碎性が少しずつ大きくなると低压側でも粒子破碎の影響が見られるようになり、限界状態線の傾きが徐々に鈍化していくと考えられる。そして、破碎性の高い試料の限界状態線は図中の C.S.L-3 のように C.S.L-1 とほぼ平行になり、①のような応力経路を通る時、一点鎖線のような挙動を示して限界状態に達する。

以上より、本研究における DEM 解析結果は、破碎性を有する試料にも限界状態線が存在し、その限界状態線は破碎しない試料の限界状態線と破碎性の非常に高い試料の限界状態線の間が存在するというを示唆している。また、限界状態線にはその試料の持つ破碎性が大きく影響しており、破碎のしやすさでその傾きが変わるものと考えられる。

本研究で示されたこのような結果は、DEM による数値シミュレーションから得られた成果であり、実材料に適用するためには今後の検討が必要である。しかし、この結果は、カムクレイモデルに示される限界状態理論を、破碎性を有する材料に適用する際の有用な知見を示していると考えられる。また、今回の限界状態線は側圧一定の排水条件における応力経路に基づいて得られた結果であり、任意の応力経路での限界状態線は確認していない。このことについても、今後の検討を要すると考えられる。

6.6 結論

本章では粒子破碎が粒状材料の力学的挙動に与える影響を調べるために、粒子破碎を表現する粒子モデルを用いたDEMによる、2次元粒状材料の等方圧縮及び二軸圧縮試験のシミュレーションを行った。そして、得られた解析結果の傾向と実材料の試験において観察される挙動とを比較し、それらの定性的な整合性について検討を行った。得られた結果は以下のようにまとめられた。

- 1) 実材料におけるせん断時の粒子の破碎形態を参考に、DEMにおいて角張りがとれるような粒子破碎を表現するための粒子モデルを提案した。この粒子モデルを用いた等方圧縮試験のシミュレーション結果において、粒子破碎性の高い試料の方が供試体の圧縮性が高くなっており、実材料と同様の傾向が見られた。
- 2) 二軸圧縮試験でのせん断過程のシミュレーション結果では、等方圧縮試験時よりも粒子破碎量が卓越していること、また、軸ひずみと比例して粒子破碎量が多くなるなど、解析結果は実材料が示す傾向と同様であることが確認された。以上から、本解析での粒子モデルは実材料の粒子破碎を適切に表現していると考えられる。
- 3) せん断過程に生じる体積変化が供試体にほぼ均等に生じる場合、粒子破碎は供試体内全体に均等に生じた。また、せん断時に生じる粒子破碎は粒子間力が作用する箇所で発生することが確認された。
- 4) 粒子破碎は構造骨格の変化に影響をもたらす、粒子間力を小さくさせる効果を発揮する。ただし、構造骨格を変化させる支配的な要因ではなく、構造骨格が変化するとき生じる副次的なものであることが示された。
- 5) 破壊時の内部摩擦角に対する粒子間付着力の違いによる影響があまり見られなかったことから、粒状土の一次性質の違いによって生じる強度差の原因は、粒子破碎以外の要因の卓越している可能性が示された。
- 6) せん断中の間隙比変化について検討した結果、破碎しない場合の限界状態線と破碎性の非常に高い試料の限界状態線が平行となることが確認された。また、中間的な破碎性を有する材料の限界状態線は両者の間に存在することが示された。この結果は、材料特性にはその材料の持つ破碎性が大きく影響しているが、破碎性の影響は限界状態線の傾きの変化として表現される可能性があるということを示している。

6章の参考文献

- 1) 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，土木学会論文集，No.193，pp.69-79，1971.
- 2) 三浦哲彦・山内豊聡：砂のせん断特性に及ぼす粒子破砕の影響，土木学会論文集，No.260，pp.109-118，1977.
- 3) 粗粒材料の現場締め固め I 粗粒材料の締め固めに関する基本事項，土質工学会，pp.1-96，1990.
- 4) 礫質土の力学特性に関するシンポジウム発表論文集 第6章 礫質土の力学特性，pp.74-114，地盤工学会，2001.
- 5) 八木一善，三浦清一：火山性粗粒土の繰返し非排水せん断特性に及ぼす破砕細粒分の影響，土木学会論文集，No.694/Ⅲ-57，pp.305-317，2001.
- 6) 加登文学，中田幸男，兵動正幸，村田秀一：破砕性材料の粒子特性と一次元圧縮特性，土木学会論文集，No.701/Ⅲ-58，pp.343-355，2002.
- 7) 鬼塚克忠・吉武茂樹：破砕性まさ土の低圧条件下におけるせん断特性，土木学会論文集，No.400，pp.141-150，1988.
- 8) 三浦哲彦・山内豊聡：高い等方圧力を受ける砂の圧縮断特性について，土木学会論文集，No.203，pp.45-52，1972.
- 9) 小山桃太，南邦亮，福本武明：砂の圧縮特性に関する基礎的考察，土木学会年次学術講演会講演概要集第3部，Vol.58，pp.997-998，2003.
- 10) 粗粒材料の変形と強度，土質工学会，pp.184-192，1986.
- 11) 軽部大蔵・足立智之・米本義彦：粒状土の力学特性と土粒子の性状の関係，粗粒材料の変形・強度特性とその試験法に関するシンポジウム発表論文集，土質工学会，pp.49-54，1986.
- 12) 野並 賢：粗粒材料の一次性質がダイレイタンスーと強度特性に及ぼす影響，神戸大学自然科学研究科修士論文，1998.
- 13) 前田直孝：破砕性を有する粗粒材料の力学特性，神戸大学大学院自然科学研究科修士論文，2004.
- 14) 石川達也，須長 誠，董 軍，名村 明：大型繰返し三軸試験による道床バラストの変形特性の検討，土木学会論文集 No.575/Ⅲ-40，pp.169-178，1997.
- 15) 中瀬 仁，安中 正，片平冬樹，興野俊也：平面ひずみ圧縮試験に対する個別要素法の適用，土木学会論文集 No.454/Ⅲ-20，pp.55-64，1992.
- 16) 吉村優治，小川正二：粒状体の間隙比およびせん断特性に及ぼす一次性質の影響，土木学会論文集，No.487，Ⅲ-26，pp.98-108，1994.
- 17) 萩原敏行，日下部治，大内正敏，岡本圭司：構造特性に着目した不攪乱早川河口砂の強度・変形特性，土木学会論文集 No.487/Ⅲ-26，pp.119-128，1994.

第7章 本研究のまとめ

本研究では、実材料については強度特性に大きな影響を及ぼすと考えられる粒子形状と細粒分の含有量、および粒子破碎現象が力学的特性に及ぼす影響の評価を行った。また、粒子形状と粒子破碎のみの影響を抽出して検討を行うことを主目的として、DEMによる二軸圧縮試験を実施した。以下に、各章で得られた結論と、今後の課題についてとりまとめた。

7.1 本研究の結論

各章で得られた結論は以下の通りである。

第1章では、本研究の背景と目的、および本論文の内容と構成を示した。

第2章では、既往の研究の紹介と、強度定数の評価方法、DEMの概要について示した。

第3章では、主として2種類の母岩から作製された相似粒度粗粒材料を用いて三軸試験を行い、粒子形状と粒子破碎特性が強度定数および、その側圧依存性に与える影響を検討した。得られた結果は以下のようまとめられた。

- 1) 粒子形状の指標について、相似粒度試料では凹凸係数 FU の測定値にほとんど差がなく、相似粒度試料間における指標としての適用性は限られている可能性がある。一方、Zingg の分類法による扁平率は粒子形状の適当な指標となった。
- 2) 花崗岩質試料の三軸試験結果より、粒度が異なっても相対密度と粒子形状が同一ならば、粒度間の強度差は生じないことがわかった。
- 3) 粒度間において粒子形状が異なる流紋岩質試料では、初期相対密度を揃えても強度差が生じた。そこで、粒子形状が異なる同一粒度試料を用いて三軸試験を行ったところ、粒度に拘わらず扁平率と内部摩擦角の間に良好な相関が確認された。ただし、ストレス～ダイレイタンスー関係は粒子形状の影響を受けないことがわかった。
- 4) 三軸圧縮試験前後の粒子の観察結果により、粒子がその角張りがとれるような形態の破碎を生じる場合、小さい粒子の方が相対的に大きく角が取れることがわかった。
- 5) 強度定数の側圧依存性には粒子形状が影響しており、扁平な試料ほど影響の度合は大きい。
- 6) 強度定数の側圧依存性に与える粒子破碎の影響については、側圧と共に粒子破碎量が多くなると破壊時のダイレイタンスー係数 D_f が抑えられ、内部摩擦角 ϕ_d を小さくする。一方、ダイレイタンスー補正された内部摩擦角 ϕ_r は粒子破碎

エネルギーを含むので、側圧が大きくなるほど粒子破砕量は増加し ϕ_r は大きくなる。側圧依存性は D_f 方が ϕ_r よりも大きいので、測定される ϕ_d には粒子破砕の影響が目立たなくなるものと考えられる。

- 7) 同一の母岩から作製された相似粒度試料は相対密度と粒子形状が同一であれば内部摩擦角が等しいという実験結果に基づき、扁平率～内部摩擦角の関係を利用した原材料の内部摩擦角の予測方法を提案した。

第4章では、粗粒土に細粒土が混入したときに生じる強度低下を検討するため、粗粒土の骨格間隙比を一定にし、細粒土として内部摩擦角の小さいガラスビーズを用いた試料を用いて、三軸圧縮試験を実施した。得られた結果は以下のようにまとめられた。

- 1) 粗粒土の周りにメニスカスの効果により細粒土を付着させることによって、細粒土が均一に分布した試料を作製することができた。
- 2) 破壊時に正のダイレイタンスを示すような側圧下では、試験初期の体積圧縮傾向は粗粒土の骨格間隙中に占める細粒分の総体積の割合を示す GVFC (Rate of Gross Volume of Fine Content to Void) が 1:0 のときよりも 1:0.1 の方が圧縮量は大きくなる。これは、混入割合が少ないうちは細粒分の混入により、粗粒土粒子のすべりが生じやすくなり、圧縮量を増加させるためであると考えられる。
- 3) 細粒土は粗粒土同士のかみあわせを阻害する効果と、粗粒土の移動を抑えようとする効果の2つに影響を与えられられる。そのため、内部摩擦角の小さいガラスビーズを混入した試料は混入量と比例してダイレイタンス補正された内部摩擦角 ϕ_r が小さくなり、破壊時のダイレイタンスは 0 に近づく。その結果、ガラスビーズの混入量に比例して内部摩擦角 ϕ_d は低下し、その側圧依存性は小さくなる。一方、内部摩擦角が粗粒土とほぼ同じ細粒珪砂を混入した試料は、 ϕ_r に混入量の差は見られないが、混入量と比例してダイレイタンスが大きくなり、 ϕ_d は大きくなる。
- 4) 細粒土の内部摩擦角が粗粒土に比べて小さい場合、細粒土の混入量はストレス～ダイレイタンス関係における、ダイレイタンス係数が 0 のときのせん断抵抗係数に影響を与える。ただし、粗粒土の骨格構造が卓越している範囲内であれば、ストレス～ダイレイタンス関係の傾きに影響を与えない。
- 5) 細粒土の混入量が多い試料ほど粒子 1 個あたりに加わる接点力が小さくなるため、粒子破砕量は減少する。ただし、粒子破砕量とせん断強度との間に明確な相関は見られなかった。
- 6) ガラスビーズが均一に分布しているような試料では、 ϕ_r はガラスビーズの混入量に比例して低下し、ガラスビーズの割合が 100% となると、ガラスビーズ試料の内部摩擦角に一致すると考えられる。また、この関係から得られる予測 ϕ_r と、側圧 σ_3 と破壊時のダイレイタンス係数 D_f の関係から求められる予測 D_f から、任意のガラスビーズ混入量におけるガラスビーズ混入試料の ϕ_d の予測方法を示

した。

第5章では粒子形状が粒状材料の力学的挙動に与える影響を調べるために、同じ物理特性をもつ円粒子を結合した粒子による、粒子形状の異なる2次元粒状材料の2軸圧縮及びせん断試験のシミュレーションを行った。粒子形状を定量化するために凹凸係数FUに着目して、結果について検討を加えた。得られた結果は以下のよう

- 1) クランプ粒子では、FU値が大きくなるにつれて圧縮指数が小さくなる傾向を示した。これは、FU値が小さくなると初期間隙比が大きくなり、圧縮性が高くなるためと考えられる。
- 2) せん断過程において軸ひずみ～主応力差関係は、FU値が1に近づくと、粒子形状に拘わらずほぼ同じ傾向を示した。この時、軸ひずみ～体積ひずみ関係は、粒子形状ごとに異なる傾向を示した。
- 3) 内部摩擦角とFU値の関係は粒子形状の影響を受け、FU値が小さくなると増加する傾向を示した。そして、その傾向は、破壊時のダイレイタンシー係数とFU値の関係と同傾向となった。また、ダイレイタンシー補正された内部摩擦角は、粒子形状に拘わらずほぼ一定の値となった。このことは、粒子形状がダイレイタンシー特性に影響して内部摩擦角に反映されることを示している。
- 4) せん断中の応力比～ひずみ増分比関係は粒子形状の影響を受け、その傾度はFU値が小さくなるほど、大きくなる傾向を示した。しかし、その切片は、粒子形状によらずほぼ一定の値を示した。
- 5) 粒子形状が異なる試料との比較における軸圧縮過程での粒子間力の分布から、粒子形状は粒子の構造骨格の形成に影響を与え、粒子間力の最大値および構造骨格をなす粒子の動員数に影響を与えるものと推測される。すなわち、FU値が小さいほどかみ合わせ効果によりダイレイタンシーが大きくなって粒子間応力の最大値が大きくなる。また、粒子間モーメント力の作用により複数の粒子が一体となって強度を発揮するため、構造骨格に動員される粒子数が増加する。両者の影響により、結果的にピーク強度が大きくなるものと判断される。

第6章では粒子破碎が粒状材料の力学的挙動に与える影響を調べるために、粒子破碎を表現する粒子モデルを用いたDEMによる、2次元粒状材料の等方圧縮及び二軸圧縮試験のシミュレーションを行った。そして、得られた解析結果の傾向と実材料の試験において観察される挙動とを比較し、それらの定性的な整合性について検討を行った。得られた結果は以下のよう

- 1) 実材料におけるせん断時の粒子の破碎形態を参考に、DEMにおいて角張りがとれるような粒子破碎を表現するための粒子モデルを提案した。この粒子モデルを用いた等方圧縮試験のシミュレーション結果において、粒子破碎性の高い試料の方が供試体の圧縮性が高くなっており、実材料と同様の傾向が見られた。

- 2) 二軸圧縮試験でのせん断過程のシミュレーション結果では, 等方圧縮試験時よりも粒子破砕量が卓越していること, また, 軸ひずみと比例して粒子破砕量が多くなるなど, 解析結果は実材料が示す傾向と同様であることが確認された. 以上から, 本解析での粒子モデルは実材料の粒子破砕を適切に表現していると考えられる.
- 3) せん断過程に生じる体積変化が供試体にほぼ均等に生じる場合, 粒子破砕は供試体内全体に均等に生じた. また, せん断時に生じる粒子破砕は粒子間力が作用する箇所が発生することが確認された.
- 4) 粒子破砕は構造骨格の変化に影響をもたらし, 粒子間力を小さくさせる効果を発揮する. ただし, 構造骨格を変化させる支配的な要因ではなく, 構造骨格が変化するとき生じる副次的なものであることが示された.
- 5) 破壊時の内部摩擦角に対する粒子間付着力の違いによる影響があまり見られなかったことから, 粒状土の一次性質の違いによって生じる強度差の原因は, 粒子破砕以外の要因の卓越している可能性が示された.
- 6) せん断中の間隙比変化について検討した結果, 破砕しない場合の限界状態線と破砕性の非常に高い試料の限界状態線が平行となることが確認された. また, 中間的な破砕性を有する材料の限界状態線は両者の間に存在することが示された. この結果は, 材料特性にはその材料の持つ破砕性が大きく影響しているが, 破砕性の影響は限界状態線の傾きの変化として表現される可能性があるということを示している.

7.2 今後の課題

(1) 実材料を用いた検討

本研究では第3章で相似粒度試料を用いて実材料のせん断強度を予測する方法を、第4章で粗粒土に細粒分が混入した試料のせん断強度の予測方法を提案した。これらの予測式を適用する際の課題を以下に示した。

- ① 相似粒度試料を用いて実材料のせん断強度を予測する際には、土粒子の扁平率を計測する必要があるが、電子画像処理技術などを援用した簡易な扁平率の測定方法の開発。
- ② 相似粒度試料間における間隙比幅($e_{MIN} - e_{MAX}$)と乾燥密度の違いがせん断強度特性に与える影響についての検討。
- ③ 本研究で導かれた粗粒土に細粒分が混入した試料のせん断強度の予測方法は細粒分が20%未満の試料を用いたものであり、細粒分が20%以上あるような試料に対するせん断強度予測方法の検討。
- ④ 粗粒土に細粒分が混入した試料のせん断強度予測方法は、細粒分として非塑性であるグラスビーズを用いて試験を行っており、塑性の高い粘土が混入したときの試料に対するせん断強度予測方法の検討。
- ⑤ 粗粒土に細粒分が混入した試料のダイレイタンシー係数の予測方法が直感的であり、任意の側圧下での適用性は不明であることから、合理的なダイレイタンシー係数の予測方法の検討。
- ⑥ 異なる試料同士の粒子形状の比較に用いる指標と、同一過程で作成された試料同士の粒子形状の比較に用いる指標の整合性に関する検討。本研究では前者に対してFU係数、後者に対して扁平率が有効であることを示唆したが、今後、種々の試料に対して粒子形状の測定を行い、上記の検証を行う必要があると考えられる。

以上については、今後も実験的検討を進めていき、粗粒土の力学特性のより詳細な把握、および信頼性の高い予測方法を検討するのが望ましいと考えられる。

また、本研究では粗粒土の一次性質とせん断強度特性との関係について着目したが、研究内容の今後の展開の一つとして、従来顧みられることの少なかった粗粒土の一次性質とせん断強度特性の関係と、これまで用いられているせん断強度推定方法を組み合わせることにより、より合理的な粗粒土のせん断強度推定方法を提案することが挙げられる。たとえば、N値と内部摩擦角の関係式に、一次性質と内部摩擦角の関係を組み合わせれば、得られる内部摩擦角の精度を高めることができる。一次性質は比較的簡易な粒度試験や最大・最小密度試験などからある程度把握できることから、内部摩擦角の精度向上に要する時間・労力は従来よりあまり掛からないと予想される。今後はこのような検討も行うことが望ましいと考えられる。

(2) 個別要素法による検討

本研究では第5章、第6章でDEMによる二軸圧縮試験シミュレーションを行ったが、今後DEMによる解析結果を実材料の試験結果の解釈に援用したり、実材料のシミュレーションを行う際の問題点を以下に示した。

- ① DEMの二軸圧縮試験シミュレーションによって得られる内部摩擦角は、実材料の三軸圧縮試験で得られるものと比べて小さいことが指摘された。この一因としてDEMで取り扱う粒子の表面粗度が実材料と比べて小さいことが挙げられた。DEM粒子の表面粗度を大きくするには、粒子間摩擦角を大きくする方法のほか、実材料に近い粒子形状の粒子を導入したり、粒子の転がり抵抗を導入する方法等が考えられる。
- ② 5章で取り扱ったクランプ粒子は、自然界に存在する粒子と比べて特異な形状を有していることに起因して、凹凸係数FUでは粒子形状が強度特性に与える影響を十分に表現できなかった。実材料では凹凸係数FUは適当な指標として取り扱われており、実材料への凹凸係数FUの有用性については問題がないものの、DEMで複雑な粒子形状を作成する際の問題点として挙げられる。
- ③ 6章で示した粒子破砕モデルは、角張りがとれるような粒子破砕に限定したものであった。一方、実材料で見られるような破砕形態については前述のほか、粒子表面のギザがとれるような場合や、粒子が粉々に壊れるような形態が挙げられる。これらをDEMで取り扱う際には、今後そのモデル化を検討する必要があると考えられる。
- ④ 6章で示した粒子破砕モデルでは、二軸圧縮試験シミュレーションから得られた破壊時の強度定数が実材料と異なる傾向を示した。具体的には、破壊時のダイレイタンシーに側圧依存性が見られず、ダイレイタンシー補正された内部摩擦角に側圧依存性が見られた。この原因として主に粒子破砕による極端な粒子形状の変化が挙げられた。したがって粒子破砕によって粒子形状が極端に変化しないようなモデルを検討する必要がある。
- ⑤ 6章で示した二軸圧縮試験シミュレーションは、側面を剛板としているため、三軸圧縮試験で生じるせん断帯の発達が確認されなかった。このため、せん断帯の形成が粒子破砕に与える影響についての検討は十分に行うことが出来なかった。今後は、側面にメンブレン要素を用いるなどしてせん断帯が粒子破砕に与える影響について検討を行うことが望ましいと考えられる。
- ⑥ 破砕性を有する試料の限界状態線の変化は、側圧一定の排水条件における応力経路に基づいて得られた結果であり、任意の応力経路での限界状態線は確認しておらず、今後の検討を要すると考えられる。

以上のように、DEMを実材料に適用するとき、一般的に挙げられる問題点（設定

する物性値の力学的な意味付けが不十分，計算結果の実務への適用性が進んでいない，間隙水の移動や過剰間隙水圧の取り扱いに対する手法が確立されていない，等) 以外にも，本研究によって①～⑥の課題が挙げられた．今後これらの課題に対する検討を進めていくことが，DEM の解析結果の利用価値向上につながるものと考えられる．

謝辞

本論文は、筆者が神戸大学地盤工学研究室に在学した3年間と、応用地質(株)神戸支店に在籍した5年間に取り組んだ研究成果を取りまとめたものです。

神戸大学工学部名誉教授軽部大蔵博士には、研究に対するご指導を頂くと共に、研究に対する真摯な姿勢を通じて、土質力学の面白さをご教示頂きました。軽部先生にご指導頂いていなければ、土質力学の醍醐味を知ることもなく、結果的に筆者が学位論文作成に取り組むことはなかったと思います。ここに記して深く感謝の意を表します。

神戸大学工学部助教授加藤正司博士は、筆者の研究に対する第一の理解者であり、学生時代から終始筆者の研究について御指導いただきました。怠惰な私が社会人になってからも研究を進められたのは、加藤先生に研究の進め方をご教示いただき、論文の作成方法について熱心な御指導と幾たびもの励ましのお言葉を賜ったおかげであります。また、本研究で行った試験や解析やデータの整理について具体的な御指導を頂いたおかげで、研究成果をまとめることが出来ました。心から感謝の意を表す次第です。

神戸大学工学部教授澁谷 啓博士には、本研究に対し有益な御指導、御助言を多く頂きました。澁谷先生のご指導により、本研究の成果と課題を鮮明に把握でき、研究内容の価値を上げることが出来ました。また学位申請に際して多大な御労力を頂きました。心から感謝の意を表す次第です。

神戸大学都市安全研究センター教授沖村 孝博士、神戸大学工学部教授森川英典博士には、本論文をまとめるに当たり、有益な御指導、御助言を頂きました。深く感謝の意を表す次第です。

神戸大学都市安全研究センター教授田中泰雄博士、神戸大学都市安全研究センター教授飯塚 敦博士、神戸大学都市安全研究センター助教授吉田信之博士には、筆者の研究に対して有益な御助言を頂きました。深く感謝の意を表す次第です。

神戸大学工学部元助手の鶴ヶ崎和博氏（現東洋建設）と藤原照幸氏（現地域地盤環境研究所）には筆者が学生の時より御指導、御鞭撻を頂きました。神戸大学工学部河井克之助手には日頃からの激励を頂きました。また、岐阜工業専門学校教授吉村優治博士には実材料のFU係数の測定を行って頂き、(株)CRC ソリューションズ榊原辰雄氏には図面の作成等に御協力頂きました。ここに記して感謝申し上げます。

本研究で取り扱った実験・計算データは、ほとんどが神戸大学地盤工学研究室で得られた成果であり、これらの研究に携わった同窓の皆様に深く感謝致します。特に、元大学院生の山口 充氏（現(株)鴻池組）、秋田 伸氏（現清水建設(株)）、柴田安彦氏（現(株)荏原製作所）、吉森久貴氏（現神戸市役所）、前田直孝氏（現(株)大本組）にはデータ作成に多大な御労力を頂いており、また各々方の修士論文は大いに参考とさせていただきます。本当に感謝の念に耐えません。

応用地質(株)の皆様には、実務と土質力学との関わり方についてご指導、御鞭撻を

いただきました。また、実務の合間を縫って研究を進めることが出来たのは、神戸支店の方々をはじめとする応用地質の皆様のご協力、ご理解があったおかげであり、ここに感謝の意を表する次第です。

最後に、私事ではありますが、研究活動を物心共に支えてくれた両親と妻（美沙乃）と娘（玲花，紗佳）に感謝する次第です。

論文目録

<土木学会論文集>

1. 軽部 大蔵, 野並 賢, 鶴ヶ崎 和博, 山口 充: 相似粒度に調整した粗粒材料の強度特性に及ぼす粒子形状と粒子破砕の影響, 土木学会論文集, 617 巻, III-46 号, pp.201-211, 1999.
2. 野並 賢, 加藤 正司, 柴田 安彦, 吉森 久貴: 粗粒土にガラスビーズを混入した試料のせん断強度特性, 土木学会論文集, 757 巻, III-66 号, pp.155-166, 2004.
3. 野並 賢, 加藤 正司, 吉村 優治, 前田 健一, 山本 修一: 粒状体の変形・強度特性に与える粒子形状の影響に関する二次元個別要素法による検討, 土木学会論文集, 799 巻, III-72 号, pp.51-63, 2005.
4. 野並 賢, 加藤 正司, 榊原 辰雄, 前田 直孝: 粒子破砕が粗粒材料のせん断挙動へ与える影響に関する個別要素法による検討, 土木学会論文集, 806 巻, III-73 号, pp.113-127, 2005.

<応用力学論文集>

1. 加藤 正司, 山本 修一, 野並 賢: 粒子間付着力を取り入れた個別要素法による二軸圧縮試験シミュレーションと不飽和土の三軸圧縮試験の比較, 応用力学論文集, 2 巻, 419-426 頁, 1999.

<国際会議プロシーディング>

1. Kato, S. Yamamoto, S. and Nonami, S. : Study of the influence of adhesion force on deformation and strength of unsaturated soil by DEM analysis, Proceeding of the Asian Conference on Unsaturated soils, pp113-118, 2000.
2. Kato, S. Yamamoto, S. and Nonami, S. : DEM analysis for effects of intergranular force on behavior of granular material, Proceeding of the international symposium on suction, swelling, permeability and structure of clays IS-shizuoka, pp161-166, 2001.
3. Kato, S. Kawai, K. Hatanaka, N. and Nonami, S. : Effect of suction on shear strength and deformation of unsaturated sand in triaxial test, Proceeding of the 2nd Asian Conference on Unsaturated soils, pp113-116, 2003.
4. Kato, S. Nonami, S. and Sakakibara, T. : Effect of particle crushability on critical state line of granular material, Powders & Grains, 2005.

<建設工学研究所論文報告集>

1. 軽部 大蔵, 鶴ヶ崎 和博, 坂井逸作, 野並 賢: 粗粒土材料の粒子の物理的性質と力学的性質の関係, 建設工学研究所論文報告集第 40-A 号, 53-65 頁, 1998.
2. 加藤 正司, 吉村 優治, 前田 健一, 野並 賢: 粒状体の力学的挙動に及ぼす

粒子形状の影響に関する DEM による検討, 建設工学研究所論文報告集第 42-A 号, 2000.

3. 加藤 正司, 吉村 優治, 前田 健一, 野並 賢, 山本 修一: 粒子形状が粒状体の変形強度特性に与える影響に関する DEM による検討, 建設工学研究所論文報告集第 43-A 号, 2001.

<地盤工学研究発表会発表講演集>

1. 秋田 伸, 野並 賢, 軽部 大蔵: 粗粒材料のせん断強度特性に及ぼす粒子形状と粒子破碎の影響, 第 33 回地盤工学研究発表会発表講演集, 37~38 頁, 1998.
2. 野並 賢, 持田文弘: 相似粒度試料の力学的特性の相違に基づいた粗粒材料のせん断強度推定方法, 第 34 回地盤工学研究発表会発表講演集, 1999.

<土木学会年次講演概要集>

1. 鶴ヶ崎 和博, 山口 充, 芦田 徹夫, 野並 賢, 軽部 大蔵: 粗粒材料のせん断強度特性に及ぼす供試体端面拘束の影響, 土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部(A), 51 巻, 82-83 頁, 1996.
2. 秋田 伸, 野並 賢, 加藤 正司, 軽部 大蔵: 粗粒土の強度の側圧依存性に及ぼす粒子形状と粒子破碎の影響, 土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部(A), 54 巻, 56-57 頁, 1999.
3. 野並 賢, 加藤 正司, 柴田 安彦, 吉森 久貴: 粗粒土にガラスビーズを混入させた試料の三軸圧縮試験, 土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部(A), 56 巻, 26-27 頁, 2001.
4. 加藤 正司, 柴田 安彦, 小林 克哉, 野並 賢: 粗粒土に細粒分を混入した試料のせん断強度特性, 土木学会年次学術講演会講演概要集第 3 部(A), 57 巻, 581-582 頁, 2002.

<土木学会関西支部年次講演概要集>

1. 野並 賢, 山口 充, 芦田 徹夫, 鶴ヶ崎 和博, 軽部 大蔵: 相似粒度に調整した粗粒材料の強度特性に及ぼす粒子形状の影響, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, III-23-1-III-23-2 頁, 1996.
2. 野並 賢, 鶴ヶ崎 和博, 軽部 大蔵: 粗粒材料の「相対密度」が強度特性に及ぼす影響についての検討, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, III-26-1-III-26-2 頁, 1997.
3. 秋田 伸, 野並 賢, 軽部 大蔵: 粒子形状が粗粒材料のせん断強度特性に及ぼす影響, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, III-9-1-III-9-2 頁, 1998.
4. 吉森 久貴, 柴田 安彦, 加藤 正司, 野並 賢: 細粒分が砂のせん断強度に与える影響, 土木学会関西支部年次学術講演会講演概要集, III-14-1-III-14-2 頁, 2001.

巻末資料：DEMの解析理論の概説

ここでは、本研究で採用したDEMプログラムである、PFC2D(Itasca社)で採用している一般的なDEMの解析理論の説明を概説する^{1), 2), 3)}.

付.1.1 概論

DEMの骨格をなす概念である粒子要素間の力学モデルは、図-付.1.1に示すように接触要素間の法線および接線方向に弾性バネと粘性ダッシュポット (Voigtモデル) を配置することにより、要素間の相対運動を表現する。接線要素間の滑りに対してはクーロンの破壊規準を適用したスライダを採用する。また、作用応力によって引張り方向を考慮せず、粒子が接触したときのみに応力が作用することを表現するため、粒子間にディバイダーを導入している。

本モデルでは粘性ダッシュポットを採用することによって減衰振動を表現しており、これにより運動状態にある要素を静止状態に至らしめることが可能である。粘性ダッシュポットの物理的意味は不明確なものの、三軸試験シミュレーションなどの準静的な問題を取り扱う場合は、解を安定させる役割を担う。DEMの特徴的なモデリングである。

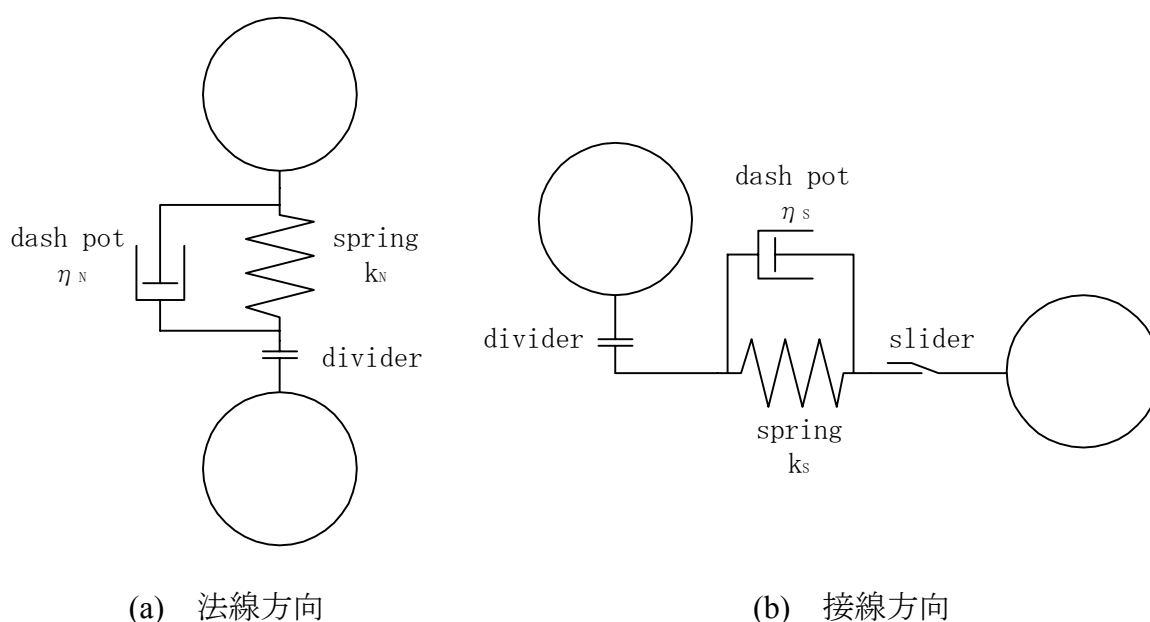


図-付.1.1 DEMの粒子間の力学モデル

付.1.2 運動方程式

DEMを2次元で取り扱う場合、個々の要素の運動方程式は次式によって表現される。

$$m \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} + \eta \frac{\partial x}{\partial t} + Kx = m \frac{\partial^2 x}{\partial t^2} + F_x = 0 \quad (\text{付.1.1a})$$

$$m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \eta \frac{\partial y}{\partial t} + Ky = m \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + F_y = 0 \quad (\text{付.1.1b})$$

$$m \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + \eta \cdot r \frac{\partial \varphi}{\partial t} + K \cdot r^2 \varphi = m \frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} + M = 0 \quad (\text{付.1.1c})$$

ここに、 m : 質量
 t : 時刻
 x : x 方向の変位
 y : y 方向の変位
 F_x : x 方向の合力
 F_y : y 方向の合力
 φ : 回転変位
 η : 粘性係数
 K : バネ係数
 M : モーメント

この運動方程式を全ての要素について連立させて解くのは困難であるため、時間増分 Δt によって差分近似を行い、個々の要素ごとの数値積分により計算が進められる。たとえば、 x 方向の運動方程式を考える場合、式(付.1.1a)を変形して

$$m \left[\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \right]_t = \eta \left[\frac{\partial x}{\partial t} \right]_{t-\Delta t} - K[x]_{t-\Delta t} \quad (\text{付.1.1a}')$$

とおき、新しい加速度 $\left[\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \right]_t$ を前回の変位 $[x]_{t-\Delta t}$ に基づく接触時の作用応力の陽

関数として逐次計算を行う。なお、微小時間増分 Δt における要素の加速度は一定と仮定して計算を進めている。図-付.1.2にDEMの解析フローを示す。

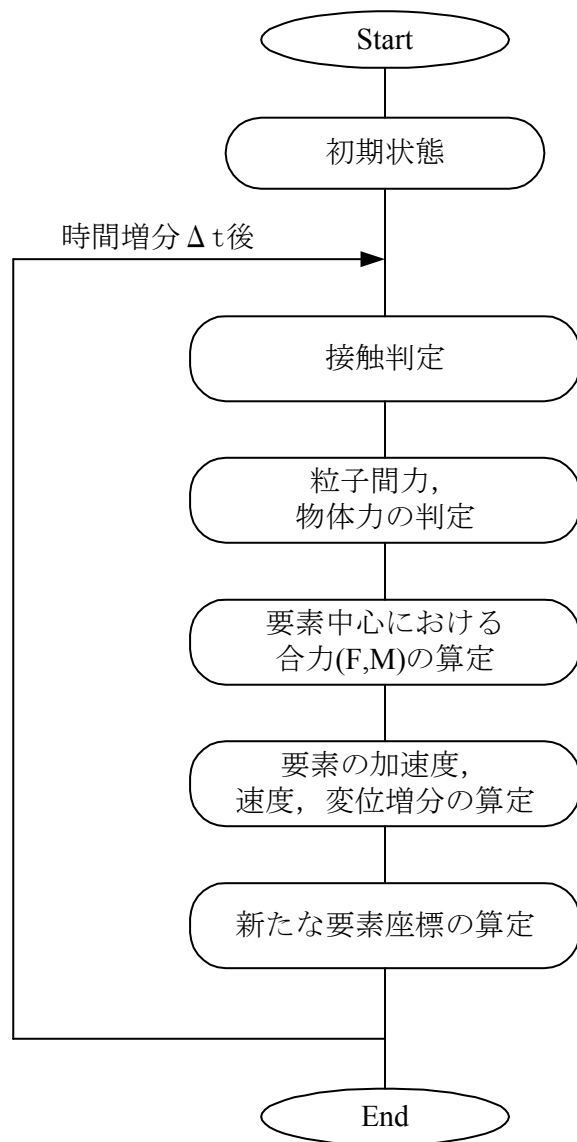


図-付.1.2 DEMの解析フロー

付.1.3 粒子間接触判定と接触相対変位

任意の要素の時刻 t における中心座標を $o_i(x_i, y_i)$ とすれば、図-付.1.3 を参考に要素 i と要素 j の接触条件は次式で表される。

$$r_i + r_j \geq R_{ij} = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2} \quad (\text{付.1.2})$$

ここに、 r : 要素半径
 R_{ij} : 要素間の中心間距離

要素 i と要素 j の接触点での法線方向および接線方向の、任意の時刻 t から微小時間増分 Δt 後の相対変位増分 ($\Delta u_N, \Delta u_S$) は次式で示される。ただし、 Δu_N は接近を正、 Δu_S は反時計回りを正とする。

$$\Delta u_N = (\Delta x_i - \Delta x_j) \cos \alpha_{ij} + (\Delta y_i - \Delta y_j) \sin \alpha_{ij} \quad (\text{付.1.3a})$$

$$\Delta u_S = -(\Delta x_i - \Delta x_j) \sin \alpha_{ij} + (\Delta y_i - \Delta y_j) \cos \alpha_{ij} + (r_i \Delta \varphi_i + r_j \Delta \varphi_j) \quad (\text{付.1.3b})$$

ここに、 Δx_i : 任意の時刻 t から微小時間増分 Δt 後の x 方向の変位増分
 Δy_i : " y 方向の変位増分
 $\Delta \varphi_i$: " 回転増分

なお、 α_{ij} は粒子接平面の法線方向が x 軸となす角度で、その方向余弦は次式で示される。

$$\cos \alpha_{ij} = \frac{(x_j - x_i)}{R_{ij}} \quad (\text{付.1.4a})$$

$$\sin \alpha_{ij} = \frac{(y_j - y_i)}{R_{ij}} \quad (\text{付.1.4b})$$

付.1.4 粒子間力の算定

粒子接点に作用する応力は、相対変位（弾性バネ）によって表現される応力と、相対速度（粘性ダッシュポット）によって表現される応力の和として表される。以下では図-付.1.3 に示すように、要素間に作用する応力を法線方向と接線方向とに分けて考えることとする。

(1) 法線方向

法線方向の相対変位の抗力増分 Δe_N は次式で示される.

$$\Delta e_N = k_N \Delta u_N \quad (\text{付.1.5})$$

ここに, k_N : 法線方向バネ係数

一方, 相対速度による法線方向の抗力 d_N は次式で示される.

$$d_N = \eta_N \frac{\Delta u_N}{\Delta t} \quad (\text{付.1.6})$$

ここに, η_N : 法線方向粘性係数

$\frac{\Delta u_N}{\Delta t}$: 法線方向相対速度

したがって, 時刻 t において法線方向に作用する弾性抗力 $[e_N]_t$ および粘性抗力 $[d_N]_t$ は次式で示される.

$$[e_N]_t = [e_N]_{t-\Delta t} + \Delta e_N \quad (\text{付.1.7})$$

$$[d_N]_t = d_N \quad (\text{付.1.8})$$

ただし, 粒子間の引張抗力を認めないため, 式(付.1.8)には次の条件が課せられる.

$$[e_N]_t < 0 \text{ のとき, } [e_N]_t = [d_N]_t = 0 \quad (\text{付.1.9})$$

すなわち, 式(付.1.9)は粒子が接している場合にのみ応力が作用することを示して

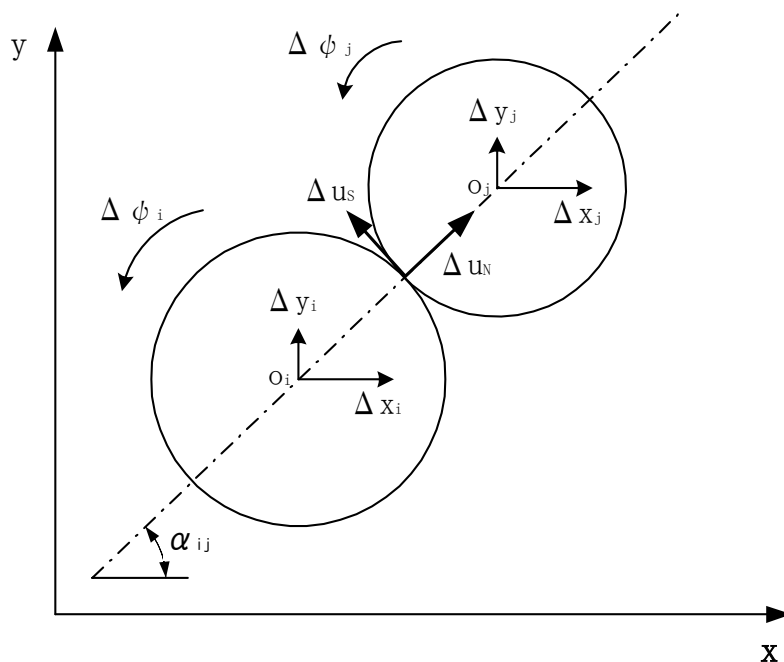


図-付.1.3 要素の変位増分と接点の相対変位増分

いる.

以上より, 時刻 t における 2 要素間の法線方向圧縮力 f_N は次式で示される.

$$[f_N]_t = [e_N]_t + [d_N]_t \quad (\text{付.1.10})$$

(2) 接線方向

接線方向の相対変位の抗力増分 Δe_s は次式で示される.

$$\Delta e_s = k_s \Delta u_s \quad (\text{付.1.11})$$

ここに, k_s : 接線方向バネ係数

一方, 相対速度による法線方向の抗力 d_s は次式で示される.

$$d_s = \eta_s \frac{\Delta u_s}{\Delta t} \quad (\text{付.1.12})$$

ここに, η_s : 接線方向粘性係数

したがって, 時刻 t において接線方向に作用する弾性抗力 $[e_s]_t$ および粘性抗力 $[d_s]_t$ は次式で示される. ただし, 要素 i に対し時計回りを正とする.

$$[e_s]_t = [e_s]_{t-\Delta t} + \Delta e_s \quad (\text{付.1.13})$$

$$[d_s]_t = d_s \quad (\text{付.1.14})$$

ただし, 粒子接点はクーロンの摩擦則に従い滑るので, 式(付.1.14), (付.1.15)には以下の条件が課せられる.

$$[e_s]_t < 0 \text{ のとき, } [e_s]_t = [d_s]_t = 0 \quad (\text{付.1.15})$$

$$[e_s]_t > \mu [e_N]_t \text{ のとき, } [e_s]_t = \mu [e_N]_t \cdot \text{sign}([e_s]_t), [d_s]_t = 0 \quad (\text{付.1.16})$$

ここに, μ : 粒子間摩擦係数

すなわち, 式(付.1.15)は式(付.1.9)と同じく, 粒子が接している場合にのみ応力が作用することを示している. 式(付.1.16)はクーロンの破壊基準に基づく摩擦力の限界を示している.

以上より, 時刻 t における 2 要素間の接線方向圧縮力 f_s は次式で示される.

$$[f_s]_t = [e_s]_t + [d_s]_t \quad (\text{付.1.17})$$

(3) バネ係数および粘性係数の設定

円形要素間の法線方向のバネ係数 k_N は、弾性 2 円柱の接触理論により次式で示される。

$$k_N = \frac{\pi \cdot E}{2(1-\nu^2) \cdot \left(\frac{2}{3} + 2 \ln \sqrt{1.6 \frac{D_1 + D_2}{2q} \cdot \frac{E}{1-\nu^2}} \right)} \quad (\text{付.1.18})$$

ここに、 D : 粒子直径
 E : ヤング率
 ν : ポアソン比
 q : 荷重

円形要素と剛性要素間の法線方向のバネ係数 k_N' は、円柱と板の接触理論により次式で示される。

$$k_N = \frac{\pi \cdot E}{2(1-\nu^2) \cdot \left(\frac{1}{3} + \ln \sqrt{1.6 \frac{D}{q} \cdot \frac{E \cdot E'}{(1-\nu^2)E' + (1-\nu^2)E}} \right)} \quad (\text{付.1.19})$$

ここに、 E' : 弾性板のヤング率
 ν : 弾性板のポアソン比

以上のように法線方向のバネ係数 k_N , k_N' は、直径 D , ヤング率 E , ポアソン比 ν , 荷重 q の関数であるが、 E および ν を固定した場合のバネ係数の値は、 D , q の変化に鈍感であるため、代表的な D , q の値を用いてバネ定数を設定するのが一般的である。

接線方向のバネ係数 k_s , k_s' は、表面に凹凸のある 2 円柱の接触理論に基づいて次式で示される。

$$k_s = a \cdot G \sqrt{q} \quad (\text{付.1.20})$$

$$k_s' = a \cdot \frac{G + G'}{2} \sqrt{q} \quad (\text{付.1.21})$$

ここに、 G : 弾性円柱のせん断剛性係数
 G' : 弾性板のせん断剛性係数
 a : 定数

ただし、 k_s, k_s' は粒子の微小な変形に係わる定数であり、これを問題としない場合はある程度大きな値を用いればよいものと考えられる。

粘性係数は準静的な問題の場合においては解を安定させるのみの役割を持つため、次式で示される一自由度系の臨界減衰定数 η_c を用いる。

$$\eta_c = 2\sqrt{km} \quad (\text{付.1.22})$$

付.1.5 粒子運動の算定

要素 i が、接触する全ての要素 j から受ける力の総和は、 x 方向成分を F_{xi} 、 y 方向を F_{yi} 、要素中心回りのモーメントを M_i として次式で示される。

$$[F_{xi}]_t = \sum_j (-[f_N]_t \cos \alpha_{ij} + [f_s]_t \sin \alpha_{ij}) + m_i g_x \quad (\text{付.1.23a})$$

$$[F_{yi}]_t = \sum_j (-[f_N]_t \sin \alpha_{ij} + [f_s]_t \cos \alpha_{ij}) + m_i g_y \quad (\text{付.1.23b})$$

$$[M_i]_t = -r_i \sum_j ([f_s]_t) \quad (\text{付.1.23c})$$

ここに、 m_i : 要素 i の質量
 g_x : x 方向重量加速度
 g_y : y 方向重量加速度

すなわち、 \sum_j 項は要素 i に接触する全ての要素 j に関する総和を表し、 $m_i g$ の項は重力が x 方向に作用することを示している。

ここで、Newton の第 2 法則を適用すれば、時刻 t における要素 i の加速度は次式で示される。

$$\left[\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \right]_t = \frac{[F_{xi}]_t}{m_i} \quad (\text{付.1.24a})$$

$$\left[\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \right]_t = \frac{[F_{yi}]_t}{m_i} \quad (\text{付.1.24b})$$

$$\left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} \right]_t = \frac{[M_i]_t}{I_i} \quad (\text{付.1.24c})$$

ここに、 I_i : 要素 i の慣性モーメント

次に、式(付.1.24)を積分すると、時刻 t における要素 i の速度と変位増分がそれぞれ次式で示される。

$$\left[\frac{\partial x}{\partial t} \right]_t = \left[\frac{\partial x}{\partial t} \right]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.25a})$$

$$\left[\frac{\partial y}{\partial t} \right]_t = \left[\frac{\partial y}{\partial t} \right]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.25b})$$

$$\left[\frac{\partial \varphi}{\partial t} \right]_t = \left[\frac{\partial \varphi}{\partial t} \right]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial t^2} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.25c})$$

$$[\Delta x_i]_t = \left[\frac{\partial x}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.26a})$$

$$[\Delta y_i]_t = \left[\frac{\partial y}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.26b})$$

$$[\Delta \varphi_i]_t = \left[\frac{\partial \varphi}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t \quad (\text{付.1.26c})$$

式(付.1.26)を時刻 t から時刻 $(t + \Delta t)$ における変位増分とすると、時刻 $(t + \Delta t)$ における要素 i の座標と回転角は次式で示される。

$$[x_i]_{t+\Delta t} = [x_i]_t + [\Delta x_i]_t \quad (\text{付.1.27a})$$

$$[y_i]_{t+\Delta t} = [y_i]_t + [\Delta y_i]_t \quad (\text{付.1.27b})$$

$$[\varphi_i]_{t+\Delta t} = [\varphi_i]_t + [\Delta \varphi_i]_t \quad (\text{付.1.27c})$$

こうして得られた新たな要素座標と変位増分に基づいて、式(付.1.3)から式(付.1.27)までの演算を繰り返す。

なお、数値演算の安定性を向上させるために、式(付.1.27)に代えて次式を用いている。

$$[x_i]_{t+\Delta t} = \frac{[x_i]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial x_i}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t}{2} \quad (\text{付.1.28a})$$

$$[y_i]_{t+\Delta t} = \frac{[y_i]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial y_i}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t}{2} \quad (\text{付.1.28b})$$

$$[\varphi_i]_{t+\Delta t} = \frac{[\varphi_i]_{t-\Delta t} + \left[\frac{\partial \varphi_i}{\partial t} \right]_t \cdot \Delta t}{2} \quad (\text{付.1.28c})$$

巻末資料の参考文献

- 1) Cundall, P.A: A computer model for simulating progressive, large scale movement in blocky rocksystem, Symp. *ISRM, Nancy, France, Proc.*, 2, pp.129-136, 1971.
- 2) 木山英郎, 藤村尚: カンドルの離散剛要素法を用いた岩質粒状体の重力流動の解析, 土木学会論文集, No.333, pp.137-146, 1983.
- 3) 山本修一: 個別要素法による粒状体の力学挙動に関する基礎的研究, 名古屋工業大学学位申請論文, 1995.