



間隙水分布が不飽和土の変形・強度特性に及ぼす影響とその評価方法に関する研究

加藤, 正司

(Degree)

博士 (工学)

(Date of Degree)

1997-03-11

(Date of Publication)

2008-10-31

(Resource Type)

doctoral thesis

(Report Number)

乙2119

(JaLCD0I)

<https://doi.org/10.11501/3129882>

(URL)

<https://hdl.handle.net/20.500.14094/D2002119>

※ 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

間隙水分布が不飽和土の変形・強度特性に及ぼす
影響とその評価方法に関する研究

平成9年1月

加藤 正司

目 次

第1章 序 章	1
1.1 研究の背景と目的	1
1.2 本論文の内容と構成	3
1.3 本論文で用いる主な応力記号に関する定義	4
第2章 不飽和土の変形・強度特性に関する既往の研究	6
2.1 はじめに	6
2.2 サクシヨンの概念および不飽和土の三軸試験における サクシヨン制御法	6
(1) サクシヨンとpFの概念	6
(2) 間隙水の保水形態とサクシヨン・pFの関係	8
(3) 三軸試験におけるサクシヨン制御法としての加圧法と 吸引法	10
2.3 サクシヨンが土の変形・強度特性へ与える影響に関する 既往の研究	12
(1) 不飽和土における有効応力と状態面	12
(2) コラプスを含む不飽和土の圧縮特性	16
(3) サクシヨンがせん断時の変形・強度特性へ与える影響	20
2.4 サクシヨンの影響を考慮した不飽和土の構成モデル	26
2.5 まとめ	33

第3章	サクシヨンの作用を評価した不飽和土の構成モデルと その検証	36
3.1	概説	36
3.2	サクシヨンの作用を評価した不飽和土の構成モデル	37
	(1) 不飽和土の間隙水分分布と換算垂直応力の成分に関する 考察	37
	(2) 不飽和土のための修正された中間空間滑動面	43
	(3) Modified ISMPに基づいた不飽和土の変形に関する 構成モデル	45
3.3	不飽和粘性土のサクシヨン一定条件下における変形・強度 特性	69
	(1) 実験装置および実験方法	69
	(2) 等方圧縮条件下の変形特性	77
	(3) せん断条件下の変形・強度特性	82
3.4	まとめ	106
第4章	不飽和粘性土のサクシヨン減少時の変形特性とその解析	108
4.1	概説	108
4.2	実験装置および実験方法	110
4.3	等方圧縮条件下におけるコラプス挙動	113
	(1) 初期水浸試料と水浸試料との比較	113
	(2) 水浸時の変形・吸水特性とその解析	119
	(3) 等方応力面上の降伏線に関する考察	128
	(4) 水浸後の圧縮せん断挙動	130
4.4	せん断応力条件下におけるサクシヨン減少時の変形特性 とその解析	132
	(1) 変形の経時変化に関する考察	133
	(2) 間隙比変化・含水比変化および応力～ひずみ関係	138
	(3) 繰返しせん断・水浸時の変形特性	145

4.5	まとめ	151
第5章	サクシヨン履歴により生じる間隙水分布の違いが不飽和土の変形・強度特性に与える影響の評価方法	155
5.1	概説	155
5.2	変形・強度特性に与える影響の評価方法	155
	(1)サクシヨン応力に関する考察	155
	(2)間隙水分布の影響を考慮した不飽和土の構成モデル	172
5.3	変形・強度特性に与える影響の検証およびその解析	179
	(1)実験装置および実験方法	180
	(2)サクシヨン応力に関する検証	183
	(3)圧縮時の変形特性へ与える影響の検証	186
	(4)せん断時の変形・強度特性へ与える影響とその解析	199
5.4	まとめ	211
第6章	サクシヨンの現場測定および地盤土のせん断強度の推定方法	214
6.1	概説	214
6.2	現場用テンシオメーターおよびサイクロメーター	214
	(1)テンシオメーターの特性試験	214
	(2)サイクロメーターの特性試験	221
	(3)誘電式土壌水分計の特性試験	228
	(4)提案測定方法による現場サクシヨンの測定試験	229
6.3	サクシヨンを測定した一軸圧縮試験に基づくサクシヨン～せん断強度増分関係の検討	235
	(1)サクシヨンの粘着力に与える影響	235

(2)一斉一軸・三軸試験結果と低飽和度の不飽和土を用いた 一軸圧縮試験結果におけるサクシヨン～換算垂直応力 関係	238
6.4 まとめ	245
第7章 結 論	247
謝 辞	254
参考文献	256
付 録	263

第1章 序 章

1. 1 研究の背景と目的

人間の活動の多くは太古より地盤上を中心に行われてきた。その状況は文明の発達した現在においても変わりはないと考えられる。地盤上に活動の拠点となる住居や構造物を建設するためには、地表面付近の地盤を構成する『土』の工学材料としての性質を把握する必要がある。土質工学は土の性質を把握し、その挙動を予測する一つの学問的体系であると考えられる。我が国のような湿潤な気候の地域では、自然状態にある土は地表面近くまで飽和状態にある場合が多い。しかし、我が国においても盛土などの土構造物は、その大部分が不飽和状態にあると考えられる。また、地球上の他の乾燥した地域においては、自然状態にある土の多くの部分が不飽和状態にある。このように、我々が目にする地表面付近の土には不飽和状態にあるものが多く存在している。このため、人間の活動を支える学問体系としての土質工学には、不飽和状態の土の挙動も予測できる必要があると考えられる。

土質工学は飽和土を対象として発展してきた。その発展に大きな役割を果たしたのが、次式で定義されるTerzaghi⁶⁹⁾により提案された『有効応力』の考え方である。

$$\sigma' = \sigma - u_w \quad (1.1)$$

ここに、 σ' ：有効応力、 σ ：全応力、 u_w ：間隙水圧。

飽和土の変形と強度は、式(1.1)に示される有効応力により支配されるものと考えられている。

軽部はその論文³⁵⁾の中で有効応力に関して次のような解説を行っている。「土の実際の挙動は、土粒子間に作用する粒子間力に支配されているものと考えられる。

そして、粒子間力の影響は式(1.1)で示される有効応力および力学定数の両者に反映されると考えられる。すなわち、有効応力は真の粒子間力に等しい概念ではない。」つまり、力学定数が一定という状況のもとにおいて、飽和土の挙動は式(1.1)に示される有効応力に支配されていると考えられる。

現在、すべての飽和土の構成モデルは式(1.1)に示す有効応力に基づいている。そして、コンピューターの発達にともなった有限要素法などの解析手法の確立により、実際の飽和地盤の挙動の多くが構成モデルに基づいて予測可能な状況にある。

不飽和土の研究は農学分野から当初発展した。『サクシオン』や『pF』の概念の確立はその成果であるといえよう。(その概念の詳細は2.2節において述べる。)土質工学分野における不飽和土の研究は、サクシオンを取り入れた有効応力式の模索として始まっている。当時、いくつかの不飽和土の有効応力式が提案されたが、それらは次式で定義されるBishopの有効応力式⁹⁾に集約される。

$$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w) \quad (1.2)$$

ここに、 σ' : 有効応力、 σ : 全応力、 u_a : 間隙空気圧、 u_w : 間隙水圧、 χ : 飽和度および応力履歴により決まる係数。

不飽和土の研究の第一段階として「不飽和土の有効応力式」が模索されたのは、『不飽和土における有効応力が決定できれば、飽和土における研究成果がそのまま適用できる』という考えに基づいたものである。

Bishopの有効応力式はいくつかの批判³²⁾を受けた。その後、サクシオンを独立変数とする考え方^{15)、23)}が提案された。現在、この考え方に基づいた不飽和土の構成モデルが提案され^{5)、40)、50)}、コラプス現象(水浸時に生じる体積圧縮現象、以後、論文中においては『コラプス』と呼ぶ)を含めた挙動の予測が原理的には可能となっている。

サクシオンと土中の水分量の関係は『水分特性曲線』として知られている。その関係はサクシオンに対してユニークなものではなく、サクシオンを増加する過程と

減少する過程とでは、ヒステリシスを生じて異なる関係を示す¹⁷⁾。すなわち、不飽和土の水分状態は同じ大きさのサクシジョンのもとでも異なる状態が存在する。このような水分状態の違いは、土中の間隙水の分布状態の違いを反映するものであると考えられる。現在までの不飽和土の変形・強度特性に関する研究はサクシジョンの影響のみに注目しており、不飽和土内部の間隙水の分布状態の影響に関しては研究されていないのが現状である。本研究はこの間隙水分布の状態の違いを考慮した場合の、不飽和土という工学材料の取り扱い方法の確立を目指したものである。

なお、不飽和状態の膨張性土においては、サクシジョンの変化にともなう膨潤が工学的問題を生じる場合がある。しかし、我が国においては膨張性土は稀であって、また、その挙動は単純な可逆運動であるため、本研究においてはサクシジョン変化による膨潤に関しては取り扱わないものとする。

1. 2 本論文の内容と構成

本論文は7章に分かれている。以下、各章の概要を述べる。

1章では、本論文に至る研究の背景と本研究の目的を述べている。

2章では、不飽和土に関する既往の研究について述べている。まず、サクシジョンの概念および三軸試験におけるサクシジョン制御法について述べ、続いてサクシジョンが不飽和土の変形・強度特性に与える影響に関する過去の主な研究について解説を行っている。また、現在までに提案されている主な不飽和土の変形に関する構成モデルの要点を述べている。

3章では、土粒子接点にメニスカスが発達した理想不飽和土の挙動を予測できる、一般応力状態に適用可能な構成モデルを提案している。そして、サクシジョン一定条件下の理想不飽和土の挙動を実験的に把握し、また、提案モデルによる変形の予測値と実測値の比較を行い、モデルを検証している。

4章では、理想不飽和土の挙動の一つであるコラプスについて、三軸試験により実験的に詳細に把握することを試みている。さらに、実験結果と従来の構成モデルによる定性的な予測の整合性について検討するとともに、3章で提案したモデルによる実験結果の定量的な予測も合わせて行っている。

5章では、まず、不飽和土内部の間隙水分布の違いが変形に与える影響について考察を行い、従来の研究において1種類の成分として捉えられてきたサクシオン応力を2種類の成分に分ける考え方を提案した。そして、各成分を水分特性曲線に基づいて定量的に求める手法について述べている。さらに、この2種類のサクシオン応力成分の考え方に基づいた、間隙水分布の異なる不飽和土に対する構成モデルを提案している。そして、サクシオン履歴を与えた不飽和供試体により間隙水分布の違いが変形・強度特性に与える影響を実験的に把握し、また、その結果に基づいて提案構成モデルの定性的・定量的な検証を行っている。

6章では、サクシオンの現場測定手法の確立を目指し、サイクロメーターとテンシオメーターを併用した測定手法の検討を行っている。このため、これら2種類のセンサーの性状を把握する実験を行い、実際の自然斜面においてこれらのセンサーを用いた測定結果について検討を行っている。さらに、構成モデルを実際の不飽和地盤の挙動予測に適用する場合において問題となるサクシオン～せん断強度増分関係を、サクシオンを測定した一軸圧縮試験により予測する手法の検討を行っている。

7章は、以上の各章より得られる結論を述べたものである。

1. 3 本論文で用いる主な応力記号に関する定義

本論文中の主な応力記号については、特に断らない限りは以下に定義される記号を用いている。

σ_{ti} ; 全応力表示の主応力 (i=1, 2 and 3)、

u_a ; 間隙空気圧、

u_w ; 間隙水圧、

$\sigma_i = \sigma_{ti} - u_a$; Net stress (i=1, 2 and 3)、

$p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$; 平均主応力、

$q = \sigma_1 - \sigma_2$; せん断応力、

$s = u_a - u_w$; サクシヨン。

第2章 不飽和土の変形・強度特性に関する既往の研究

2. 1 はじめに

本章では1960年前後より本格化した不飽和土に関する研究について、①サクシヨンの概念および不飽和土の三軸試験におけるサクシヨン制御法、②不飽和土における有効応力と状態面、③コラプスを含む不飽和土の圧縮特性、④サクシヨンがせん断時の変形・強度特性におよぼす影響、⑤サクシヨンの影響を考慮した不飽和土の変形に関する構成モデルという分野に区分して、現在までの各分野における研究の流れと現状に関する概説を行うものである。

2. 2 サクシヨンの概念および不飽和土の三軸試験におけるサクシヨン制御法

現在の土質工学におけるサクシヨンの定義は、便宜的には「負の間隙水圧」あるいは「間隙空気圧と間隙水圧の圧力差」とされている場合が多い。ここでは、サクシヨンの物理的意味を過去の研究成果に基づいて明らかにする。そして、不飽和土の三軸試験でサクシヨン制御法として、現在用いられている加圧法および吸引法について、その意義について述べる。

(1) サクシヨンと pF の概念³¹⁾

土中の土壌水の量を表す概念の一つとして含水比が用いられている。しかし、含水比が同じであっても、土壌水の質的状态が同じであるとは限らない。このため、土壌水の質的状态を表す何らかの概念が必要となる。 Buckingham¹³⁾ は土壌水の

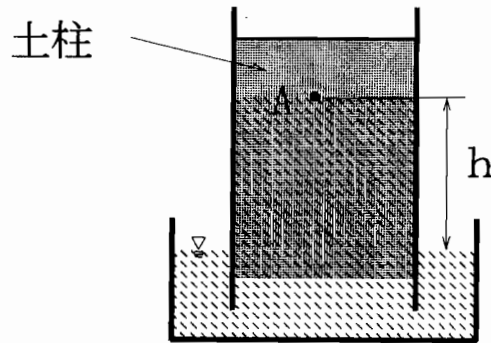


図-2.1 土柱内における水面上昇

質的状态を表す概念として、毛管ポテンシャルという概念を提案した。図-2.1に示すように土柱の下端が水浸した状態では、毛管力により土柱内の水面がある高さまで上昇した状態で自由水面と平衡する。この時、毛管力は重力と釣り合っている。そして、重力の場は重力ポテンシャルであるので、これにつり合うものとして毛管力による毛管ポテンシャルが存在すると考えられる。しかし、実際の土壌水は自由水面と平衡しているものは少ない。このため、土壌水の毛管ポテンシャルを知るには、直接測定できる状態量と毛管ポテンシャルとの関係を知る必要がある。Gardner²⁷⁾ は毛管ポテンシャル ψ と土壌水の関係が次式で与えられることを示した。

$$\psi = \int \frac{dP}{\rho} \quad (2.1)$$

ここに、 dP ：大気圧を基準とした水の圧力増分、 ρ ：水の密度。

すなわち、土壌水の圧力は毛管ポテンシャルと等しい意味を持つことになる。

実際の土壌水の状態には、水分特性曲線における残留飽和度状態のように土粒子接面にメニスカスがほとんど存在しない場合が存在する。このような状態に対しては毛管ポテンシャルの概念を適用することができない。そこで、土中の水分量が少ない状態においても土壌水の状態が規定できる概念として、Schofield⁶⁵⁾ は pF の

概念を提案した。pF は単位重量当たりの土壌水のGibbsの自由エネルギーと自由水のGibbsの自由エネルギーの差の絶対値を対数表示したものである。なお、Schofield の提案した pF の概念においては、土壌水中の溶質の存在や温度の影響は考慮されていなかった。Edlefsenら²⁰⁾ は溶質や温度変化の影響を含めて土壌水の状態を規定できる概念として、化学ポテンシャルを提案した。現在の農学および工学分野で用いられている pF は、この化学ポテンシャルの概念に基づいて次式のように定義されている³⁰⁾。

$$pF = \log(-\Delta\mu) \quad (2.2)$$

ここに、 $\Delta\mu$: 純水に対する土壌水の化学ポテンシャルの低下量。

Day¹⁸⁾ は熱力学的平衡を考えて、毛管ポテンシャルが溶質を含まない土壌水の化学ポテンシャルと一致することを証明した。よって、溶質を含まない土壌水の水圧は式(2.1)で示されるように毛管ポテンシャルと等価な意味を持ち、さらにDayによる証明から化学ポテンシャルと一致すると考えられる。このように、サクシオンは化学ポテンシャルと等価な意味を持ち、土壌水のエネルギー状態を規定するものである。

(2) 間隙水の保水形態とサクシオン・pF の関係

実際の土粒子は吸着水をまとっており、同時に粒子間にメニスカスを形成していると考えられる(図-2.2)。吸着水による保水(図-2.2中の点線の領域)を表面保水、メニスカスによる保水を間隙保水と呼ぶ。この様な状況下では、図中のa、c点の化学ポテンシャルは同じであるが、a点では圧力は負圧となり、c点では圧力は正圧となって平衡している。サクシオンと土中の水分量の関係は水分特性曲線として知られているが、水分量により保水形態は変化する。図-2.3は水分特性曲

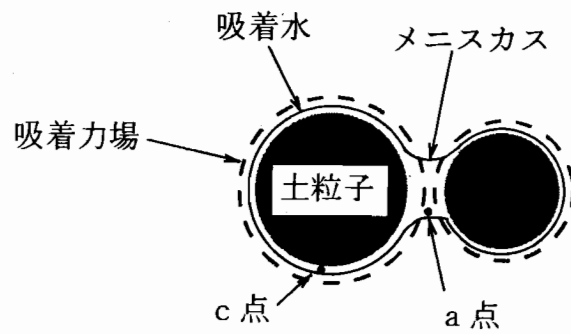


図-2.2 土粒子の表面保水と間隙保水

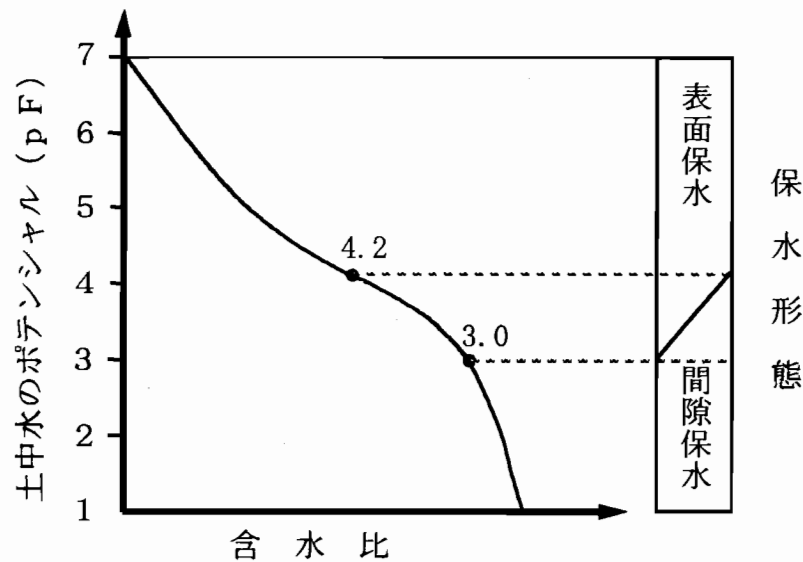


図-2.3 水分特性曲線と保水形態の関係

線と保水形態の変化を模式的に示したものである¹⁷⁾。通常、農学の分野では pF 4.2 (負圧では約 -1560 kPa) 以上となると、保水形態は表面保水のみになるとされている。岸上ら⁴⁷⁾ は、粘性土の力学的性質が pF 4.0~4.1 付近を境にして変化することを、初期サクシジョンの異なる供試体を用いた一面せん断試験結果に基づいて示している。間隙水の保水形態のサクシジョンにともなう変化および岸上らの試験結果から判断すると、保水形態として間隙保水が多く占める pF 4.0~4.2 付近までは、メニスカスによる影響が不飽和土の力学的性質を支配すると推測される。

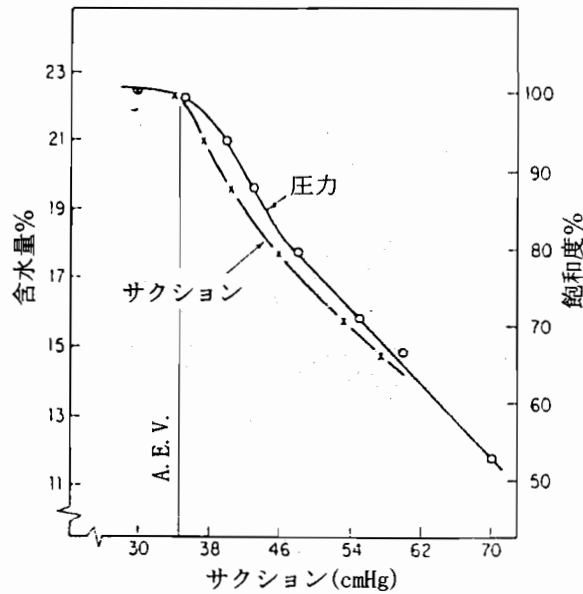


図-2.4 吸引法と加圧法による水分特性曲線の比較

(3) 三軸試験におけるサクシオン制御法としての加圧法と吸引法

現在、サクシオンおよびpFの測定方法は大きく分けて、(a)試料を外力場に平衡させる方法と、(b)あらかじめ水の化学ポテンシャルがわかっている測定系と試料を平衡させる方法の2つに大別される。サクシオン測定方法のうちの加圧法および吸引法は、その測定原理から(b)に分類される。加圧法では試料の間隙空気圧を加圧する操作を行い、一方、吸引法では試料の間隙水圧を減圧する操作を行う。この時、加圧と減圧の絶対値が等しければ、2種類の操作の結果として得られる試料の毛管ポテンシャルは式(2.1)より等しくなることがわかる。そして、溶質が存在しなければ土中水の化学ポテンシャルも等しいと考えられる。すなわち、両測定方法は物理的には同じ化学ポテンシャルを測定していると考えられる。図-2.4はChahal & Young¹⁴⁾によるシルト質土の水分特性曲線を加圧法および吸引法で求めた試験結果を示している。供試体のエアークリーバリュウ (Air Entry Value; 空気侵入値、以後、論文中においては『A. E. V.』と略す) を越えたサクシオンの領域においても、両試験方法による水分特性曲線がほぼ等しいことを示している。なお、それぞれのサクシオン測定方法には測定限界が存在し、加圧法の場合の測定限界は前述の保水形態が表面保水のみとなる pF 4.2まで、吸引法の場合はキャピテ

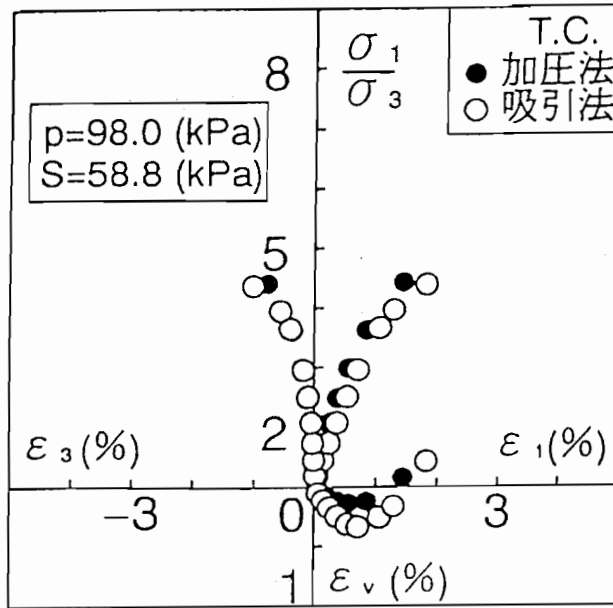


図-2.5 吸引法と加圧法による応力～ひずみ関係の比較

ーションの影響から pF 2.2～2.5 までと言われている。

現在の不飽和土用三軸試験セルの多くにはペDESTAL部分にセラミックディスクが取り付けられており、供試体のサクシヨンの制御方法としてはサクシヨン測定方法と同じ加圧法および吸引法が用いられている。すなわち、不飽和土の三軸試験におけるサクシヨン制御方法は供試体の毛管ポテンシャルを制御しているものといえる。図-2.5⁶⁾は締固めたシルト質粘土を用いて、加圧法および吸引法により同じ大きさのサクシヨンを与えた場合の三軸圧縮試験における応力～ひずみ関係の例を示している。図より2種類のサクシヨン制御法による応力～ひずみ関係は、ほぼ等しいことがわかる。図-2.4、2.5に示す結果は、三軸試験におけるサクシヨン制御法としての加圧法および吸引法の物理的意味は同じであり、毛管ポテンシャルの制御を行っていることを示す実験結果である。なお、2種類のサクシヨン制御方法には、上述のサクシヨン測定方法の場合と同じ適用限界が存在する。本論文では不飽和土の三軸試験結果に基づいていくつかの結論を導いているが、三軸試験は上述の適用限界内における加圧法により行われた。加圧法の適用限界 (pF 4.2 以上) を越える領域については本研究の対象外となる。

2. 3 サクションが土の変形・強度特性へ与える影響に関する既往の研究

(1) 不飽和土における有効応力と状態面

1.1節において述べたように、農学分野においてサクションの概念を中心にして行われた不飽和土の研究は、土質工学においては飽和土におけるTerzaghiの有効応力原理を拡張するための、『不飽和土の有効応力式』の模索として開始された。1960年にロンドンで行われた『Pore pressure and Suction in Soils』会議において不飽和土を対象としたいくつかの有効応力式が提案されたが、最終的には次式に示す Bishop の有効応力式⁹⁾により包括されると結論づけられた。

$$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w) \quad (\text{bis 1.2})$$

これに対して Jennings & Burland³²⁾ はその論文の中で、次のような批判を与えている。①Bishop式はコラプスを説明できない。水浸時には『Bishop式による有効応力』は減少するので、飽和土における有効応力と同様に有効応力の減少は体積膨張を伴うはずである。しかし、実際にはコラプスを生じる場合がある。②Bishop式の右辺第1項は外部載荷応力に関するものであり、第2項はサクションによる内部載荷応力に関するものである。土粒子レベルで考えると、外部載荷応力は土粒子接点に対し滑りを生じさせるが、サクションによる内部載荷応力は土粒子接平面に垂直に作用し、土粒子接点での摩擦抵抗を増加して滑りに抵抗する作用を及ぼす。有効応力としてこれら2種類の応力成分を加えたものを用いてよいのか、というものである。そして Jennings & Burland は、数種類の土について供試体の初期飽和度を変えて水浸試験を行い、その結果からBishop式が適用できる限界の飽和度が存在することを指摘した。Bishop式はこのような批判にさらされたが、Bishopら¹¹⁾ は反論し、以後不飽和土に関する研究は『Bishop式の是非』を中心に行われた。

近年の研究⁴⁸⁾ において明らかにされているように、飽和状態から水分特性曲線

上に示されるA. E. V. の大きさのサクシヨンの範囲までは、Bishop式は成立するものと考えられる。Jennings & Burland が指摘した限界飽和度は、このA. E. V. の大きさのサクシヨンを与えた場合の飽和度に対応していると考えることができる。軽部³⁴⁾ はメニスカスを有する2球モデルに作用する粒子間力と比較して、Bishop式が表面張力による効果分が少ないことを指摘している。さらに軽部ら⁴¹⁾ は、不飽和土の一次元モデルに関する考察より、Bishop式は不飽和土の土塊内部の断面力に対応しており、土骨格に作用する力と区別する必要があることを示している（第5章参照）。

上述のJennings & Burland による批判点の②は、外部載荷応力とサクシヨンの変形に及ぼす作用の違いをはじめ指摘したものである。Coleman¹⁵⁾ はこの考え方とは別に、軸対称応力条件下の不飽和土の微小要素に作用する応力成分がNet stressに基づいた平均主応力、せん断応力およびサクシヨンの3成分で表されるとして、不飽和土のひずみ増分との関係式である次式を提案した。

$$-\frac{dV_w}{V} = -C_{11}(du_a - du_w) + C_{12}(d\sigma - du_a) + C_{13}(d\sigma_1 - d\sigma_3) \quad (2.3a)$$

$$-\frac{dV}{V} = -C_{21}(du_a - du_w) + C_{22}(d\sigma - du_a) + C_{23}(d\sigma_1 - d\sigma_3) \quad (2.3b)$$

$$-(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3) = -C_{21}(du_a - du_w) + C_{22}(d\sigma - du_a) + C_{23}(d\sigma_1 - d\sigma_3) \quad (2.3c)$$

ここに、 V ：土要素の全体積、 V_w ：土要素内部の水量、 ε_1 、 ε_3 ：最大および最小主ひずみ、 σ_1 、 σ_3 ：全応力表示の最大および最小主応力、 u_a 、 u_w ：間隙空気圧および水圧、 $\sigma = (\sigma_1 + 2\sigma_3)/3$ 。なお、式(2.3a, b, c)中においてこれらの記号の前に『d』がついた項は、それぞれの量の変化分を表す。

Coleman の提案式は、不飽和土の応力～ひずみ関係式においてサクシヨンを独立変数として初めて取り扱ったものである。一方、Fredlund²³⁾ は不飽和状態にある土塊内部の微小要素に関する力の釣り合い式を考え、水、空気および水-空気間の界面の各相に作用する力の考察から、 $(\sigma - u_a)$ と $(u_a - u_w)$ の項がそれぞれ独立

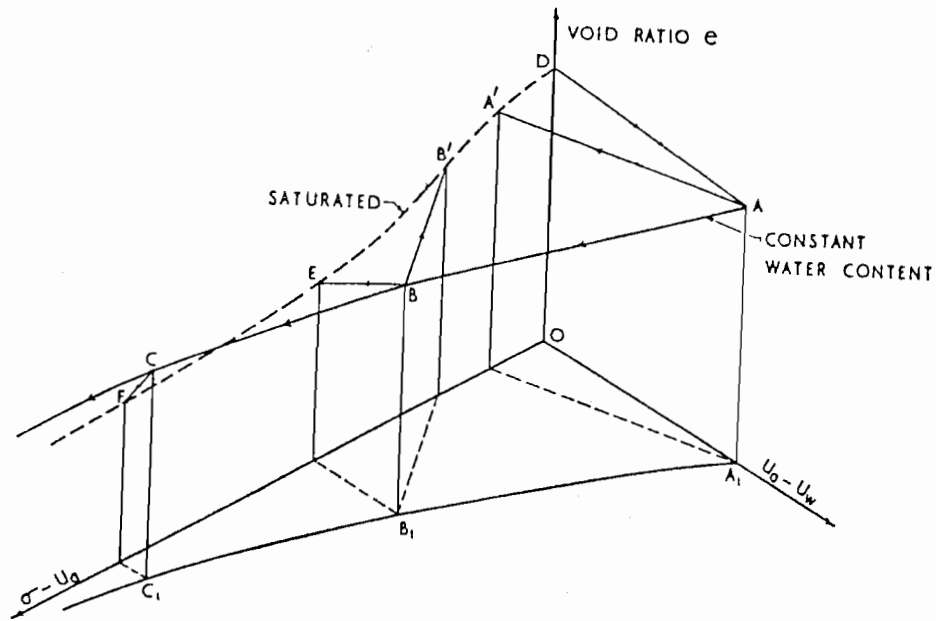


図-2.6 Bishopらによるコラプス説明のための状態面

した応力成分として取り扱えることを示した。最近の研究では、この『サクシオンを独立した応力成分として扱う考え方』に基づいた変形に関する構成モデル^{5), 40), 50)}がいくつか提案されている(2.3節参照)。

飽和土に関する研究は有効応力原理に基づいて発展し、強度および変形の両方を説明することのできるCam Clayモデル⁶³⁾が提案された。このモデルにおいて重要な役割を果たすのが『状態面(State Boundary Surface)』の概念である。不飽和土の研究においても、Bishop & Blight¹¹⁾は、コラプスを説明するために図-2.6に示すような間隙比に関する状態面を用いて説明している。また、Matyas & Radhakrishna⁵⁷⁾は間隙比と飽和度に関する状態面を提案し(図-2.7)、三軸試験装置内における等方圧縮試験により検証した。その結果、間隙比に関する状態面の存在は確認されたが、飽和度に関しては応力経路依存性が存在するとしている。Fredlund²²⁾は、サクシオンおよび平均主応力による不飽和土の圧縮試験結果から推測して、図-2.8に示すような形状の間隙比と含水比に関する状態面を提案している。間隙比、飽和度および含水比のそれぞれに関して、以上のように状態面が提案されている。しかし、飽和度および含水比に関しては、水分特性曲線におけるヒ

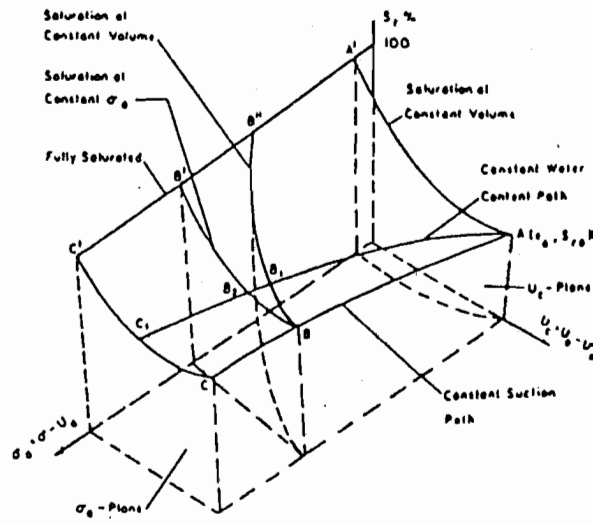
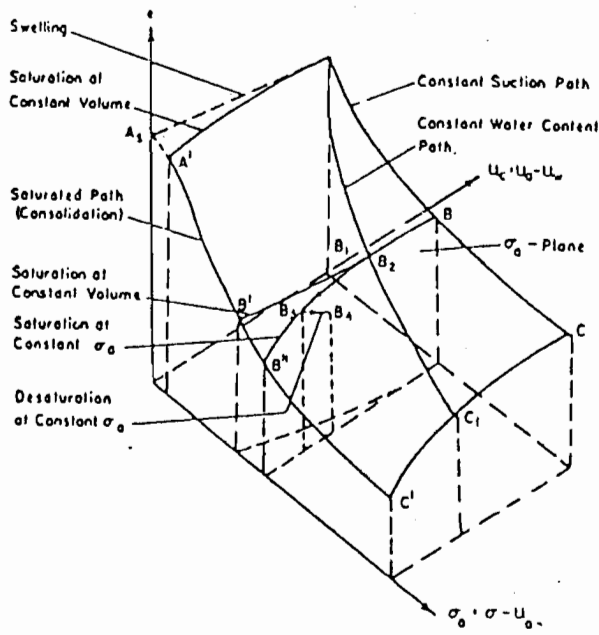


図-2.7 Matyasらの間隙比と飽和度に関する状態面

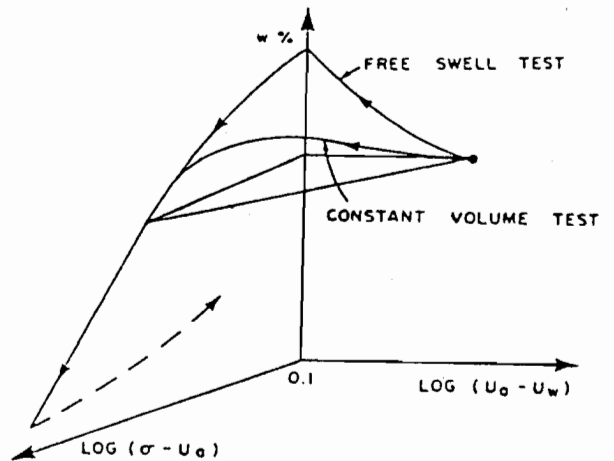
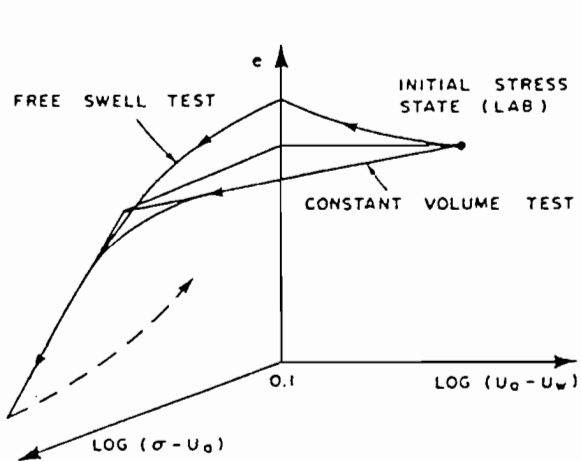


図-2.8 Fredlundらによる間隙比と含水比に関する状態面

ステリシスに示されるように応力経路依存性が存在する。また、間隙比に関してもコラプス後に再びサクシオンを増加・減少してもコラプスが生じない実験結果（第4章参照）が示すように、応力経路依存性が存在する。よって、不飽和土における状態面の概念は応力経路が限られた範囲でのみ適用されるものである。

(2) コラプスを含む不飽和土の圧縮特性

不飽和土の圧縮挙動で特徴的なものは水浸時に生じるコラプスである。このため不飽和土の研究の当初は、「有効応力式」とともにコラプスに関する研究が進められた。一次元圧縮状態（ K_0 状態）におけるコラプス時の圧縮量を推定する方法として、Jennings & Knight³³⁾ は『Double oedmeter test』を提案した。この方法は現在でも水浸沈下量の有力な実験的予測方法であって、次のように行われる。同一の試料から供試体を2つ作り、一つを低い上載圧のもとで水浸する。そして、この水浸供試体と非水浸供試体とともに圧縮する。この時の2種類の供試体の間隙比の差を、水浸沈下量を求めたい荷重下における沈下予測量とするものである。この方法は、水浸沈下量を過大に評価するという報告もなされているが、一方、Jennings & Burland³²⁾ は数種類の土の締固め試料について Double oedmeter test を実施し、非水浸供試体を途中で水浸すると、先の水浸試料の間隙比と一致することを確認している。

Matyas & Radhakrishna⁵⁷⁾ は三軸試験装置を用いたサクシオンを制御した等方圧縮および K_0 圧縮試験を行った。そして、平均主応力が増加し、サクシオンが減少する経路における間隙比に関する状態面の存在を示している。Matyasらの実験は、三軸試験装置を用いたDouble oedmeter test に対応している。Bardenら⁷⁾ はサクシオンを制御できる一次元圧縮試験装置を用いて上載圧増加およびサクシオン減少方向の複雑な応力経路の実験を行い、体積ひずみが応力経路に依存しないことを確認している。また、その論文の中でコラプスが生じる条件として、土の構造と载荷

応力およびサクシオンが重要であるとコメントしている。その後、Barden & Sides⁸⁾は電子顕微鏡を用い視覚的に締固め土の構造について調べている。

Lawtonら⁵¹⁾は一次元圧密試験装置を用いて締固め土の水浸試験をいくつかの上載圧のもとで行い、水浸時の圧縮量が上載圧の増加とともに増加し、ピークを迎えた後に減少する傾向があることを確認した。さらにLawtonら⁵²⁾は、三軸試験装置を用いてサクシオンを制御しない状態で、同じ試料を用いた異方圧密後の水浸試験を行った。そして、異方圧密試験結果から一次元圧縮状態およびその後の水浸状態における K_0 値を推定し、水浸時の圧縮量が上載圧にともなって変化することを応力経路に基づいた考察により定性的に説明している。軽部ら³⁶⁾は三軸試験装置を用いてサクシオンを制御した異方圧密試験を行った。そして、同じサクシオンのもとで行った平均主応力一定の三軸圧縮せん断試験結果と比較して、体積ひずみが応力経路によらない状態量となり、一方、せん断ひずみは状態量とならないことを確認している。川上・阿部⁴⁶⁾は三軸試験装置を用いて K_0 条件下における水浸試験と軸応力除荷試験を比較し、Bishop式が成立する高い飽和度の条件のもとでコラプス時に応力経路が破壊線に近づくことを示した。Maswoswe⁵³⁾は K_0 条件下における水浸試験を行い、応力経路を検討して同様な試験結果を得た。

以上のように、1980年代までの不飽和土の圧縮変形の研究はコラプスと結びつき、その現象について詳細に調べられた。しかし、コラプスがどのような場合に生じるかを構成式として表現するまでには至らず、予測に関してはBardenらのコラプスに関する説明図⁷⁾ (図-2.9) のような定性的な理解のレベルにあったと考えられる。コラプスは、Jennings & Burland³²⁾が指摘しているように土粒子接点でのすべりにより生じる塑性的な変形であると考えられる。そして、せん断時の変形も土粒子接点でのすべりにより生じる塑性変形であり、現象としてはコラプスと変わりはない。しかし、せん断塑性変形が外部載荷力による有効応力の変化により生じているのに対して、コラプスはサクシオンの変化による土骨格剛性の減少により生じるものであり、両者の原因は異なっている。そして、サクシオンの土骨格剛性への影響は内

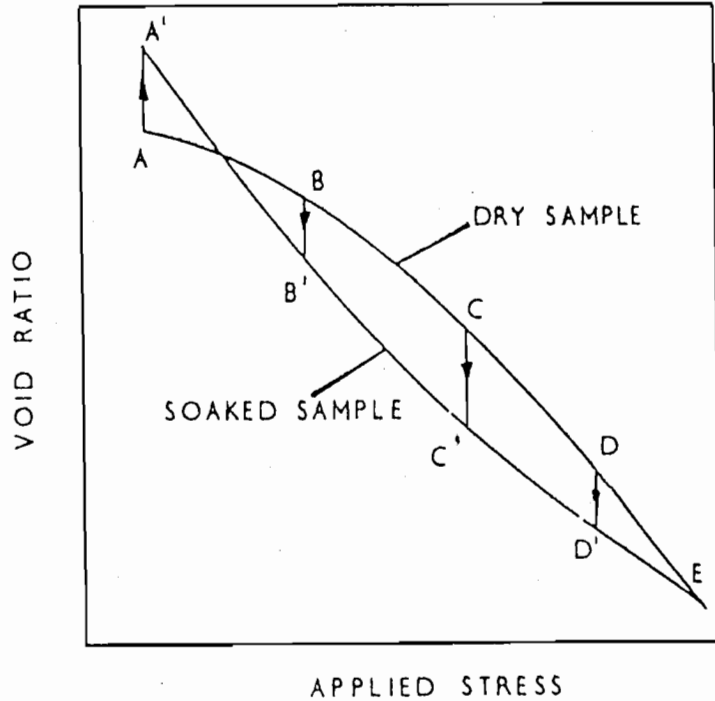


図-2.9 Bardenらによるコラプスの概念図

力的作用であるために、コラプスの定量的な把握が難しいものと考えられる。さらに、サクシヨンの増加が土の骨格剛性を増加することは以前から指摘されていたが、それを構成式の上でどのように表現すればよいかについては、明確な方向は示されていなかったと考えられる。

軽部はその論文³⁷⁾の中で、コラプスが生じる場合を構成式上で表現するために、 $p \sim$ 『サクシヨン応力』面上に降伏線を仮定することを提案した（サクシヨン応力については、次項で述べる）。また、軽部³⁸⁾は、サクシヨン一定条件での圧縮試験結果の考察から、塑性体積ひずみを与える次式を提案した。

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_A} \log_e \frac{p + f(s)}{p_0 + f(s)} \quad (2.6)$$

ここに、 v^p ：塑性体積ひずみ、 λ 、 κ ：圧縮、膨潤指数、 e_A ：ひずみ測定原点における間隙比、 p ：間隙空気圧をさし引いた平均主応力、 $f(s)$ ：サクシヨン応力。

上式はサクシヨン応力を取り入れて整理を行うと、不飽和土の圧縮係数はサクシヨンの大きさにかかわらず一定となるとする考え方を示している。そして、軽部は上式から導かれる $p \sim$ 『サクシヨン応力』面上の等塑性体積ひずみ線を降伏線としている（第5章参照）。

Alonsoら⁴⁾は、軽部と同様な $p \sim s$ 応力面上に降伏線を取り入れた、変形に関する弾塑性モデルの定性的な考え方を示した。その後、修正Cam Clayモデル型の降伏線を取り入れた構成モデル⁵⁾を提案した（2.4節参照）。Alonsoらはそのモデルの中で、サクシヨン一定条件下での圧縮試験結果を $e \sim \ln p$ 関係で整理した場合の圧縮係数が、次式で示されるサクシヨンの関数として与えられるとしている。

$$\lambda(s) = \lambda(0) \left[(1-r) \exp(-\beta \cdot s) + r \right] \quad (2.7)$$

ここに、 $\lambda(s)$ ：あるサクシヨンのもとでの圧縮指数、 $\lambda(0)$ ：飽和状態における圧縮指数、 r ：サクシヨン無限大時の土骨格剛性を表す定数、 β ：サクシヨン増加にもなう土骨格剛性の増加を表す変数。

現状において、サクシヨン一定状態における不飽和土の圧縮挙動の表現方法として、軽部またはAlonsoらによる2通りの考え方が提案されている。そして、コラプスを含めた変形に関するモデルが提案された段階であるが、現時点で次のような問題点が残されていると考えられる。

1. サクシヨン一定条件下における間隙比と p との関係については、上述の軽部の考え方とAlonsoらの考え方が挙げられる。両者の考え方はどちらが本質的に正しいか（この点に関しては、5章において論じる）。
2. コラプス後の間隙比は、『Double oedmeter test』に見られるように、初期水浸試料の圧縮曲線に一致する。（阿部³⁾はこの圧縮曲線を「水浸後圧縮曲線」と呼んでいる。）この曲線は、同じ試料を飽和スラリー状態から圧縮した場合の圧縮曲線とは一致しない場合が多い。この場合、初期水浸試料の圧縮曲

線はどのような意味をもつのか。

3. 現在までは、あるサクシジョンのもとでのメニスカスの発達した飽和度の低い不飽和あるいは飽和に近い状態の圧縮特性について研究されているが、水分特性曲線のヒステリシスに示されるように同じ大きさのサクシジョンのもとで水分状態が異なる場合が存在する。このような水分状態の異なる場合の挙動については未解明な部分が多い。
4. Coleman¹⁵⁾は不飽和土のひずみ成分として含水比を含む考え方を提案している。しかし、圧縮時の水分量変化は、飽和に近い場合は体積変化量と同じ挙動をすると考えられるが、飽和度の低い不飽和土の場合は体積圧縮に対してほとんど水分量は変化しないか、場合によっては吸水する場合も生じる。このような吸排水挙動に関しては実験結果の蓄積も少なく、未解明な部分も多い。

(3) サクシジョンがせん断時の変形・強度特性へ与える影響

不飽和土の破壊時のモール円の包絡線は拘束応力に対し依存した曲線となると考えられる。ここで、包絡線に直線近似が成り立つ応力範囲を対象とすると、土のせん断強度に対するサクシジョンの影響は粘着力として現れるものと考えられる。Bishopら¹¹⁾は破壊時のせん断強度増分とサクシジョンとの関係を図-2.10のように考えて、Bishop式中の係数 χ と図中のサクシジョンによる強度増分を示す直線の傾き m が次式により表されるものとしている。

$$m = \chi \cdot \sin \phi' \quad (2.8)$$

ただし、この場合不飽和土の強度定数 ϕ' は飽和土のものと等しいとされている。Fredlundら²⁴⁾は、サクシジョンを独立した応力変数とする立場から、式(2.8)の考え方を発展させた、次式で示される不飽和土の破壊応力面を提案した(図-2.11参照)。

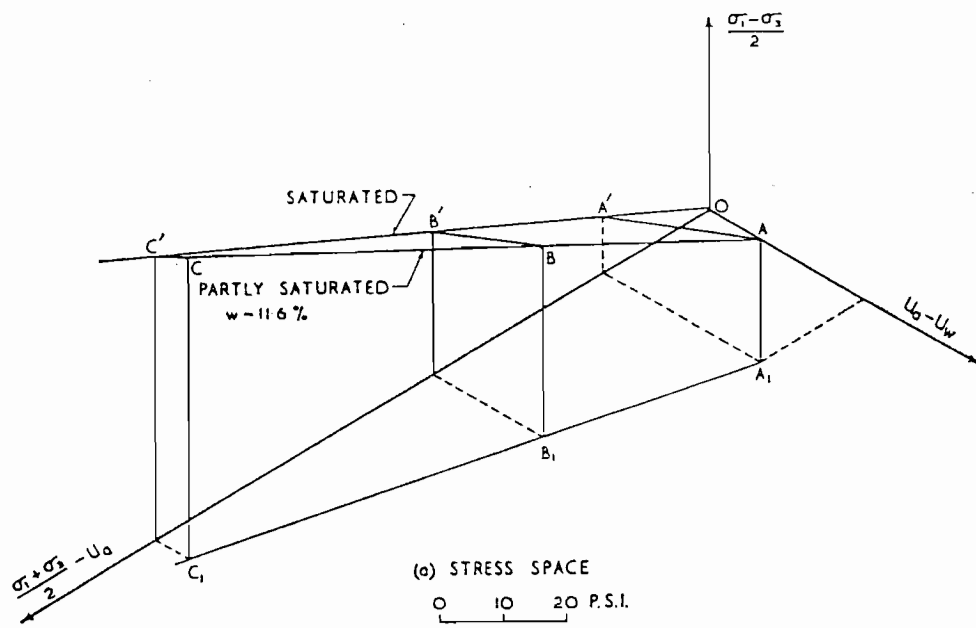


図-2.10 Bishopらによるサクシオンとせん断強度増分の関係

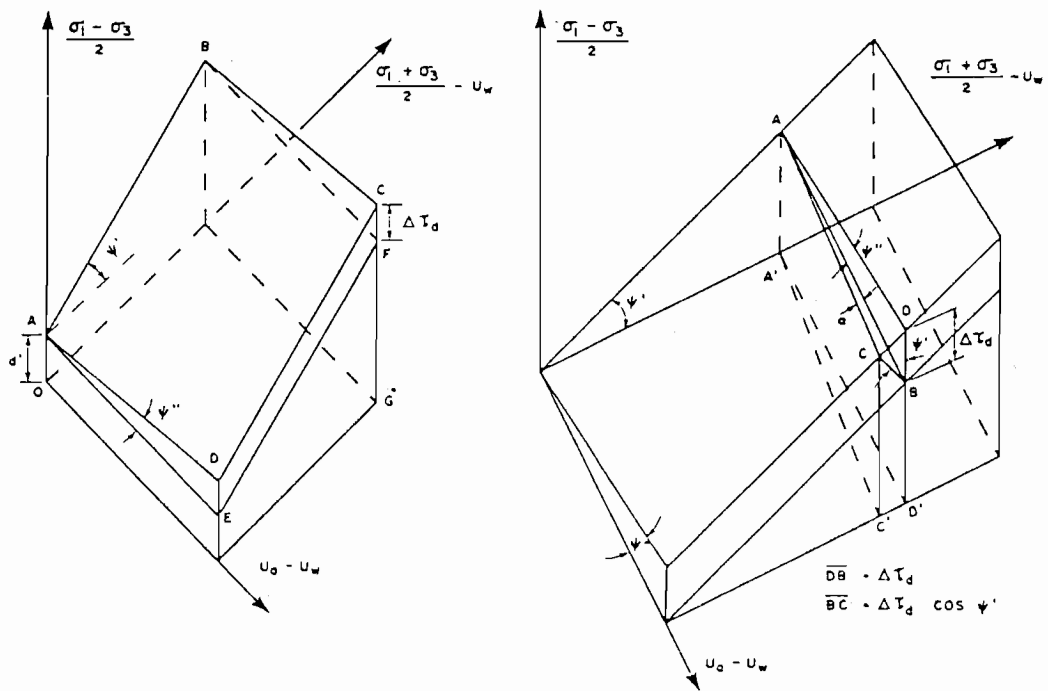


図-2.11 Fredlundによる不飽和土の破壊応力面

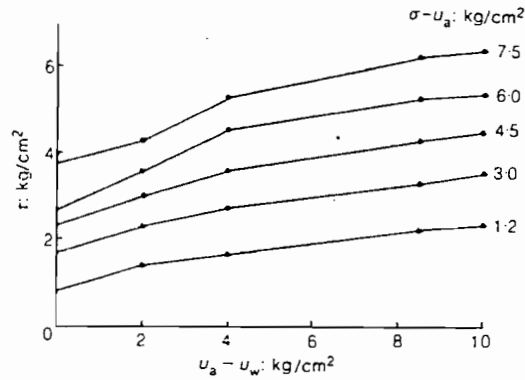


図-2.12 Escarioらによるサクシヨンとせん断強度関係

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + (u_a - u_w) \tan \phi^b \quad (2.9)$$

ここに、 τ_f ：破壊面上のせん断応力、 c' ：飽和状態における粘着力、 ϕ' ： $(\sigma - u_a)$ に対するせん断抵抗角、 ϕ^b ：マトリックスサクシヨン ($u_a - u_w$) の増加に伴うせん断強度増加を表す定数。

Escarioら²¹⁾は、サクシヨンを制御した一面せん断試験を行い、サクシヨンとせん断強度の関係として図-2.12を示した。そして、サクシヨンとせん断強度増分の関係は上式における $\tan \phi^b$ で示されるような線形関係にはならないことを指摘した。Fredlundら²⁵⁾はこの指摘に対して、両者の関係が図-2.13に示すような非線形関係となると訂正した。

軽部ら³⁶⁾は締固めた粘性土によるサクシヨン一定の三軸圧縮試験を行い、それから得られる $p \sim q$ 応力面上の破壊包絡線の傾きがサクシヨンの増加とともに大きくなる傾向を示すことを指摘している。また、ダイレイタンシー補正後のせん断強度 q_f' による強度線の傾きは、サクシヨンの大きさに影響されずほぼ平行になることを示している。そして、この強度線の p 軸切片の大きさをサクシヨン応力と名付け、サクシヨンとサクシヨン応力の大きさの関係が後掲図-3.14に示されるように双曲線近似できるものとしている³⁸⁾。サクシヨンとせん断強度増分の関係は、以上の

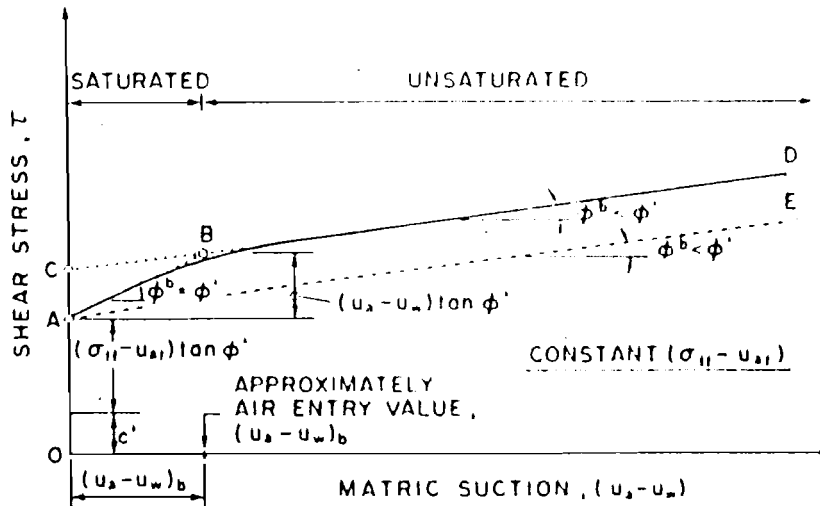


図-2.13 Fredlundらによるサクションとせん断強度関係の概念図

研究が示すようにサクションに対し非線形な関係となると考えて良い。

近年、この「サクションとせん断強度増分の関係」をせん断試験を行わずに、水分特性曲線に基づいて予測する研究が行われている。阿部ら¹⁾は水分特性曲線上のA. E. V. 以下のサクション状態ではBishop式におけるパラメーター χ について $\chi = 1$ が成立すること、および残留飽和度に近くなると $\chi = 0$ となる仮定を用いてBishop式における χ の大きさを推定する方法を提案している(図-2.14)。Fredlund²⁶⁾は有効飽和度に着目し、式(2.9)が有効飽和度の関数を用いて次式のように表されると仮定した。

$$\tau_f = c' + (\sigma - u_a) \tan \phi' + \int_0^{\Psi} [S_e]^\Psi d(u_a - u_w) \quad (2.10)$$

ここに、 Ψ : マトリックスサクション、 S_e : 有効飽和度。

そして、水分特性曲線の脱水曲線に関する有効飽和度による実験式を上式に代入してサクション～せん断強度増分関係の予測を行い、実測値と良い対応を示したとしている。軽部ら⁴¹⁾は有効飽和度をもとにしたサクション応力式を提案し、サクション応力の実測値と提案式の予測が良い対応を示したとしている(第5章参照)。これらの研究に示されるように、サクションとせん断強度増分の関係は水分特性曲線

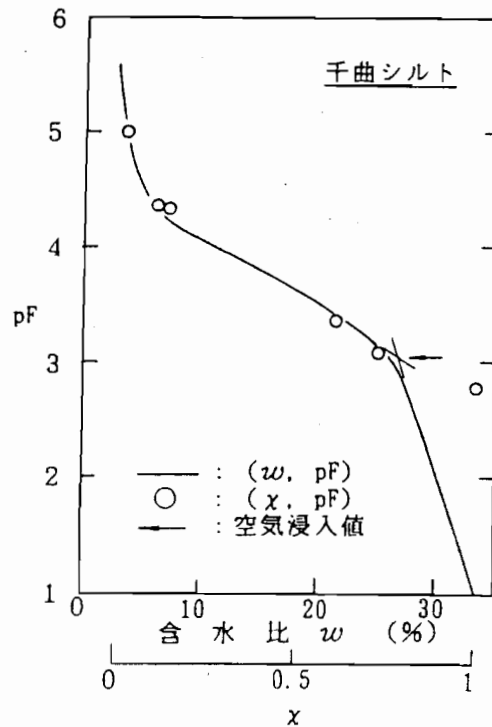


図-2.14 阿部によるパラメーター χ の推定方法

をもとに徐々に解明されつつあると言えよう。ただし、水分特性曲線には脱水曲線と吸水曲線が存在し、状態の異なる2種類の曲線に対するこれらの研究結果の適用性は、まだ証明されていないと考えられる。

飽和土の研究は『有効応力の概念→強度理論→構成式』へと発展したが、不飽和土の研究においても現在いくつかの変形に関する構成モデルが提案されている（詳細は次項において述べる）。不飽和土の研究では実験時の体積変化測定の難しさからデータが飽和土と比べてかなり少ないが、構成モデルの基礎となる応力～ひずみ関係に関して、以下に述べる実験事実が示されている。

川上・阿部⁴⁶⁾はBishop式におけるパラメーター χ について $\chi = 1$ が成立する高い飽和度の状態を基本に不飽和土を研究し、三軸圧縮せん断試験結果から図-2.15に示すような等間隙比線が描けることを示した。軽部ら³⁴⁾はサクシオンを制御し

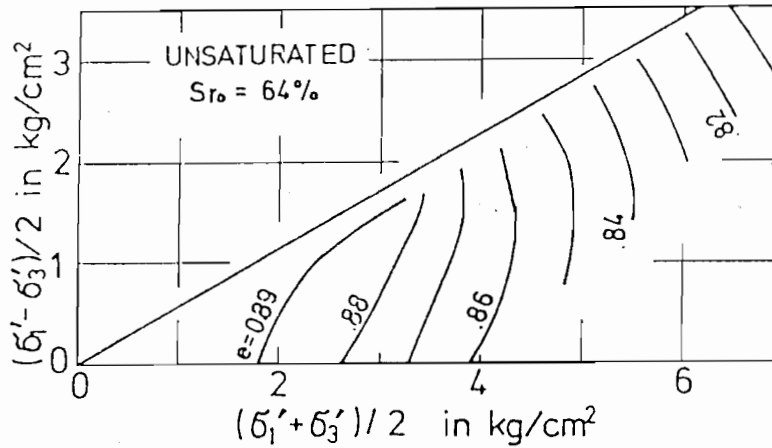


図-2.15 川上・阿部による不飽和土の等間隙比線

た三軸圧縮せん断試験を行い、サクシオンが応力～ひずみ関係に与える影響を示した。また、軽部ら³⁶⁾は異方圧密後の圧縮せん断試験を含めたサクシオンを制御した三軸圧縮せん断試験を行い、サクシオン応力を考慮した応力比 $q / \{p + f(s)\}$ によりせん断時の応力～ひずみ関係を整理すれば、ユニークな関係が得られることを示した。なお、平均主応力一定条件下のせん断試験時においては、応力～ひずみ関係はストレス・ダイレイタンスー関係を示していると考えられる。この軽部らの実験結果は、サクシオンの影響を考慮すれば不飽和土のストレス・ダイレイタンスー関係がユニークになることを示した最初の例であると考えられる。不飽和土の構成モデルは、これらの実験事実に基づいて初めて物理的意味をもつものと考えられる。

2. 4 サクシヨンの影響を考慮した不飽和土の変形に関する構成モデル

金属の分野で発展した塑性論を土の構成式に取り入れる試みは、Druckerら¹⁹⁾により始められたが、飽和土に関しては Cam Clayモデル⁶³⁾により一つの形式が与えられたと考えられる。Cam Clayモデルは状態面の概念を用いているが、金属の分野の塑性理論における古典的モデルの形式を備えている。そのモデルの中で、土の塑性体積ひずみは次式で与えられる。

$$\epsilon_v^p = M \ln \frac{p}{p_0} + D(\eta - \eta_0) \quad (2.11)$$

ここに、 ϵ_v^p ：塑性体積ひずみ、M：限界状態におけるせん断抵抗係数、D：ダイレイタンシー係数、 η 、 η_0 ：応力比およびダイレイタンシーの発生を決める基準となる応力比。

上式の第1項は等方圧縮に関する項であり、第2項はダイレイタンシーに関する項である。すなわち、上式は土の変形が等方圧縮とダイレイタンシーという2種類の成分からなることを示している。不飽和土の構成モデルにおいても粒状材料の変形特性であるこの2種類の成分は重要である。よって、不飽和土の構成モデルとしてはこれら2種類の成分に対するサクシヨンの影響を取り入れたものでなければならない。ただし、サクシヨンの影響は軽部³⁵⁾が指摘しているように有効応力と力学定数（土骨格構造の剛性）として現れる。そして、サクシヨンの影響を有効応力の変化としてとらえられる場合は、構成モデルへの組み込みは容易である。しかし、その影響が後者の場合、単純に力学定数の変化として構成モデルへ取り入れると、モデルが複雑になる。このために不飽和土の構成モデルとしては、サクシヨンの土骨格剛性への影響を表現するための何らかの工夫が必要になる。この意味において、軽部の提案した「 $p \sim$ サクシオン応力面上の降伏線」³⁷⁾の役割は大きい。この降伏線はサクシオンによる骨格剛性の増加を表すものであり、これに基づき『サクシヨ

ン減少→骨格剛性の消失→コラプスの発生』という流れでコラプスの本質を押さえた形での構成モデルへの組み込みが可能となる。

飽和土の古典的な構成式において重要な概念は、降伏曲面、塑性ポテンシャル、硬化則、流れ則などである。これらの概念が不飽和土の構成モデルにおいても重要であることには変わりはない。現在の不飽和土の構成モデルとしては等方硬化型のモデルがいくつか提案されている。以下に、代表的な2つのモデルに関してこれらの点をふまえて概説する。

現在の不飽和土の構成モデルの一つのタイプは、 $p \sim q$ およびサクシオン s に関する軸で表される3次元応力空間に降伏面を定義して、これに非関連流れ則を適用するものである。軽部らのモデル（第5章参照）およびAlonsoらのモデル⁵⁾はこの形式を用いており、Cam Clayモデルを拡張したものと考えられる。ここではAlonsoらのモデルについて簡単に述べる。

Alonsoらは、 $p \sim s$ 応力面上に降伏線が存在するという前提のもとに、この降伏線上の2つの応力点間の間隙比の関係に基づいて次式で示される降伏線を誘導している。

$$\left(\frac{p_0}{p^c} \right) = \left(\frac{p_0^*}{p^c} \right)^{\frac{\lambda(0)-\kappa}{\lambda(s)-\kappa}} \quad (2.12)$$

ここに、 p_0 : 現在の先行圧縮応力、 p^c : 参照応力、 p_0^* : 飽和状態の先行圧縮応力、 $\lambda(0)$: 飽和状態の圧縮指数、 $\lambda(s)$: あるサクシオンのもとでの圧縮指数、 κ : 膨潤指数。

彼らは、この曲線を『LC (Loading Collapse) ライン』と呼んでいる。また、そして、サクシオンによる圧縮を表現するために $p \sim s$ 応力面上に、次式で示される降伏線『SI (Suction Increase) ライン』を定義している。

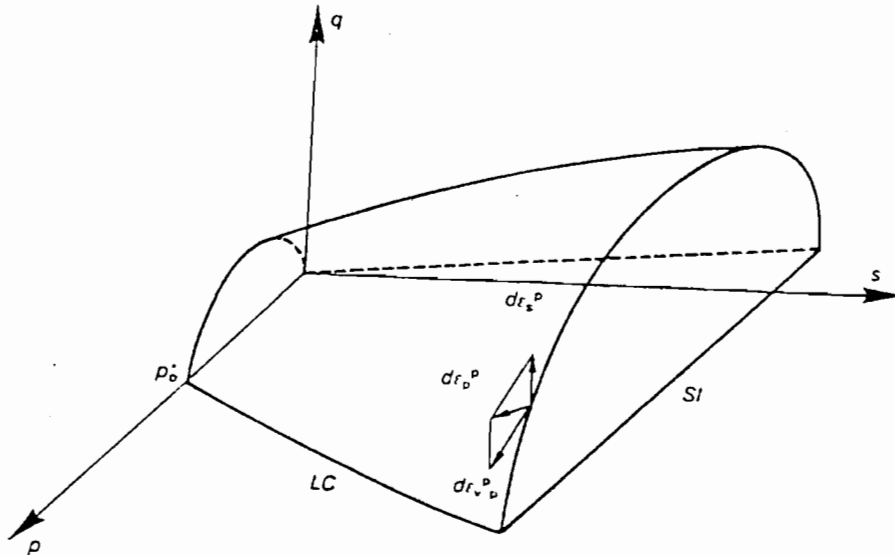


図-2.16 Alonsoらによる $p \sim q \sim s$ 応力空間における降伏曲面

$$s = s_0 = \text{constant} \quad (2.13)$$

ここに、 s_0 : 過去に土が受けた最大サクシオン。

なお、この2つの降伏線は連動して拡大するという仮定を設けている。(彼らはこれをカップリング効果と呼んでいる。) この仮定は飽和度が比較的高い状態においてサクシオンを増加した場合に、サクシオンが有効応力として作用して土骨格を圧縮する効果を表現するためのものであると考えられる。また、サクシオン一定条件下における降伏線として、修正Cam Clayモデル型の次式で示される降伏曲線を用いている。

$$q^2 - M^2 (p + p_s)(p_0 - p) = 0 \quad (2.13)$$

ここに、 p_s : 降伏曲線の p 軸切片。

式(2.12)、(2.13)を組み合わせるにより、図-2.16に示すような降伏曲線が $p \sim q \sim s$ 応力空間に定義される。この降伏曲面の硬化パラメーターは式(2.12)中の

p_0^* である。流れ則はこの降伏曲面を塑性ポテンシャル面とした非関連流れ則を用いている。Alonsoらのモデルは変数を多く含んでいるが、修正Cam Clayモデルを拡張した形式となっており理解されやすい利点がある。一方、サクシヨンの影響を表すのに前述の2種類の降伏線を用いているが、その連動の仕方（カップリング）に関しては曖昧である。例えば、A. E. V. 以下のサクシヨンのもとで飽和度が高い状態では、拘束応力が高くなってもコラプスは生じないと考えられるが、Alonsoらのモデルによるとコラプスが生じることになる。また、サクシヨン～せん断強度関係は前節で述べたような非線形関係となるが、Alonsoらのモデルではこれを線形な関係として取り扱っている。そして、その論文の中で『このモデルはできるだけ単純な形式を目指した』とコメントしているが、非線形なサクシヨン～せん断強度関係を取り入れるとモデルとしては複雑なものとなる。このような特徴を有するモデルであるが、現在提案されている不飽和土のモデルはその影響を受けているものが多い。例えば Cui & Delage¹⁶⁾ は、初期構造異方性を有する不攪乱試料に適用可能な形にAlonsoらのモデルを修正したモデルを提案し、実測値との比較を行っている。

向後⁵⁰⁾は上述の『 $p \sim s$ 応力面上の降伏線』の考え方とは別の方法で、コラプスを表現する不飽和土のモデルを提案している。向後はサクシヨンとせん断強度増分の関係が図-2.17に示すような非線形な関係になることに着目し、サクシヨンと『等価間隙圧』の関係が図-2.18に示すようになるものと仮定して、この等価間隙圧に基づき不飽和土の有効応力が次式のように与えられるとした。

$$\sigma' = \sigma - u_{eq} \quad (2.14)$$

$$u_{eq} = u_a - s \quad (s \leq s_e) \quad (2.15)$$

$$u_{eq} = u_a - \left(s_e + \frac{s_c - s_e}{s^* + a_c} s^* \right) \quad (s > s_e) \quad (2.16)$$

$$s^* = 0 \quad (s \leq s_e) \quad (2.17)$$

$$s^* = s - s_e \quad (s > s_e) \quad (2.18)$$

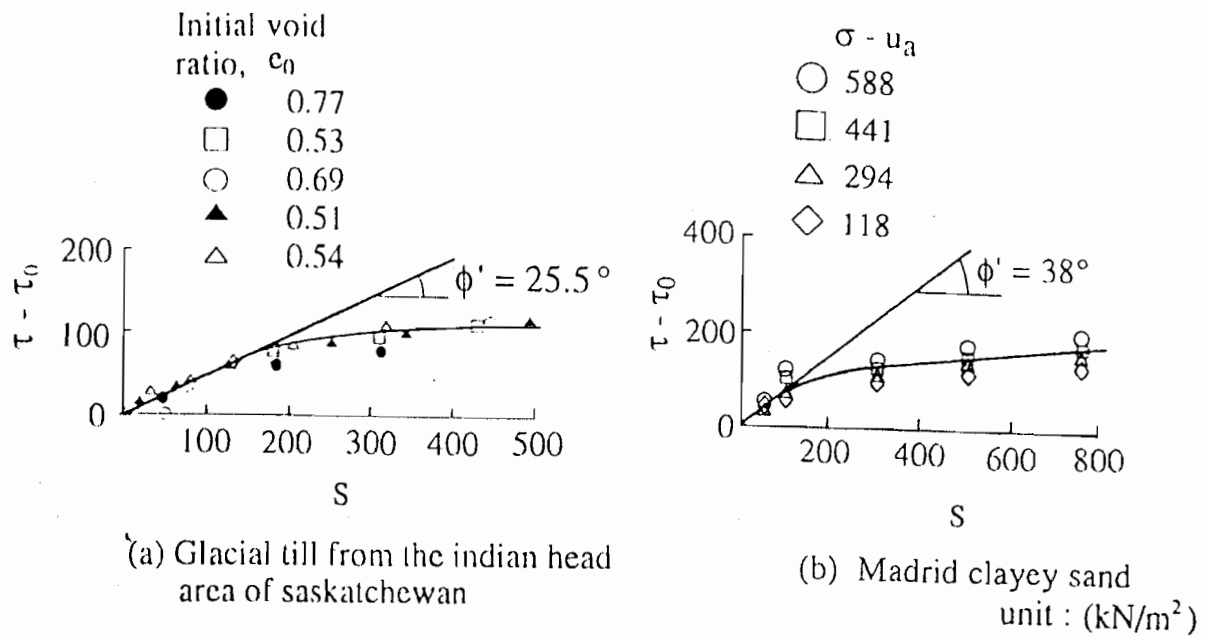


図-2.17 サクションとせん断強度増分関係

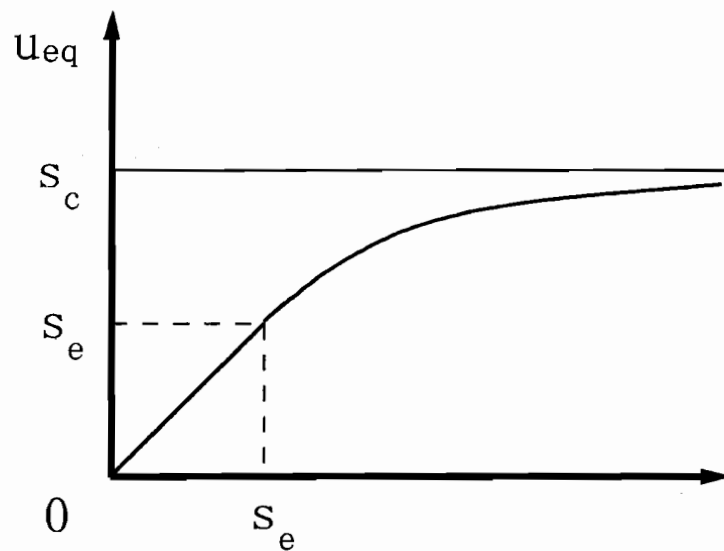


図-2.18 向後による等価間隙圧～サクション関係の概念図

ここに、 $u_{e,q}$: 等価間隙圧、 s_e : 空気侵入値におけるサクション、 s_c : 限界サクション、 a_e : 材料定数。

向後のモデルでは、上式による有効応力に基づいて飽和土に対して提案された構成

式の成果を積極的に取り入れている。まず、降伏曲面は有効応力の不変量に基づく空間において定義されるDrucker-Prager型の楕円キャップタイプのもを採用し（図-2.19）、そして、塑性ポテンシャル面は楕円形タイプのもを採用している（図-2.20）。また、硬化パラメーターはMatyas & Radhakrishnaの実験結果による状態面の考え方に基づいて塑性体積ひずみを用いている。さらに、橋口²⁹⁾による下負荷曲面の考え方を導入し、応力～ひずみ関係における弾性から塑性への変形挙動の移行をスムーズなものとしている。そして、コラプスに関しては Jennings & Burlandの実験結果³²⁾（図-2.21）に基づいて、降伏曲面を収縮後に拡大させる（図-2.21中のD点が収縮時の応力状態に対応し、E点が拡大時の応力点に対応する）という解析上の取り扱い手法により表現できるものとしている。この手法は、Alonsoら⁵⁾の $p \sim s$ 応力面上の降伏線によるコラプスの表現と本質的には同じと考えられる。向後のモデルではパラメーターの数が多くなっており、また、一部のパラメーターには物理的意味が曖昧なものが含まれていると考えられる。また、水分特性曲線のヒステリシスに示されるように同じ大きさのサクシジョンのもとでは含水比が異なる状態が存在するが、この場合においても、式 (2.14)～(2.18)に示されるように同じ有効応力となるかどうかという問題点が残される。さらに、サクシジョン～せん断強度関係の実測結果としては、図-2.22に示すような結果も得られている。このような関係に対しては、サクシジョン～せん断強度関係を双曲線で近似する考え方は対応しないと考えられる。

現在提案されている不飽和土の変形に関する構成モデルは、Alonsoらのタイプか、あるいは向後のモデルにおけるようにコラプスを表現するための何らかの解析上の工夫がなされたものであると考えられる。そして、コラプスの構成モデル上での表現方法として、一つの方法が確立された段階にある。

『不飽和土の構成式』は、水分量の変化の予測に対応したものでなければならない。現在、水分量の変化の予測を含めたいくつかの試みがなされている段階ではあ

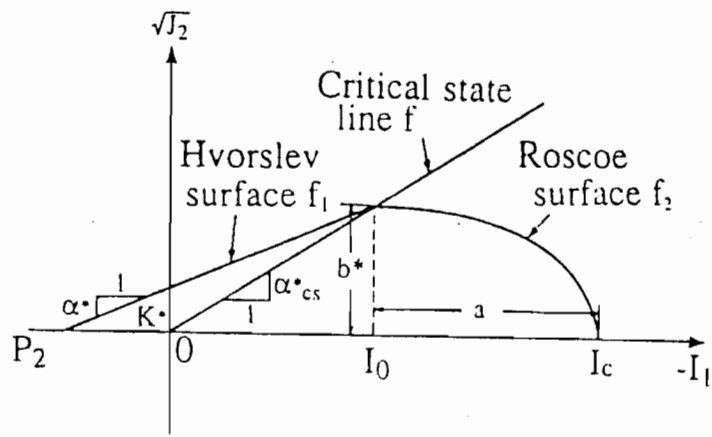


図-2.19 向後のモデルにおける降伏曲面

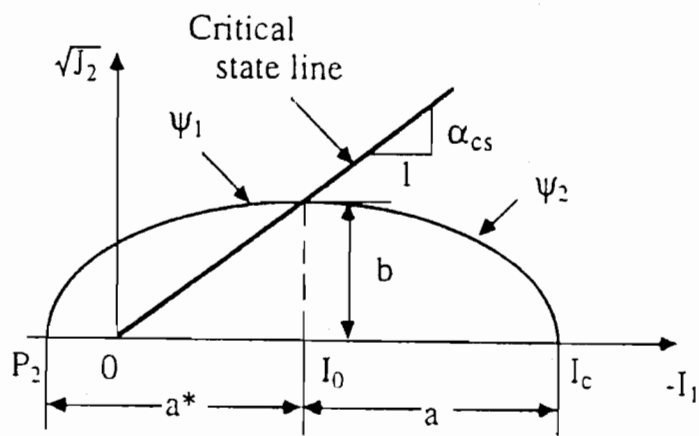


図-2.20 向後のモデルにおけるポテンシャル面

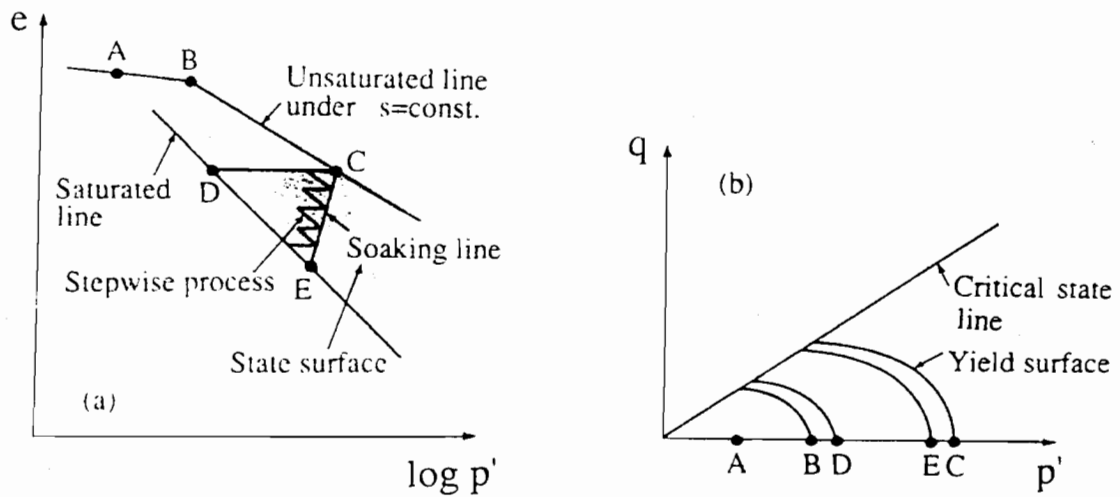


図-2.21 向後のモデルにおけるコラプスの計算方法

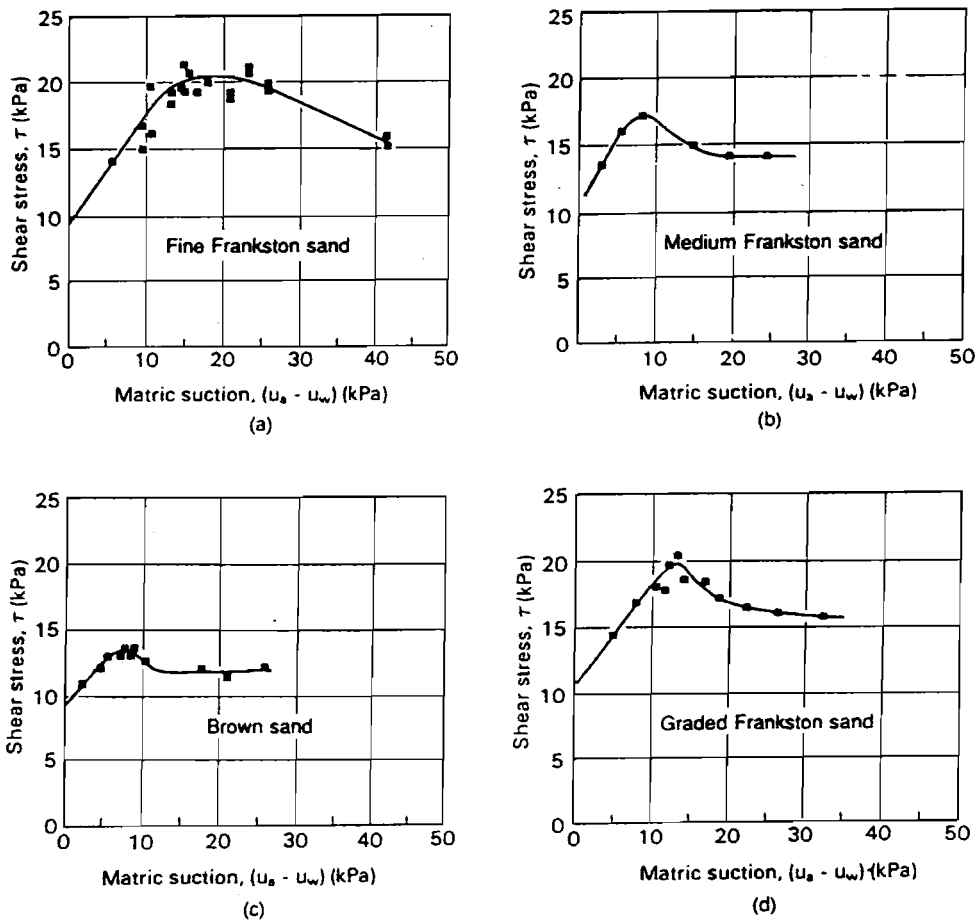


図-2.22 直接せん断試験によるサクシオン～せん断強度関係

るが、『不飽和土の構成式』としては研究途上にあると考えられる。

2.5 まとめ

不飽和土に関する研究を、5つの分野に区分して現在までの研究の流れと現状に関する概説を行った。以下にその要点を示す。

①サクシオンの概念および不飽和土の三軸試験におけるサクシオン制御法

「負の間隙水圧」あるいは「間隙空気圧と間隙水圧の圧力差」として定義されているサクシオンは、与えるサクシオンの大きさが同じであれば土壌水の化学ポテン

シャルとしては等しい状態を与えるものと考えられる。よって、現在の不飽和土の三軸試験においてサクシジョンの制御法として用いられている吸引法と加圧法は、与えるサクシジョンの大きさが同じであれば、土壌水の化学ポテンシャルとしては同じ状態を与えて実験しているものと考えられる。なお、過去に行われた実験結果によると、両制御方法によりサクシジョンを与えた水分特性曲線試験では、得られた水分特性曲線はほぼ等しくなった。また、両制御方法により同じ大きさのサクシジョンを与えた条件下での三軸圧縮試験時の応力～ひずみ関係もほぼ等しくなった。

②不飽和土における有効応力と状態面

Bishop式タイプのサクシジョンの影響を考慮した有効応力が、不飽和土の研究の当初においては問題とされていた。現在ではサクシジョンの影響を分離して、外部載荷応力とサクシジョンという2つの独立した有効応力としてとらえる考え方が定着しつつある。(ただし、せん断強度に関してはBishop式による有効応力は成立すると考えられる。) また、飽和土の研究分野では状態面の概念が用いられているが、不飽和土における間隙比および水分量に関する状態面の概念は、単純な応力経路の方向のみに適用できる。

③コラプスを含む不飽和土の圧縮特性

サクシジョンの増加は有効応力と土骨格構造の剛性の増加に寄与すると考えられる。サクシジョン一定条件下では、その時のサクシジョンの大きさに応じて土骨格剛性が増加している。その場合の間隙の圧縮量とサクシジョンの大きさの関係に関する解釈および表現方法については、現在、2通りの方法が提案されており、どちらの方法が良いのかについては結論は出されていない。(この点に関しては、第5章で論じるものとする。) コラプスはサクシジョン減少による土骨格剛性の減少が原因となり生じると考えられる。その構成モデルへの組み込み方法は、外部載荷応力とサクシジョンに関する軸による等方応力面上に定義される降伏曲線という形で現在取り扱われている場合が多い。

④サクシジョンがせん断時の変形・強度特性に及ぼす影響

不飽和土の強度定数としての内部摩擦角に関しては、飽和状態のものと等しいかやや大きくなるという実験結果がいくつか得られている。サクシヨン増加とそれともなうせん断強度増分の関係は、有効飽和度に基づいた推定方法が現在提案されつつある。せん断時の変形特性としてのストレス・ダイレイタンスー関係は、せん断強度増分をサクシヨン応力として有効拘束圧に取り入れて考えると、サクシヨンの大きさにかかわらないユニークな関係が得られる実験結果が示されている。

⑤サクシヨンの影響を考慮した不飽和土の変形に関する構成モデル

従来の飽和土の構成式と、サクシヨンによる土骨格剛性の増大を考慮するための $p \sim s$ 面上の降伏線とを組み合わせた形式の構成モデルが提案されている。また、このような降伏曲線を用いない構成モデルの場合は、コラプスを表現するための解析上の工夫がなされている。これらの構成モデルにおいてはパラメーターの数やその物理的意味の問題はあるが、コラプスを含めた変形挙動の予測が可能となっている。不飽和土の変形に関する構成モデルとしては、コラプスの表現方法として一つの方法が確立された段階にあると考えられる。

第3章 サクシヨンの作用を評価した不飽和土の構成モデルとその検証

3.1 概説

不飽和土内部においては、土粒子接点および土粒子骨格に存在する水のメニスカスのためにサクシヨンが生じ、土粒子間に圧縮内力が発生している。この圧縮内力は土塊全体の変形・破壊挙動に影響を及ぼしている。例えば、盛土構築後の浸水によりサクシヨンが減少して発生するコラプスは、このような圧縮内力が土粒子骨格全体の構造の保持に重要な役割を果たしていることを示唆している。また、この圧縮内力は、骨格の内空を占める間隙水のサクシヨンとともに破壊時のモール円の包絡線における粘着力を生じさせ、不飽和土の強度に影響を与えている。

本章では、このように土粒子間に作用している圧縮内力の影響を受けている不飽和土の変形・強度の予測を行うことを目的としている。このため、締固め土に代表される低飽和度状態の不飽和土を対象とした変形に関する構成モデルを提案している。変形に関する構成モデルを構築するため、まず、サクシヨンによる圧縮内力の強度に与える影響を、破壊時のモール円の包絡線における粘着力に基づく換算垂直応力として定量化する。そして、土塊内の間隙水分布を考慮して得られる換算垂直応力の成分を用いて、大槓の提案した中間空間滑動面⁶²⁾ (Intermediate Spatial Mobilized Plane、以後、論文中においてはISMPと略す)に対して修正をした中間空間滑動面(Modified Intermediate Spatial Mobilized Plane、以後、論文中においてはModified ISMPと略す)を提案する。さらに中井による飽和土を対象とした t_{ij} モデル⁶⁰⁾の考え方をもとに、Modified ISMPに基づいた構成モデルを提案する。このため、提案モデルにおいては t_{ij} モデルの場合と同様、相異なる3主応力下での不飽和土の挙動予測が可能である。また、軽部の p ~サクシヨン応力面上の等塑性体積ひずみ線³⁸⁾の考え方を取り入れ、サクシヨン減少過程で生じるコラプスの予測が

可能である。

次にカオリン粘土の締固め供試体を用いたサクシオンおよび平均主応力一定条件下の三軸圧縮・三軸伸張せん断試験を行い、相異なるせん断条件下での不飽和土の挙動を把握し、提案モデルによる予測と実測値を比較して、その妥当性を示している。なお、コラプス時の変形予測結果については第4章で述べるものとする。

3. 2 サクシオンの作用を評価した不飽和土の構成モデル

(1) 不飽和土の間隙水分布と換算垂直応力の成分に関する考察

サクシオンと水分量（含水比、飽和度）の関係は水分特性曲線と呼ばれている。そして、サクシオンの増加時（脱水過程）と減少時（吸水過程）で同じ大きさのサクシオンもとにおいて水分量が異なり、ヒステリシスを示すことが知られている。この現象には、間隙径分布が影響していると考えられている¹⁷⁾。

このようなヒステリシスを生じる場合、脱水過程では大きな間隙中の間隙水（バルク水と呼ぶ）から排水され、やがて土中水は粒子接点にメニスカスを形成する。また、吸水過程ではこのメニスカスを形成する水（メニスカス水と呼ぶ）が徐々に大きくなると考えられる。したがって、土が脱水過程にある場合はバルク水が多く存在し、吸水過程にある場合はメニスカス水が多く存在することになる（図-3.1）。

不飽和状態の土に外力が作用した場合、土粒子間には外力に起因する粒子間力とサクシオンに起因する粒子間力が作用している。軽部ら⁴⁰⁾は、間隙水の分布状況により、サクシオンに起因する粒子間力が変形に及ぼす影響は次のように異なるものと考えている。

①粒子接点の周りにメニスカスが生じているような低い飽和度の状況においては、

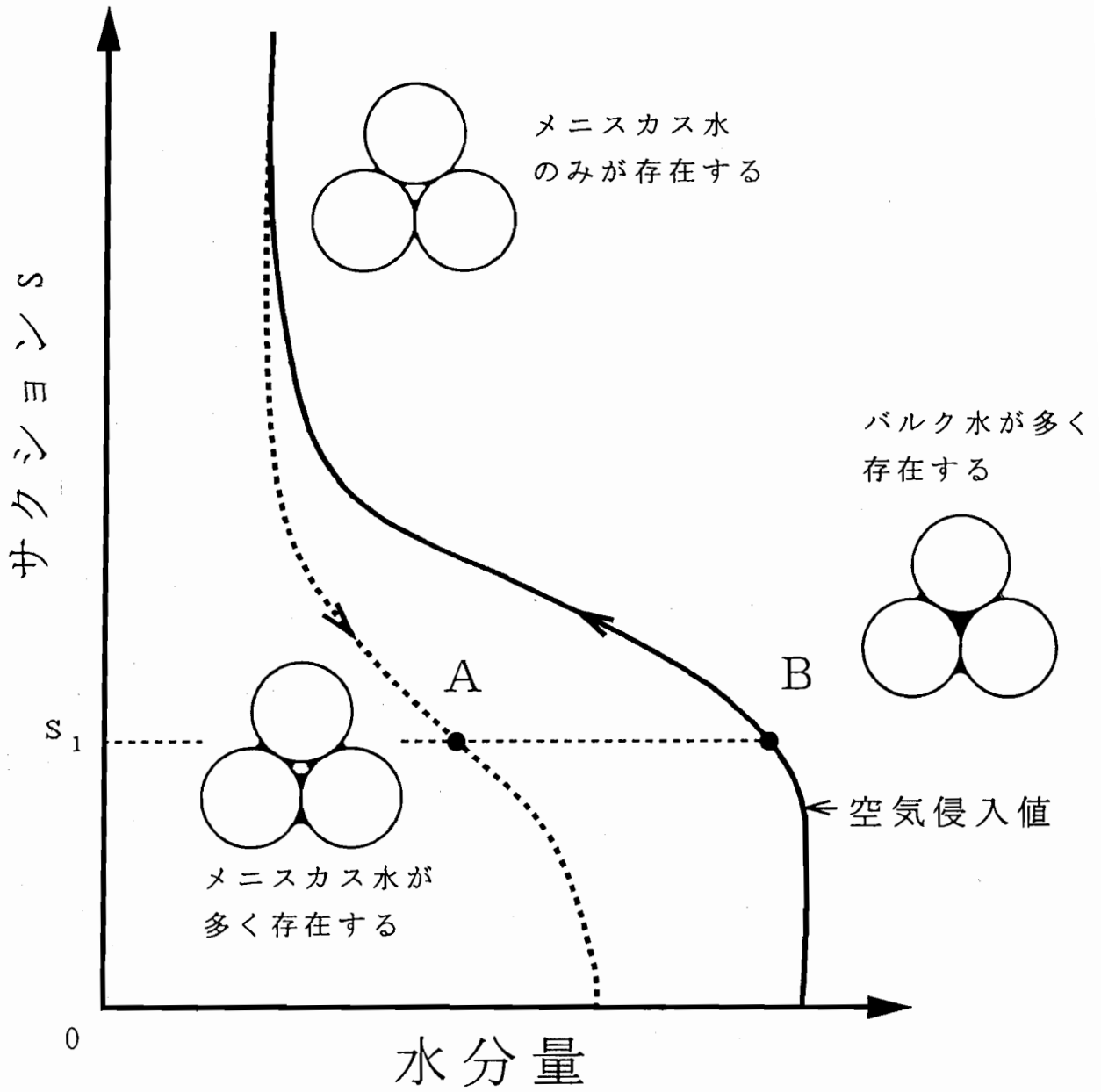


図-3.1 サクション変化と間隙水分布の状況

サクシヨンに起因する粒子間力は粒子の接平面に垂直に作用して、粒子接点でのすべりに抵抗する作用を及ぼす。

②間隙水が間隙を満たすような高い飽和度の状況においては、通常の間隙水圧と同様にサクシヨンに起因する粒子間力は粒子接点に圧縮とすべりを生じる作用を及ぼす。

ここでサクシヨンにより生じる粒子間力のうち、粒子接点にメニスカスを形成する間隙水（以後、メニスカス水と呼ぶ）に起因して粒子接点のすべりに抵抗する作用を及ぼすものを P_m とする。そして、骨格の間隙を飽和する間隙水（以後、バルク水と呼ぶ）により生じて、粒子接点に圧縮とすべりを生じる作用を及ぼすものを P_b とする。また、外力に起因する粒子間力を F とすると、間隙水の保水状況と各粒子間力の作用状況の概念図は図-3.2に示される。

粘着成分を有する粒状材料の破壊面上の応力は、軸対称応力状態のような2次元条件下では次式の関係満足する。

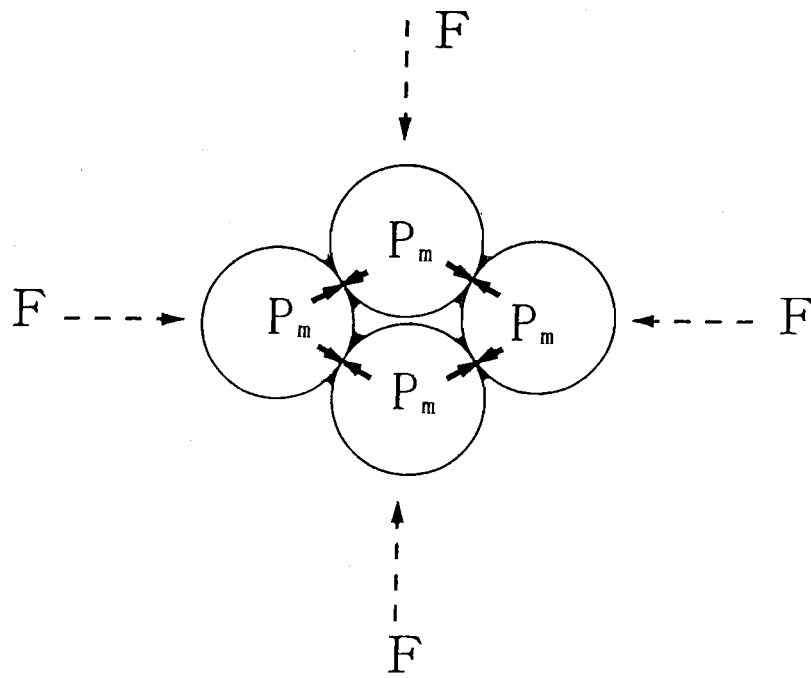
$$\tau_f = \sigma_f \tan \phi + c \quad (3.1)$$

ここに、 τ_f ：破壊面上のせん断応力、 σ_f ：破壊面上の垂直応力、 ϕ ：内部摩擦角
 c ：粘着力。

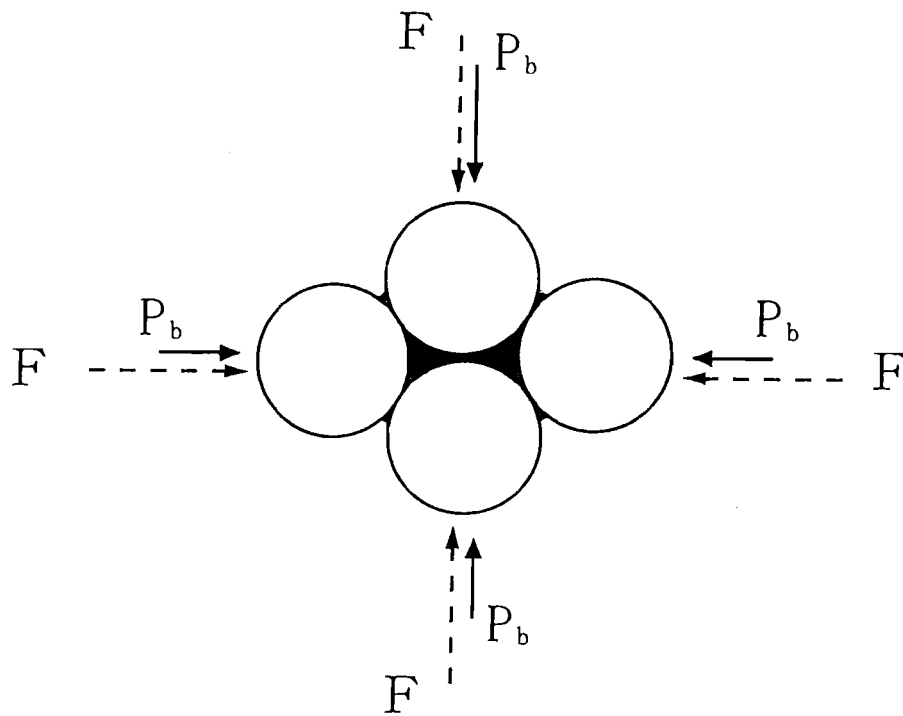
不飽和土において上式に示される粘着力 c は、サクシヨンによる粒子間力の作用から生じている。

粘着力を応力成分として評価する方法の一つとして、次式で示される換算垂直応力と考える方法がある。（ σ_0 を『ボンド応力』と呼ぶ場合^{56),67)}もあるが、本論文では『 σ_0 は内力的作用の成分のほかに、外部载荷応力に対応する成分も含む』と考えているので、この名称を用いる。）

$$\sigma_0 = c \cdot \cot \phi \quad (3.2)$$



(a) メニスカス水の場合の粒子間力



(b) バルク水の場合の粒子間力

図-3.2 間隙水の保水状況と粒子間力の概念図

ここに、 σ_0 : 換算垂直応力、 c : 粘着力、 ϕ : 内部摩擦角。

ここで、上述の①、②に示すようなサクシジョンによる粒子間力の作用の間隙水分布による違いに基づくと、次式のように換算垂直応力を2つの成分に分けることができる。

$$\sigma_0 = \sigma_m + \sigma_b \quad (3.3)$$

ここに、 σ_m : メニスカス水により生じる成分 (以後、メニスカス応力と呼ぶ)、
 σ_b : バルク水により生じる成分 (以後、バルク応力と呼ぶ)。

上述の①、②に述べたサクシジョンの作用と対応して、メニスカス応力は内力的作用を及ぼし、バルク応力は外部載荷応力と等価な作用を及ぼすものと考えられる。

メニスカス応力およびバルク応力の考え方をを用いると、不飽和土に対して式(3.1)に示される破壊条件は、図-3.3(a)、(b)、(c)に示すように応力表示されるものと考えられる。なお、図中においては次の応力記号を使用している。

σ 、 τ : 外力に基づく応力、

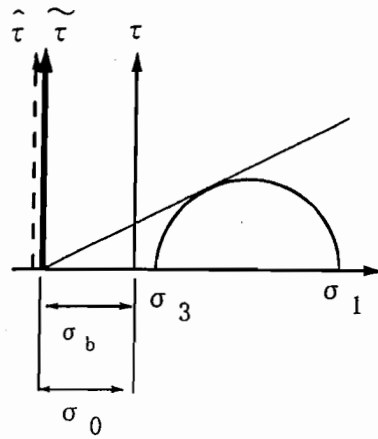
$\hat{\sigma}$ 、 $\hat{\tau}$: 換算垂直応力を考慮した換算応力、

(主値による表示では $\hat{\sigma}_i = \sigma_i + \sigma_0$ ⁵⁶⁾、ただし $i = 1, 2, 3$)

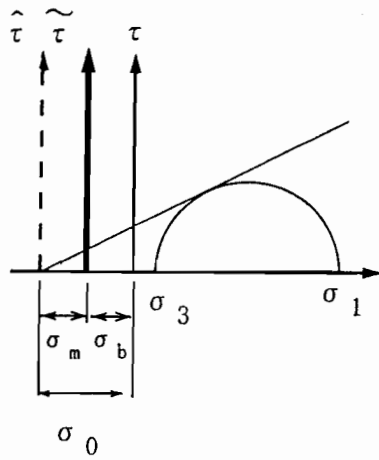
$\tilde{\sigma}$ 、 $\tilde{\tau}$: バルク応力を考慮した有効拘束応力。

(主値による表示では $\tilde{\sigma}_i = \sigma_i + \sigma_0$ 、ただし $i = 1, 2, 3$)

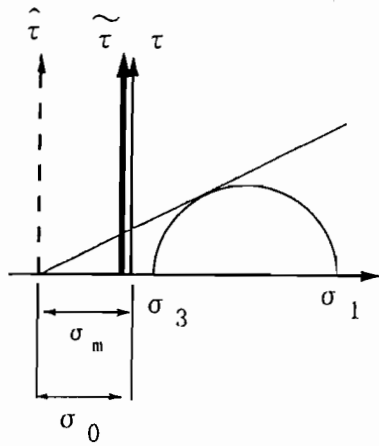
図中の(a)図は換算垂直応力がバルク応力成分のみの場合 ($\sigma_0 = \sigma_b$ 、 $\sigma_m = 0$) である。このような状況は、不飽和土では飽和度が高くA. E. V. 以下のサクシジョン下にある場合に対応している。この場合は、サクシジョン (換算垂直応力) が減少してもメニスカス応力による土骨格剛性の変化は生じないため、コラプスは生じないと考えられる。(c)図は換算垂直応力がメニスカス応力成分のみの場合 ($\sigma_0 = \sigma_m$ 、



(a) $\sigma_b = \sigma_0, \sigma_m = 0$



(b) $\sigma_0 > \sigma_b > 0, \sigma_m > 0$



(c) $\sigma_b = 0, \sigma_m = \sigma_0$

図-3.3 間隙水分布による破壊条件の違い

$\sigma_b = 0$) である。このような状況は、不飽和土では低飽和度にある場合に対応している。この場合は、サクシヨン（換算垂直応力）が減少するとメニスカス応力が減少し土骨格剛性に変化を生じ、コラプスが発生すると考えられる。(b)図はその中間の状況を示している。

さらに一般的に、外力による応力成分に対し粘着力を有する材料について図-3.3との対応関係を考えると、(a)図のような状況は有効拘束応力に対し粘着力がない場合を示し、外力による応力成分に対する粘着力は「見かけの粘着力」と考えられる。(サクシヨンにより生じる粘着力は「見かけの粘着力」と呼ばれることが多いが、ここでは有効拘束応力を規準とした場合について定義している。)このような状況にある材料としては、前述のようなA.E.V.以下のサクシヨン下にある不飽和土が例として挙げられる。また、(c)図のような状況は有効拘束応力に対し粘着力がある場合を示している。すなわち、外力による応力成分に対する粘着力は「真の粘着力」と考えられる。このような状況にある材料としては、低飽和度にある不飽和土やセメント安定処理土などが例として挙げられる。

(2) 不飽和土のための修正された中間空間滑動面

飽和土のせん断時の変形挙動は、空間滑動面 (Spatial mobilized plane ; 以後、論文中においてはSMPと略す) をもとに整理すると統一的に整理されることが知られている⁵⁴⁾。SMPの方向余弦 a_i は次式で与えられる。

$$a_i = \sqrt{\frac{j_3}{\sigma_i j_2}} \quad (3.4)$$

ここに、 $j_3 = \sigma_1 \sigma_2 \sigma_3$ 、

$$j_2 = \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_3 \sigma_1。$$

大槓⁶²⁾ は粘着成分を有する粒状材料に対してSMPの概念を拡張し、過圧密粘土に適用可能なISMPを提案した。粘着成分を持つ粒状材料の破壊時のモール円の包絡線は τ 軸に対し切片 c (粘着力) をもつ。この粘着力を σ 軸上の換算垂直応力 σ_0 (式(3.2)参照) と評価して、従来のSMPを表現する σ 軸を σ_0 だけずらして考えることによりISMPは定義されている。この場合、換算垂直応力 σ_0 は外力により生じる拘束応力と同様に考えられている。ISMPの方向余弦 \hat{a}_i は次式で与えられる⁵⁶⁾。

$$\hat{a}_i = \sqrt{\frac{\hat{j}_3}{\hat{\sigma}_i \hat{j}_2}} \quad (3.5)$$

ここに、 $\hat{j}_3 = (\sigma_1 + \sigma_0)(\sigma_2 + \sigma_0)(\sigma_3 + \sigma_0)$ 、

$$j_2 = (\sigma_1 + \sigma_0)(\sigma_2 + \sigma_0) + (\sigma_2 + \sigma_0)(\sigma_3 + \sigma_0) + (\sigma_3 + \sigma_0)(\sigma_1 + \sigma_0)、$$

$\hat{\sigma}_i = \sigma_i + \sigma_0$: σ_0 に基づく換算応力、ただし $i = 1, 2, 3$ 。

中井・三原⁵⁹⁾ は次式で定義されるSMPに基づく力学量 t_{ij} を提案した。

$$t_{ij} = a_{ik} \sigma_{kj} \quad (3.6)$$

ここに、 t_{ij} : SMPに基づく力学量テンソル、

σ_{ik} : 応力テンソル、

a_{kj} : 主値がSMPの方向余弦 a_1 、 a_2 、 a_3 により与えられる対称テンソル。

さらにその論文の中で t_{ij} が応力誘導異方性を表す修正応力テンソルとなることを説明し、 a_{kj} と構造テンソルとの関連について述べている。『構造テンソルは粒状材料の粒子接点角分布と結びつく量である』と仮定するならば、 a_{kj} を定義する応力成分は粒子接点角分布に影響を与える成分となる必要がある。

式(3.3)に示すようにサクションにより生じる換算垂直応力は、メニスカス水による成分 σ_m とバルク水による成分 σ_b に分けることができる。そして、この2つの成分のうち、粒子接点角分布に影響を与えるものはバルク水による成分 σ_b である

と考えられる（この成分は、前節で述べたように外力と同じ作用を及ぼすと考えられる。）よって、不飽和土の場合には、外力により生じる有効拘束圧とバルク応力 σ_b により、ISMPの方向余弦 \tilde{a}_i は次式のように修正されるものと考えられる。

$$\tilde{a}_i = \sqrt{\frac{\tilde{j}_3}{\tilde{\sigma}_i \tilde{j}_2}} \quad (3.7)$$

ここに、 $\tilde{j}_3 = (\sigma_1 + \sigma_b)(\sigma_2 + \sigma_b)(\sigma_3 + \sigma_b)$ 、

$\tilde{j}_2 = (\sigma_1 + \sigma_b)(\sigma_2 + \sigma_b) + (\sigma_2 + \sigma_b)(\sigma_3 + \sigma_b) + (\sigma_3 + \sigma_b)(\sigma_1 + \sigma_b)$ 、

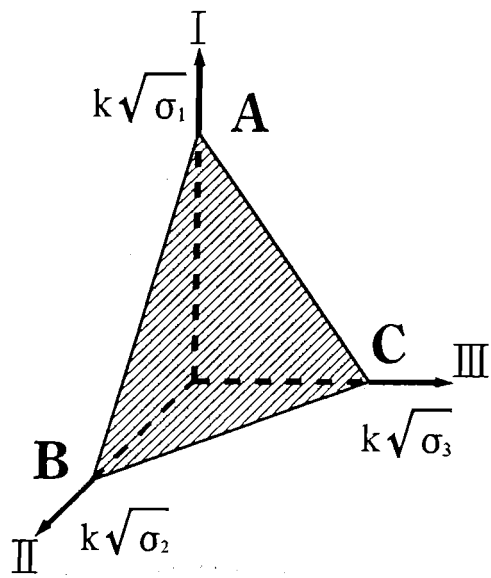
$\tilde{\sigma}_i = \sigma_i + \sigma_b$: バルク応力 σ_b を考慮した有効拘束応力。

式 (3.7) で示す方向余弦をもつ空間滑動面を『修正された中間空間滑動面 (Modified ISMP)』と呼ぶ。図-3.4は、SMP、ISMPおよびModified ISMPを示している。

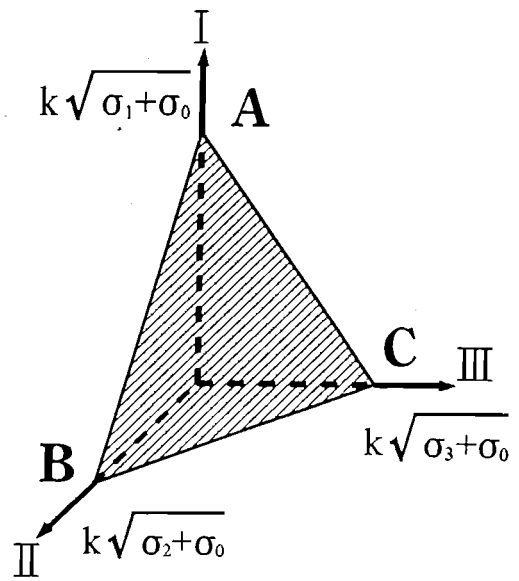
締固めた土のような低飽和度の不飽和土に対して、換算垂直応力の成分は粒子の滑りに抵抗する作用を及ぼすメニスカス応力成分のみとなり、有効拘束圧と同じ作用を及ぼすバルク応力成分は存在しないものと考えられる。この場合、Modified ISMPの方向余弦は、粘着成分のない粒状材料に対する従来のSMPの方向余弦と等しくなる。

(3) Modified ISMPに基づいた不飽和土の変形に関する構成モデル

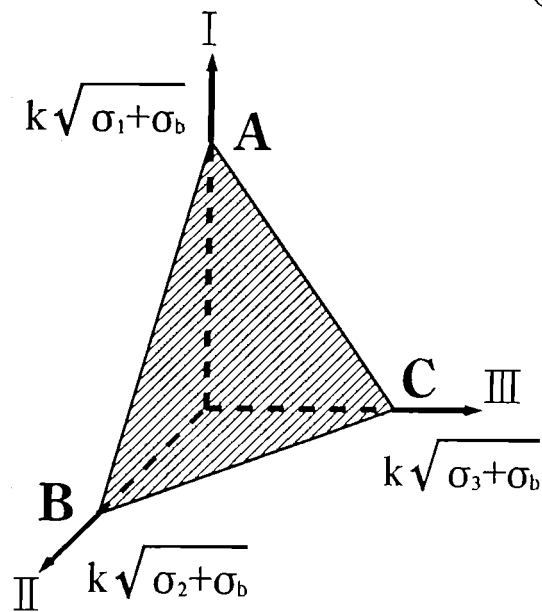
Alonsoら⁵⁾はCam Clayモデルに基づいた不飽和土の変形に関する構成モデルを提案している。このモデルは主に三軸圧縮状態($\sigma_1 \geq \sigma_2 = \sigma_3$)を対象としていると考えられる。一方、地盤中の応力状態は相異なる3主応力状態($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$)にある。このため、Alonsoらのモデルではその挙動を予測することは難しいものと考えられる。



(a) SMP



(b) ISMP



(c) Modified ISMP

図-3.4 SMP、ISMP および Modified ISMP の定義

ここでは、低飽和度状態の不飽和土に対する変形に関する構成モデルを提案する。このモデルはサクションが0となり換算垂直応力 σ_0 が0となる時、中井の提案する t_{ij} モデルに一致する。そして、相異なる応力条件下での変形挙動や、サクション減少時のコラプスの予測が可能である。なお、Alonsoのモデルではサクションの増加により生じる塑性体積ひずみを表現するための降伏線（SIライン）を定義しているが、提案モデルで対象とする低飽和度状態の不飽和土では、サクションの増加により塑性体積ひずみは生じないものと考えている。このためSIラインに対応する降伏線は考慮していない。

a) Modified ISMP に基づく応力に関するパラメーター

中井・三原⁵⁹⁾は、応力テンソル σ_{ij} とSMPの方向余弦 a_i を主値とするテンソル a_{ij} をもとに修正応力テンソル t_{ij} （式(3.6)参照）を提案している（図-3.5(b)）。修正応力テンソル t_{ij} の主値によるベクトル t_i に基づいた応力空間を考える（図-3.5(c)）。この時、ベクトル t_i のSMPに対する垂直方向成分 t_N およびせん断方向成分 t_s （図-3.6(a)）は、それぞれ次式で与えられる。

$$t_N = t_1 a_1 + t_2 a_2 + t_3 a_3 \quad (3.8)$$

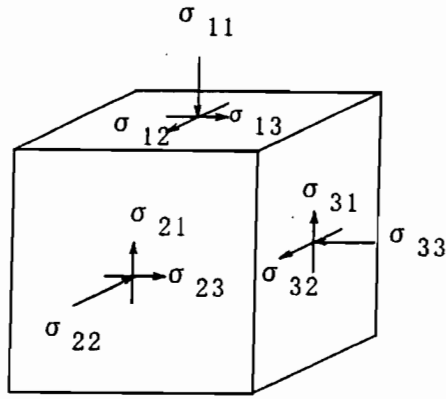
$$t_s = \sqrt{(t_1 a_2 - t_2 a_1)^2 + (t_2 a_1 - t_1 a_2)^2 + (t_3 a_1 - t_1 a_3)^2} \quad (3.9)$$

ここに、 t_N 、 t_s ：修正応力テンソル t_{ij} の主値ベクトル t_i のSMPに対する垂直方向およびせん断方向成分、

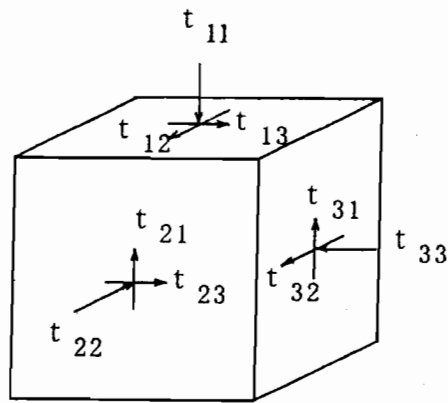
t_i ：修正応力テンソル t_{ij} の主値によるベクトルの成分（ $i=1, 2, 3$ ）、

a_i ：SMPの方向余弦（ $i=1, 2, 3$ ）。

t_{ij} モデルを不飽和土に拡張するために、次式に示す有効換算応力テンソル $\tilde{\sigma}_{ij}$ を定義する（図-3.7(a)）。

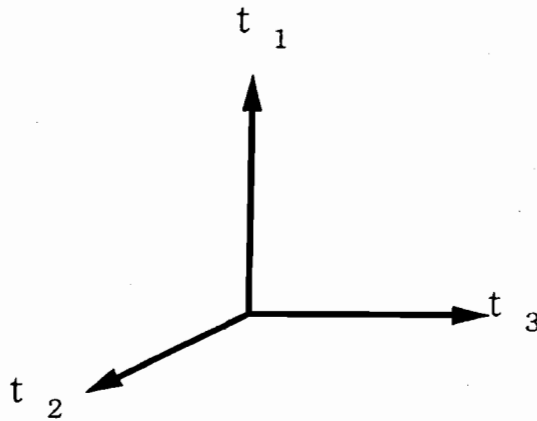


(a) 応力テンソル



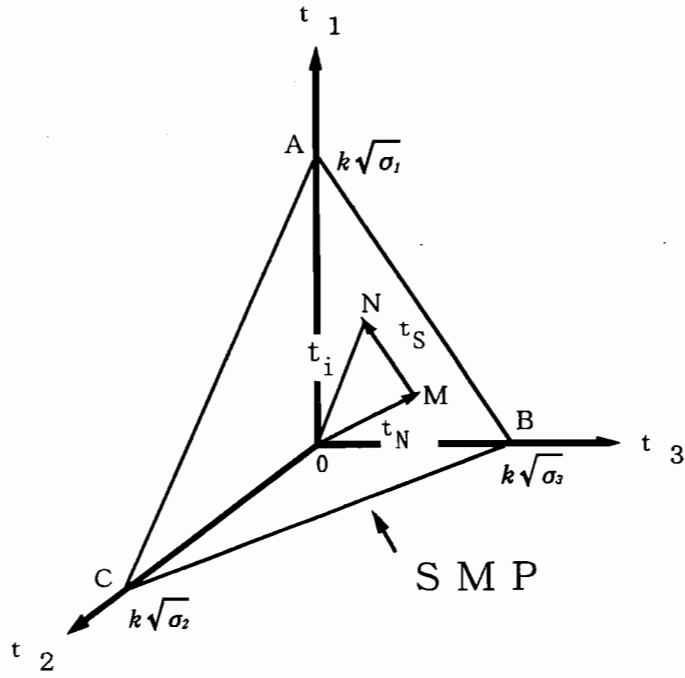
$$t_{ij} = a_{ik} \sigma_{kj}$$

(b) 修正応力テンソル

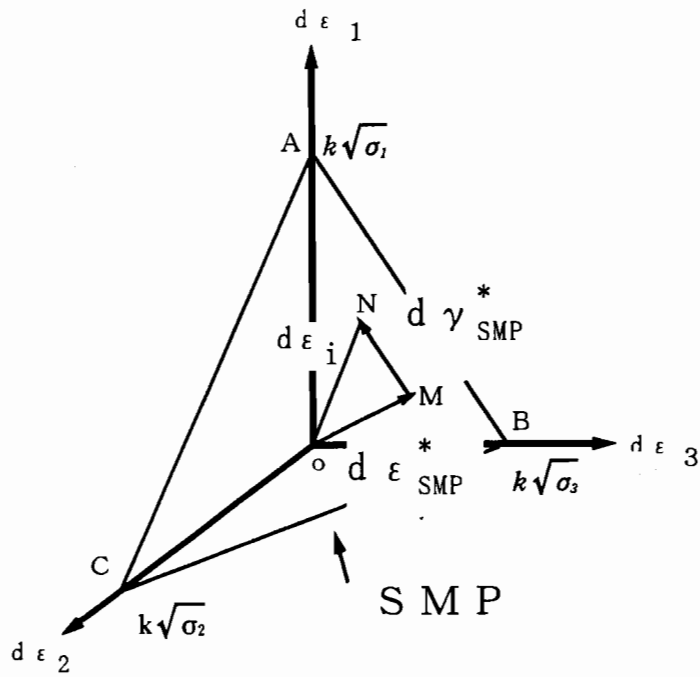


(c) 主値ベクトルによる応力空間

図-3.5 t_{ij} モデルで用いる応力テンソルと応力空間

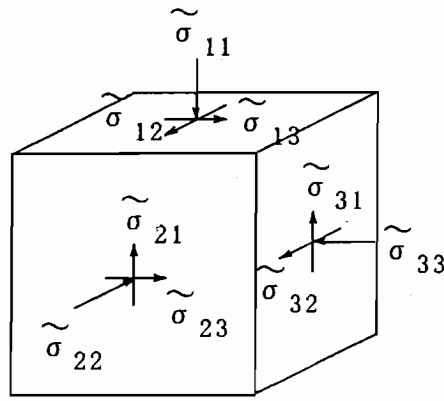


(a) 応力に関するパラメーター



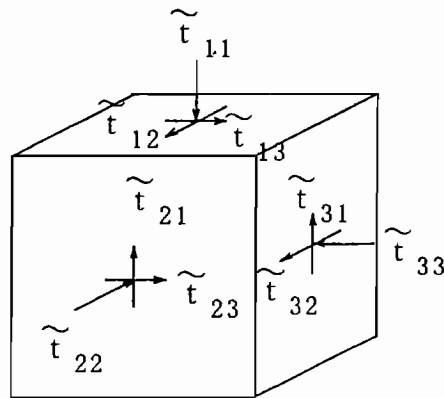
(b) ひずみに関するパラメーター

図-3.6 t_{ij} モデル⁶⁰⁾における応力とひずみに関するパラメーター



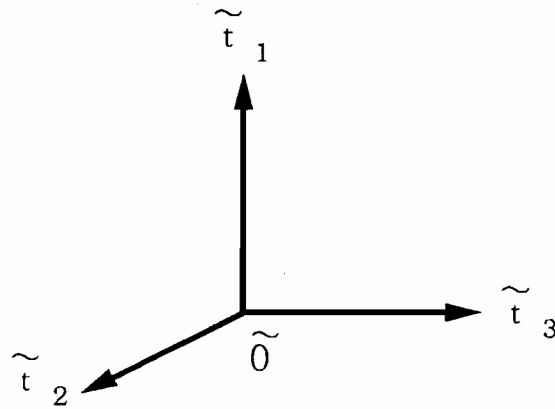
$$\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_b \delta_{ij}$$

(a) 有効換算応力テンソル



$$\tilde{t}_{ij} = \tilde{a}_{ik} \tilde{\sigma}_{kj}$$

(b) 修正応力テンソル



(c) 主値ベクトルによる応力空間

図-3.7 提案モデルで用いる応力テンソルと応力空間

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_b \delta_{ij} \quad (3.10)$$

さらに、有効換算応力テンソル $\tilde{\sigma}_{ij}$ とModified ISMPの方向余弦 \tilde{a}_i を主値とする方向余弦テンソル \tilde{a}_{ij} により、次式に示すテンソル \tilde{t}_{ij} を定義する (図-3.7(b))。

$$\tilde{t}_{ij} = \tilde{a}_{ik} \tilde{\sigma}_{kj} \quad (3.11)$$

テンソル \tilde{t}_{ij} はバルク応力を考慮した修正応力テンソルと考えることができる。

t_{ij} モデルの場合と同様に、修正応力テンソル \tilde{t}_{ij} の主値によるベクトル \tilde{t}_i に基づいた応力空間を考える (図-3.7(c))。この時、ベクトル \tilde{t}_i のModified ISMPに対する垂直方向成分 \tilde{t}_N およびせん断方向成分 \tilde{t}_s (図-3.8(a)) は、それぞれ次式で与えられる。

$$\tilde{t}_N = \tilde{t}_1 \tilde{a}_1 + \tilde{t}_2 \tilde{a}_2 + \tilde{t}_3 \tilde{a}_3 \quad (3.12)$$

$$\tilde{t}_s = \sqrt{(\tilde{t}_1 \tilde{a}_2 - \tilde{t}_2 \tilde{a}_1)^2 + (\tilde{t}_2 \tilde{a}_1 - \tilde{t}_1 \tilde{a}_2)^2 + (\tilde{t}_3 \tilde{a}_1 - \tilde{t}_1 \tilde{a}_3)^2} \quad (3.13)$$

ここに、 \tilde{t}_i : 修正応力テンソル \tilde{t}_{ij} の主値によるベクトル \tilde{t}_i の成分 ($i=1, 2, 3$)、
 \tilde{a}_i : Modified ISMPの方向余弦 ($i=1, 2, 3$)。

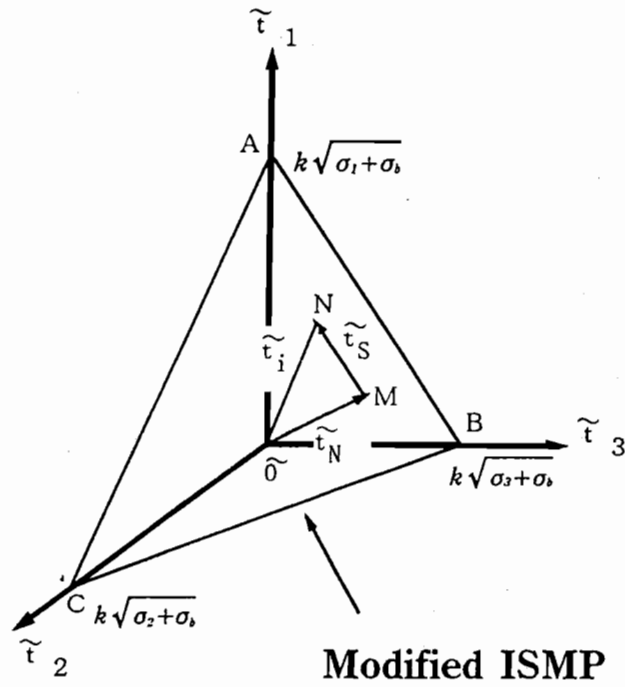
ここで、メニスカス応力テンソル σ_{mij} に関して、次式で示す修正応力テンソルを考える。

$$\tilde{\sigma}_{mij} = \sigma_m \delta_{ik} \tilde{a}_{kj} \quad (3.14)$$

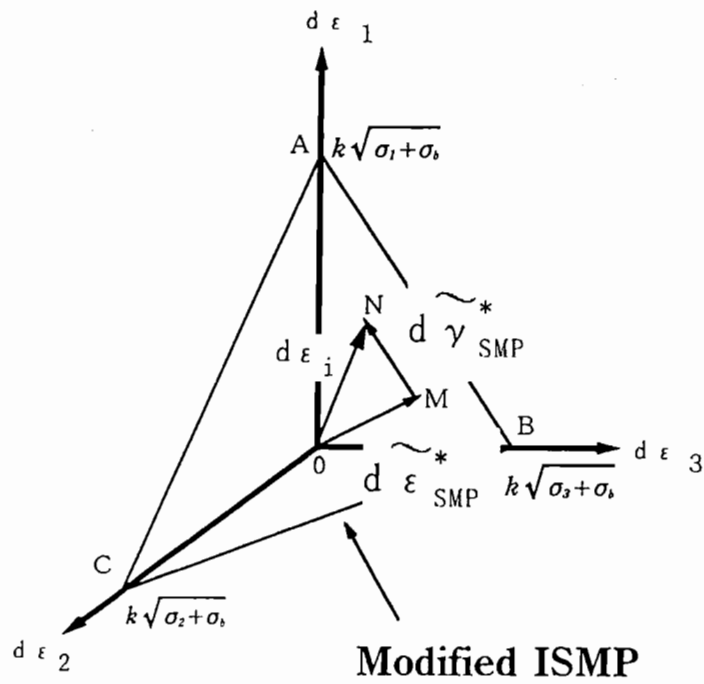
その主値によるメニスカス応力ベクトル $\tilde{\sigma}_{mi}$ は次式で与えられる。

$$\tilde{\sigma}_{mi} = (\sigma_m \tilde{a}_1, \sigma_m \tilde{a}_2, \sigma_m \tilde{a}_3)^T \quad (3.15)$$

応力空間 \tilde{t} と修正応力ベクトル \tilde{t}_i および応力空間 \hat{t} とメニスカス応力ベクトル $\tilde{\sigma}_{mi}$ の幾何的關係は図-3.9に示される。ただし、応力空間 \hat{t} は次式で示す換算応力テンソル \hat{t}_{ij} の主値ベクトルで定義される⁵⁶⁾。



(a) 応力に関するパラメーター



(b) ひずみに関するパラメーター

図-3.8 提案モデルにおける応力とひずみに関するパラメーター

Modified ISMP = 面 A B C

ベクトル $\hat{O}\tilde{O} = \tilde{\sigma}_m$

ベクトル $\tilde{O}N = \tilde{t}_i$

ベクトル $OM = \tilde{t}_N$

ベクトル $MN = \tilde{t}_S$

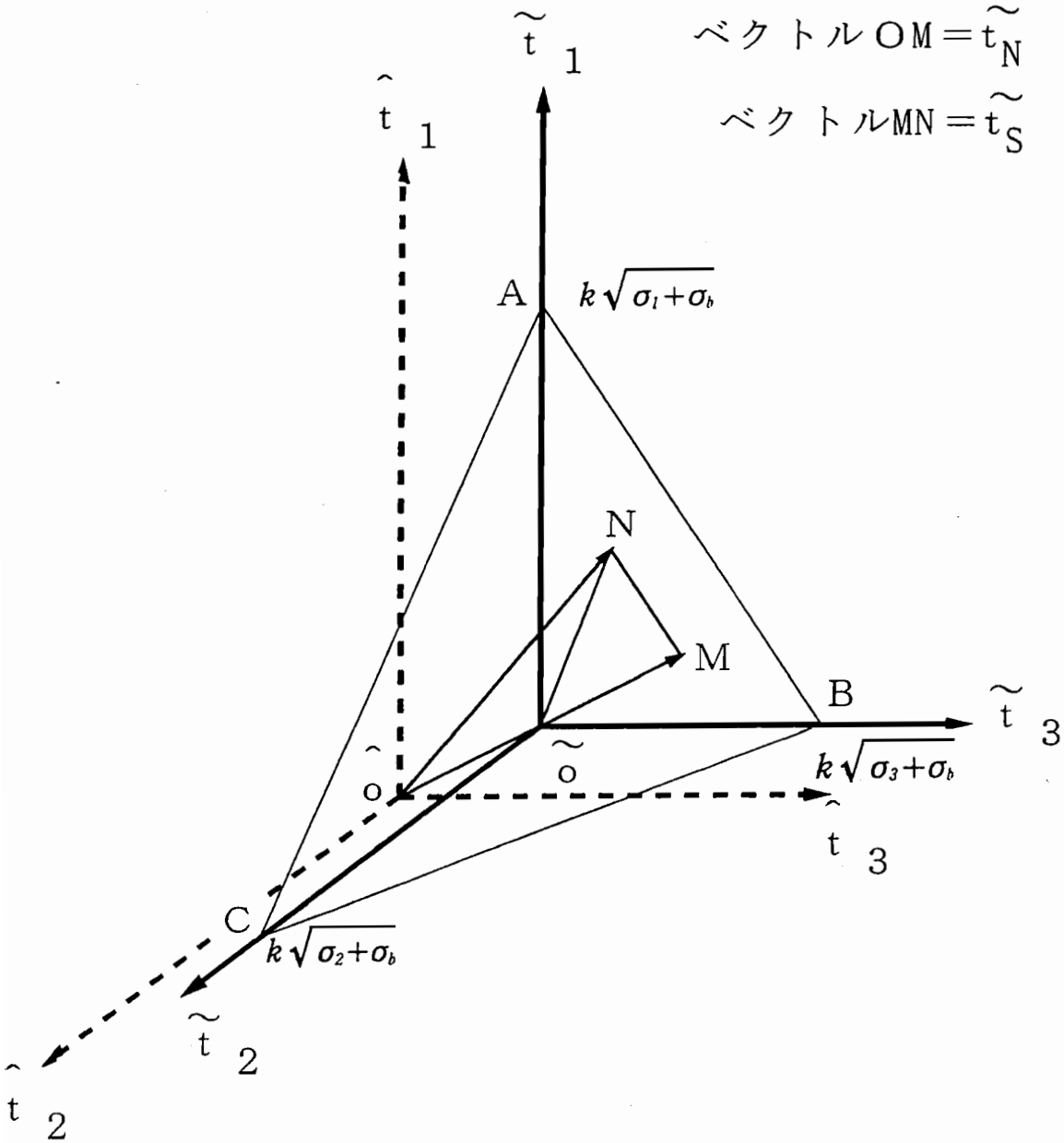


図-3.9 応力空間と応力に関するパラメーターの幾何的關係

$$\hat{t}_{ij} = \hat{a}_{ik} (\sigma_{kj} + \sigma_0 \delta_{kj}) \quad (3.16)$$

図中のベクトル $\tilde{O}N$ の Modified ISMP に対する垂直成分とせん断成分の比 \tilde{R} は次式で与えられる。

$$\tilde{R} = \frac{\tilde{t}_s}{\tilde{t}_N + \sigma_m} \quad (3.17)$$

バルク応力およびメニスカス応力の大きさにより、図-3.9に示される応力空間の幾何学的関係は図-3.3に示される破壊条件と図-3.10に示すような対応関係を持つことになる。この章で対象とするのは、低飽和度状態の不飽和土である。このとき、バルク応力 $\sigma_b = 0$ かつメニスカス応力 $\sigma_m = \sigma_0$ と考えられるので、図-3.10(c)の状態に対応する。この場合、Modified ISMPの方向余弦 \tilde{a}_i はSMPの方向余弦 a_i と一致し、応力パラメーター \tilde{t}_N 、 \tilde{t}_s は次式で与えられる。

$$\tilde{t}_N = t_N = t_1 a_1 + t_2 a_2 + t_3 a_3 \quad (3.18)$$

$$\tilde{t}_s = t_s = \sqrt{(t_1 a_2 - t_2 a_1)^2 + (t_2 a_1 - t_1 a_2)^2 + (t_3 a_1 - t_1 a_3)^2} \quad (3.19)$$

そして、式(3.17)で示されるベクトル $\tilde{O}N$ の Modified ISMP に対する垂直方向成分とせん断方向成分の比 \tilde{R} は次式で与えられることになる。

$$\tilde{R} = \frac{t_s}{t_N + \sigma_0} \quad (3.20)$$

b) Modified ISMP に基づくひずみに関するパラメーター

中井は、 t_{ij} モデル⁶⁰⁾においてひずみに関するパラメーターとして、次式で与えられる主ひずみ増分ベクトルのSMPに対する垂直方向成分 $d\epsilon_{SMP}^*$ および水平方向成分 $d\gamma_{SMP}^*$ を提案している (図-3.6(b)参照)。

$$d\epsilon_{SMP}^* = d\epsilon_1 a_1 + d\epsilon_2 a_2 + d\epsilon_3 a_3 \quad (3.21)$$

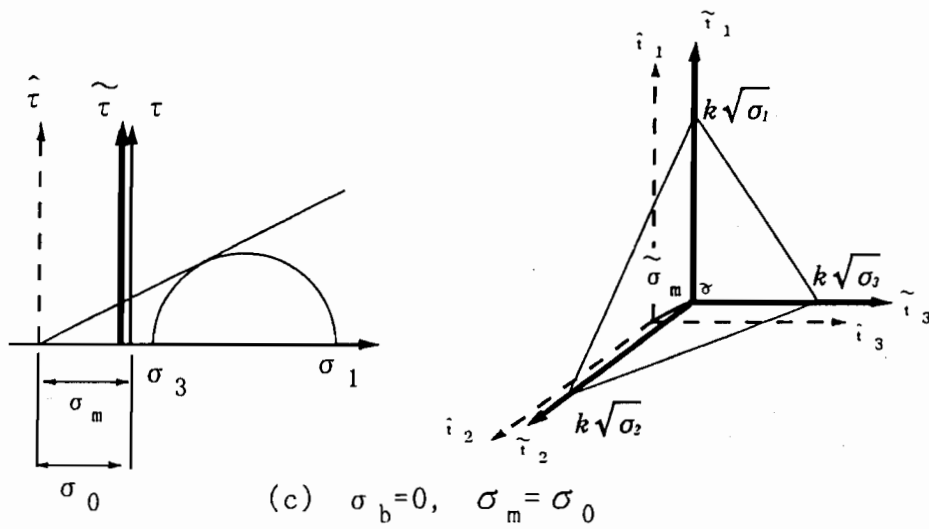
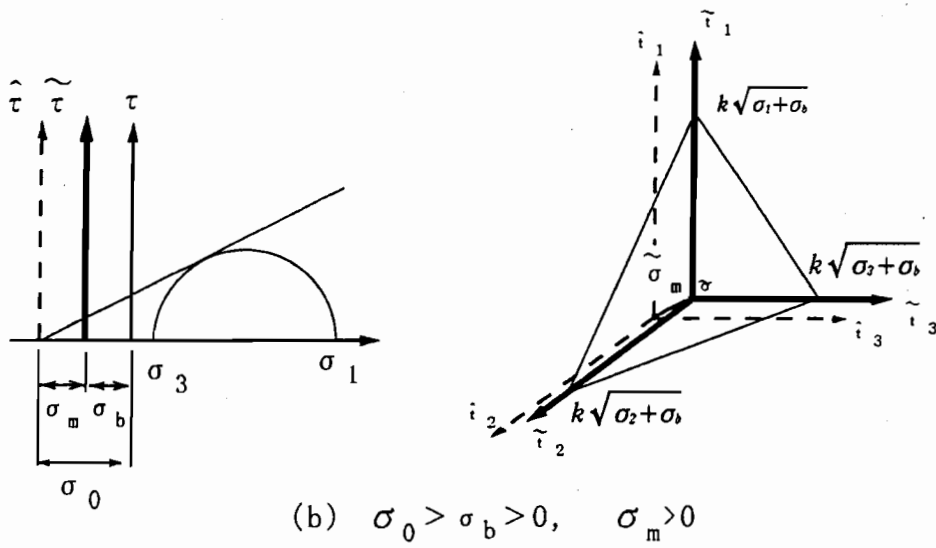
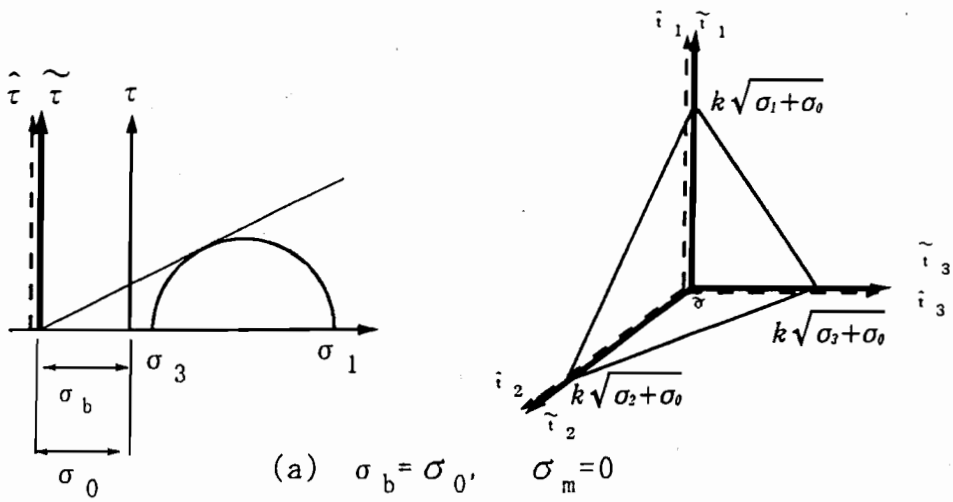


図-3.10 破壊条件と応力空間の関係

$$d\gamma_{SMP}^* = \sqrt{(d\epsilon_1 a_2 - d\epsilon_2 a_1)^2 + (d\epsilon_2 a_3 - d\epsilon_3 a_2)^2 + (d\epsilon_3 a_1 - d\epsilon_1 a_3)^2} \quad (3.22)$$

ここに、 $d\epsilon_i$: 主ひずみ増分ベクトルの成分 ($i=1,2,3$)、

a_i : SMPの方向余弦 ($i=1,2,3$)。

ここでは t_{ij} モデルを不飽和土へ拡張するために、次式で与えられる主ひずみ増分ベクトルのModified ISMPに対する垂直方向成分 $d\tilde{\epsilon}_{SMP}^*$ および水平方向成分 $d\tilde{\gamma}_{SMP}^*$ を提案する (図-3.8(b)参照)。

$$d\tilde{\epsilon}_{SMP}^* = d\epsilon_1 \tilde{a}_1 + d\epsilon_2 \tilde{a}_2 + d\epsilon_3 \tilde{a}_3 \quad (3.23)$$

$$d\tilde{\gamma}_{SMP}^* = \sqrt{(d\epsilon_1 \tilde{a}_2 - d\epsilon_2 \tilde{a}_1)^2 + (d\epsilon_2 \tilde{a}_3 - d\epsilon_3 \tilde{a}_2)^2 + (d\epsilon_3 \tilde{a}_1 - d\epsilon_1 \tilde{a}_3)^2} \quad (3.24)$$

ここに、 $d\epsilon_i$: 主ひずみ増分ベクトルの成分 ($i=1,2,3$)、

\tilde{a}_i : Modified ISMPの方向余弦 ($i=1,2,3$)。

この章で対象とするのは前述のように低飽和度状態の不飽和土であるので、バルク応力 $\sigma_b = 0$ かつメニスカス応力 $\sigma_m = \sigma_0$ と考えられる。この時、Modified ISMPの方向余弦 \tilde{a}_i はSMPの方向余弦 a_i と一致し、式(3.23)および式(3.24)で与えられるひずみパラメータ $d\tilde{\epsilon}_{SMP}^*$ および $d\tilde{\gamma}_{SMP}^*$ は、式(3.21)および式(3.22)で与えられるひずみパラメータ $d\epsilon_{SMP}^*$ および $d\gamma_{SMP}^*$ に一致する。

c) Modified ISMPに基づくストレス・ダイレイタンスー関係

図-3.11は、次節で示されているサクションおよび平均主応力一定試験の結果を換算垂直応力ごとに整理したものである。試験は低飽和度状態の不飽和土を用いて行われている。この時、換算垂直応力 σ_0 の成分はメニスカス応力成分のみとなり、バルク応力成分は存在しないものと考えられる。各図の縦軸は図-3.9で示されるベクトル $\tilde{O}N$ のModified ISMPに対する垂直およびせん断方向成分の比 \tilde{R} である。

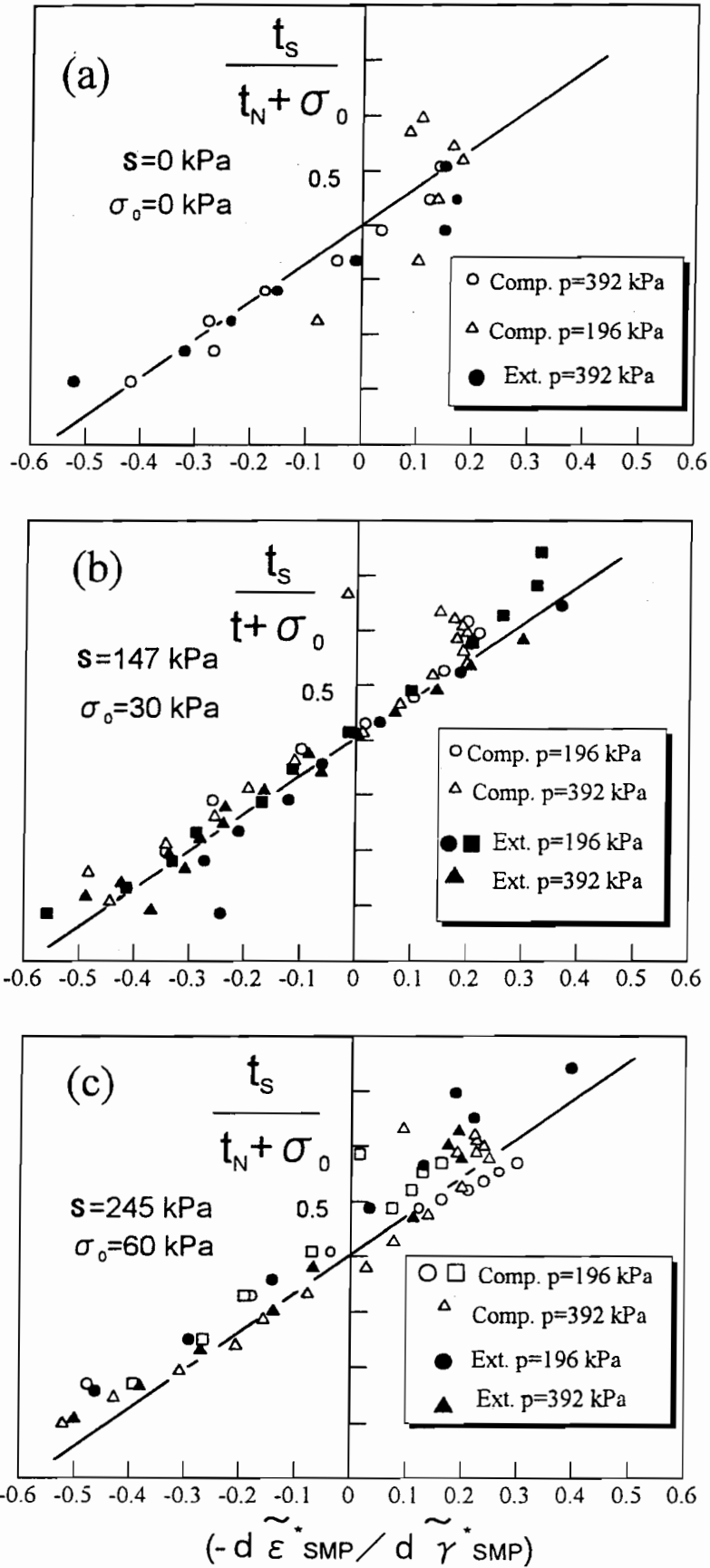


図-3.11 Modified ISMP に基づくパラメーターによる整理結果

また各図の横軸は、主ひずみ増分ベクトルのModified ISMPに対する垂直成分 $d\tilde{\epsilon}_{SMP}^*$ ($=d\epsilon_{SMP}^*$) および水平成分 $d\tilde{\gamma}_{SMP}^*$ ($=d\gamma_{SMP}^*$) の比である。よって、図-3.11の整理結果は図-3.10(c)の状況と対応しており、Modified ISMPに基づくストレス・ダイレイタンシー関係を示している。なお、図中の実線は縦軸切片0.4、傾き0.7の直線であり、次式により与えられる。

$$\frac{t_s}{t_N + \sigma_0} = \tilde{\mu} + \tilde{\alpha} \left(-\frac{d\epsilon_{SMP}^*}{d\gamma_{SMP}^*} \right) \quad (3.25)$$

ここに、 $\tilde{\mu}, \tilde{\alpha} : (t_s / (t_N + \sigma_0)) \sim (-d\epsilon_{SMP}^* / d\gamma_{SMP}^*)$ の関係の縦軸切片と傾き。

図-3.11においてModified ISMPに基づく整理結果は実線付近に分布しており、せん断時の応力条件にかかわらずユニークな関係が得られることがわかる。

図-3.12は、同じデータを松岡・孫が提案している整理方法⁵⁶⁾によりプロットした結果を示している。各図中の実線は、傾きが一定で縦軸切片の大きさが異なる実線である。整理結果は直線付近に分布しており、松岡・孫が提案している整理方法では縦軸切片の大きさは換算垂直応力が大きくなると増加する傾向を示している。

松岡・孫の整理方法の考え方は、図-3.10(a)に示す状態に対応している。よって、その整理結果は $\sigma_b = \sigma_0$ ($\sigma_n = 0$) の場合のModified ISMP (松岡・孫はこの面を『Extended SMP』と呼んでいる) に基づくストレス・ダイレイタンシー関係を表していると考えられる。この時、図-3.12に示されるようにストレス・ダイレイタンシー関係における物理摩擦的成分である縦軸切片が、換算垂直応力の大きさにより変化していることになる。不飽和土の換算垂直応力はサクションによる粒子間力により生じている。そして、換算垂直応力が変化しても土粒子の物理摩擦特性は本質的には変化しないと考えられる。このため、松岡・孫の整理方法は、低飽和度状態の不飽和土には適さないものと考えられる。

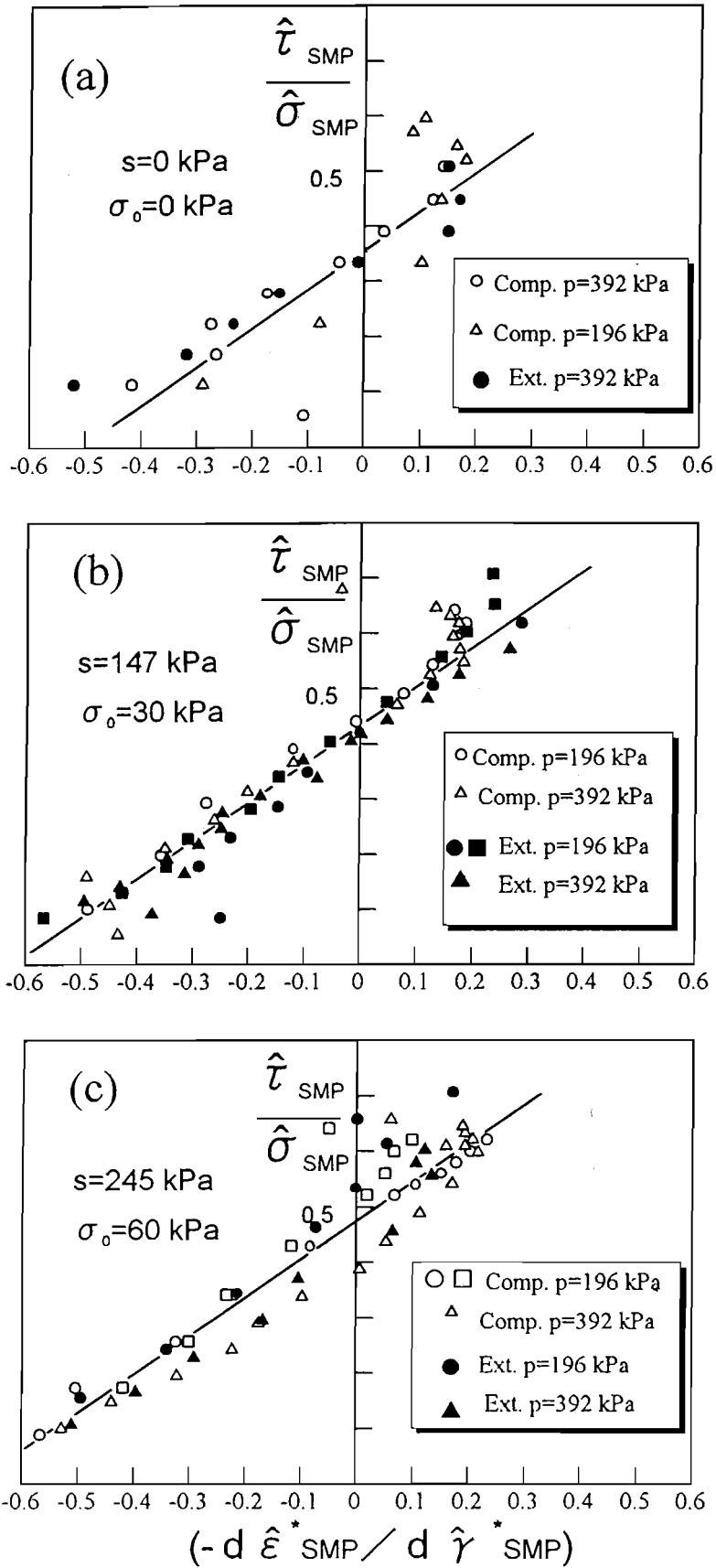


図-3.12 Extended SMP に基づくパラメーターによる整理結果

d) 等方応力面上の降伏線

軽部ら³⁶⁾はサクシヨン一定条件下での不飽和土の三軸圧縮試験を行い、それから得られるダイレイタンシー補正した破壊強度 q_f' による破壊線からサクシヨン応力 $f(s)$ を定義している (図-3.13)。そして、サクシヨン一定条件下での圧縮時の間隙比 e は、サクシヨン応力 $f(s)$ と平均主応力 p により次式で示されるとしている。

$$e = e_0 - C_c \log \frac{p + f(s)}{p_0 + f(s)} \quad (3.26)$$

ここで、
 e : 間隙比、
 e_0 : 基準応力での間隙比、
 C_c : 圧縮指数、
 $f(s)$: サクシヨン応力、
 p_0 : 基準応力。

さらに、サクシヨン s とサクシヨン応力 $f(s)$ の関係が、図-3.14に示すような放物線で近似できるものとしている。一方、過去の試験結果⁴²⁾に基づくサクシヨンと換算垂直応力の関係では、図-3.15に見られるように、原点を通る直線付近にデータがプロットされる。データ数が少ないためこの関係が図-3.14に示すような放物線近似で表されるかどうかは明らかではない。しかし、換算垂直応力 σ_0 とサクシヨン応力 $f(s)$ は、ともにサクシヨン一定条件下の破壊強度線の切片に基づき定義されることを考慮すれば、本質的に近いものであると考えられる。そこで式(3.26)の関係から低飽和度の不飽和土に対して次式の関係を仮定する。

$$e = e_0 - C_c \log \frac{p + \sigma_0}{p_0 + \sigma_0} \quad (3.27)$$

式(3.27)は $\log(p + \sigma_0)$ を用いて等方圧縮時の間隙比を整理した場合、サクシヨ

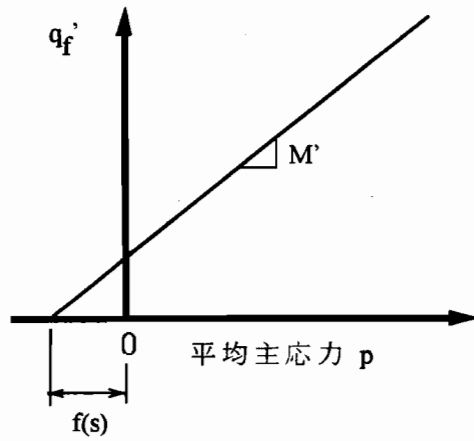


図-3.13 軽部によるサクシヨン応力 $f(s)$ の定義

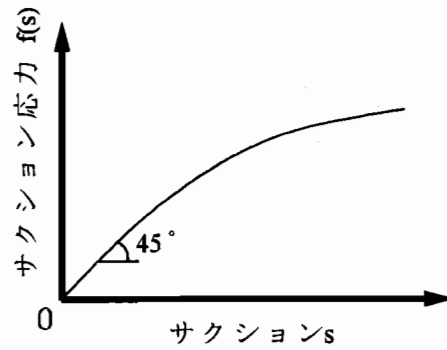


図-3.14 サクシヨンとサクシヨン応力の関係

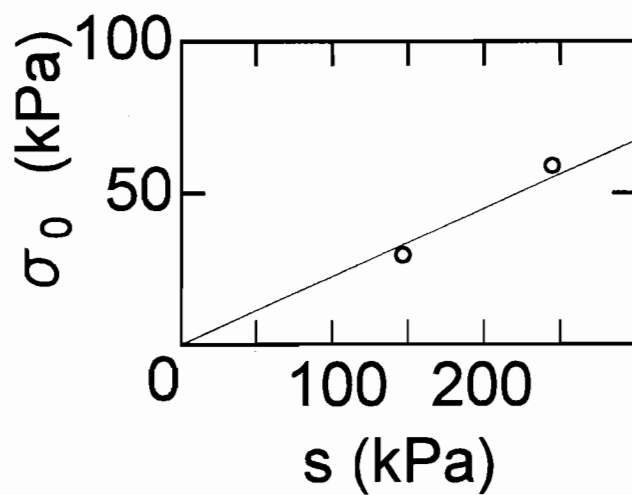


図-3.15 ボンド応力～サクシヨン関係の実測例

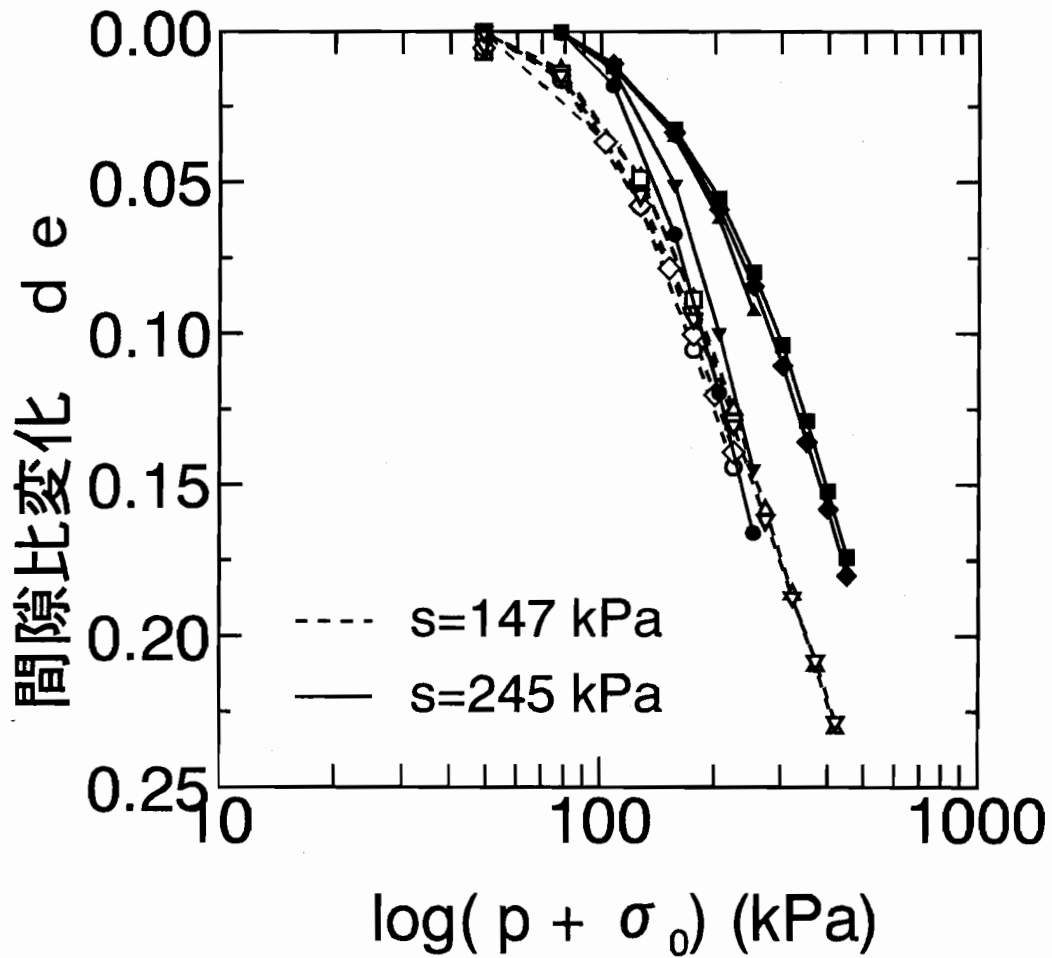


図-3.16 サクション一定条件下での等方圧縮試験結果

ンの大きさにかかわらず圧縮曲線の傾きは一定となることを意味している。

図-3.16は過去に行われた締固めカオリン粘土試料を用いたサクション一定の等方圧縮時の間隙比変化⁴²⁾を $\log(p + \sigma_0)$ により整理したものである。圧縮曲線の傾きはサクションの大きさにかかわらず一定となる傾向を示している。

さらに等方圧縮時には $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ であるので、式(3.7)で示されるModified ISMPの方向余弦は次式で与えられる。

$$\tilde{a}_1 = \tilde{a}_2 = \tilde{a}_3 = \frac{1}{\sqrt{3}} \quad (3.28)$$

式 (3.18) 、式(3.28) の関係から、低飽和度状態の不飽和土に対しては修正応力テンソル \tilde{t}_{ij} の主値によるベクトル \tilde{t}_i のModified ISMP に対する垂直成分 \tilde{t}_N に関して次式が成立する。

$$\tilde{t}_N = t_N = p \quad (3.29)$$

ここに、 t_N : 中井による t_{ij} モデルにおいて定義されている、修正応力ベクトル t_i のSMPに対する垂直成分。

このため、式(3.27)の関係は次式のように表される。

$$e = e_0 - C_c \log \frac{t_N + \sigma_0}{t_{N0} + \sigma_0} \quad (3.30)$$

ここに、 t_{N0} : 基準となる t_N 。

ここで、圧縮時の除荷曲線の傾きがサクシヨンの大きさにかかわらず一定であると仮定すると、式(3.30)より等方圧縮時の塑性体積ひずみ $\epsilon_v^{p(IC)}$ は次式で与えられる。

$$\epsilon_v^{p(IC)} = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{t_N + \sigma_0}{t_{N0} + \sigma_0} \quad (3.31)$$

ここで、 λ 、 κ : サクシヨン一定条件下での圧縮時および除荷時の圧縮曲線の傾き。

式(3.31)に基づくと、サクシヨン一定条件下において塑性体積ひずみ増分 $d\epsilon_v^{p(IC)}$ は次式で与えられる。

$$d\epsilon_v^{p(IC)} = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \frac{d(t_N + \sigma_0)}{t_N + \sigma_0} \quad (3.32)$$

中井⁶⁰⁾は次式で示すSMPに基づく塑性仕事相当量 W^{*p} の概念を導入し、 ϕ 材料の挙動を表現できる構成式を提案している。

$$W^{*p} = \int t_{ij} d\epsilon_{ij}^p = \int (t_N d\epsilon_{SMP}^{*p} + t_s d\gamma_{SMP}^{*p}) \quad (3.33)$$

ここで、 $t_{ij} = \sigma_{ik} a_{kj}$ 、

σ_{ik} : 有効応力テンソル、

a_{kj} : SMPの方向余弦 a_i を主値とする対称テンソル、

$d\epsilon_{ij}^p$: 塑性ひずみテンソル。

式 (3.33) は等方応力状態において次式となる。

$$W^{*p} = \int t_N d\epsilon_{SMP}^{*p} \quad (3.34)$$

等方応力状態においては、SMPに対する塑性主ひずみ増分ベクトル $d\epsilon_i^p$ の垂直成分 $d\epsilon_{SMP}^{*p}$ と式(3.32)の塑性体積ひずみ増分 $d\epsilon_V^{p(IC)}$ の関係は次式で示される。

$$d\epsilon_{SMP}^{*p} = \frac{1}{\sqrt{3}} d\epsilon_V^{p(IC)} \quad (3.35)$$

ここで、中井による塑性仕事相当量 W^{*p} の考え方をもとに、次式で示される Modified ISMPにもとづく塑性仕事相当量 \tilde{W}^{*p} を定義する。

$$\begin{aligned} \tilde{W}^{*p} &= \int \tilde{t}_{ij} d\tilde{\epsilon}_{ij}^{*p} \\ &= \int (\tilde{t}_N d\tilde{\epsilon}_{ij}^{*p} + \tilde{t}_s d\tilde{\gamma}_{SMP}^{*p}) \end{aligned} \quad (3.36)$$

式 (3.36) は、等方応力状態では次式となる。

$$\tilde{W}^{*p} = \int \tilde{t}_N d\tilde{\epsilon}_{SMP}^{*p} \quad (3.37)$$

また等方応力状態では、Modified ISMPに対する主ひずみ増分ベクトルの垂直成分 $d\tilde{\epsilon}_{SMP}^*$ は次式で示される。

$$d\tilde{\epsilon}_{SMP}^* = \frac{1}{\sqrt{3}} d\epsilon_v^{(IC)} \quad (3.38)$$

式(3.32)、(3.38)を式(3.37)に代入すると、

$$\begin{aligned} \tilde{W}^{*P} &= \int_{t_N} \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \frac{d(t_N + \sigma_0)}{t_{N0} + \sigma_0} \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \int_{t_N} \frac{d(t_N + \sigma_0)}{t_{N0} + \sigma_0} \\ &= \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \int \left[1 - \frac{t_N}{t_{N0} + \sigma_0} \right] d(t_N + \sigma_0) \end{aligned} \quad (3.39)$$

ここで、 $t_N = t_{N0}$ から $t_N = t_{N1}$ まで等方圧縮したとすると次式が得られる。

$$\tilde{W}^{*P} = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \left\{ t_{N1} - t_{N0} - \sigma_0 \log \frac{t_{N1} + \sigma_0}{t_{N0} + \sigma_0} \right\} \quad (3.40)$$

式(3.40)は $\sigma_0 \sim t_N$ 面上の等 \tilde{W}^{*P} 線を示すことになる。図-3.17は、その曲線群 (σ_0 について解けないので、近似値を使用) の例を示している。この等 \tilde{W}^{*P} 線は、換算垂直応力 σ_0 の増加による剛性の増加を示していると考えられる。すなわち、土塊に対して同じ仕事 \tilde{W}^{*P} をするためには、必要な応力 (t_N) が換算垂直応力 σ_0 の増加にともない大きくなる。この等 \tilde{W}^{*P} 線を等方応力面上の降伏線とする。

e) サクシヨン一定条件下でのせん断時の降伏曲線

サクシヨンおよび平均主応力一定条件下における三軸圧縮・伸張せん断試験結果より、図-3.11に示すようにModified ISMP上の応力比 ($t_s / (t_N + \sigma_0)$) とひずみ相当量の増分比 ($-d\epsilon_{SMP}^* / d\gamma_{SMP}^*$) の関係は次の直線関係で示される。

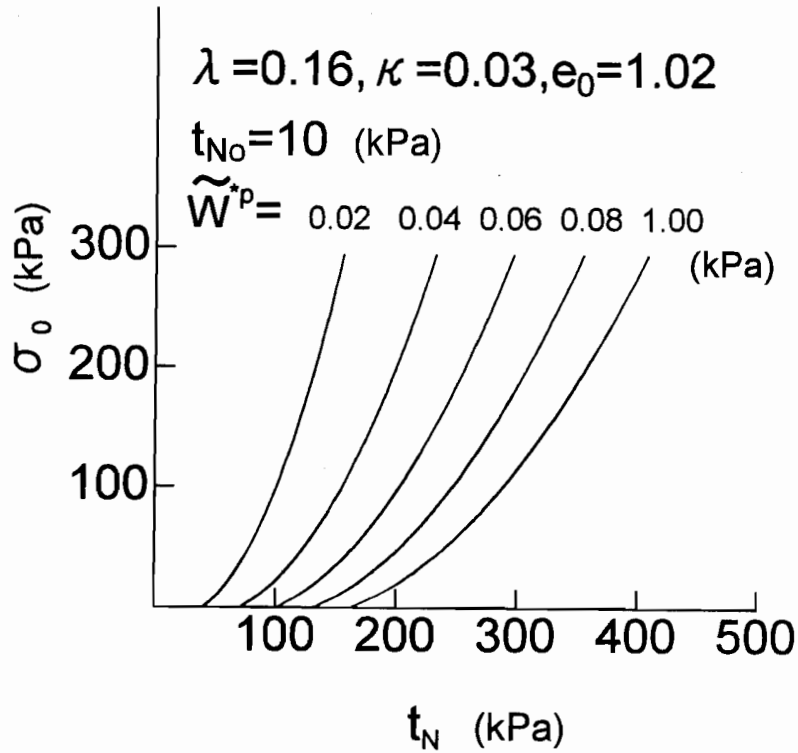


図-3.17 等塑性仕事相当量線の計算例

$$\frac{t_s}{t_N + \sigma_0} = \tilde{\mu} + \tilde{\alpha} \left(- \frac{d\varepsilon_{SMP}^*}{d\gamma_{SMP}^*} \right) \quad (\text{bis } 3.24)$$

ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}$ を次式で示されるように弾性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^e$ と塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^p$ に分けて考える⁶⁰⁾。

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad (3.41)$$

さらに次式に示されるように、塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^p$ は等方応力による塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^{p(IC)}$ と、等方応力による塑性ひずみ増分を除いて得られる塑性ひずみ増分 $d\varepsilon_{ij}^{p(AF)}$ とに分けられるものとする。

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^{p(IC)} + d\varepsilon_{ij}^{p(AF)} \quad (3.42)$$

そして、平均主応力一定条件下で生じる弾性ひずみ増分を除いても式(3.25)の直線関係に対する影響は少ないものと考え、次式の関係が得られる。

$$\frac{t_s}{t_N + \sigma_0} = \tilde{\mu} + \tilde{\alpha} \left(- \frac{d\epsilon_{SMP}^{*p(AF)}}{d\gamma_{SMP}^{*p(AF)}} \right) \quad (3.43)$$

ここで、 t_s と $d\gamma_{SMP}^{*p(AF)}$ の方向が一致すると仮定し、直交則を適用すると塑性ポテンシャル関数 g が得られる。さらに関連流動則を仮定すると、降伏関数 f は次式で与えられる。

$$f = g = \log(t_N + \sigma_0) + \frac{\tilde{\alpha}}{1 - \tilde{\alpha}} \log \left(1 - \frac{1 - \tilde{\alpha}}{\tilde{\mu}} \frac{t_s}{t_N + \sigma_0} \right) - \log(t_{N1} + \sigma_0) = 0 \quad (3.44)$$

f) 提案モデルにおける降伏曲面および流れ則について

式(3.40)および式(3.44)で与えられる降伏曲線に基づいて、図-3.18に示されるような $t_N \sim t_s \sim \sigma_0$ 空間において定義される塑性仕事相当量 \tilde{W}^{*p} 一定の曲面を考える。提案モデルにおいては、式(3.42)に示す塑性ひずみ増分に関する2つの成分について、次に述べるような流れ則を採用する。

まず、サクシヨン一定条件下に適用される式(3.31)がサクシヨン変化時にも適用されるものと仮定する。すると、等方応力による塑性ひずみ増分 $d\epsilon_{ij}^{p(IC)}$ は次式で与えられる。

$$d\epsilon_{ij}^{p(IC)} = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \left\{ \frac{dt_N}{t_N + \sigma_0} + \left(\frac{1}{t_N + \sigma_0} - \frac{1}{t_{N0} + \sigma_0} \right) \langle d\sigma_0 \rangle \right\} \quad (3.45)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし、} \langle d\sigma_0 \rangle &= d\sigma_0 \quad (d\sigma_0 < 0 \text{ の時}) \\ &= 0 \quad (d\sigma_0 \geq 0 \text{ の時}) \end{aligned}$$

また、等方応力による塑性ひずみ増分を除いて得られる塑性ひずみ増分

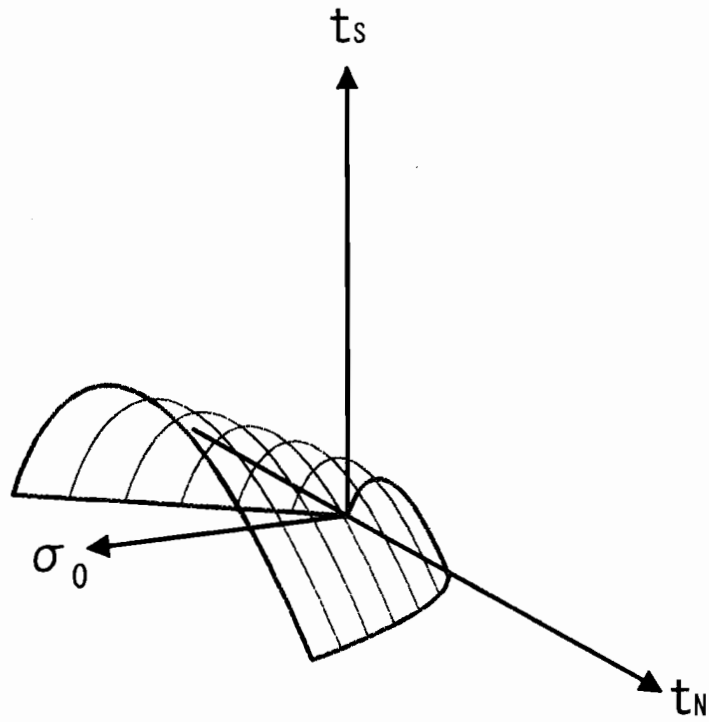


図-3.18 提案された応力空間における降伏曲面

$d\epsilon_{ij}^{p(AF)}$ は、次式で与えられるものとする。

$$d\epsilon_{ij}^{p(AF)} = \Lambda \frac{\partial f}{\partial t_{ij}} \quad (3.46)$$

ここに Λ は正のスカラーであり、式(3.44)で示される降伏関数 f の $d\sigma_0=0$ 条件のもとでの後続の負荷条件により決定されるものとする。

3. 3 不飽和粘性土のサクシオン一定条件下における変形・強度特性

本節は、3.2節で述べた変形に関する構成モデルを検証するために行った、締固めた粘性土を用いた三軸圧縮・三軸伸張せん断試験結果について示している。以下に、実験装置・方法、等方圧縮過程およびせん断過程における結果とその考察について述べる。

(1) 実験装置および実験方法

a) 試料および供試体作製方法

不飽和土の実験においてサクシオンの効果を定量的に把握するためには、試料は粒径が小さく粘性の少ないものが望ましい。この点を考慮して、本実験では土粒子の密度 $\rho_s = 2.71 \text{g/cm}^3$ 、液性限界 $w_L = 40\%$ 、塑性指数 $I_p = 12.3$ の物理的性質を有する低塑性な粉末粘土を用いた。この試料の粒径加積曲線を図-3.19に示す。

約10個の供試体作製に必要な量の気乾試料（約1.5kg）を大型トレイの上に薄く散布し、目標含水比26%とするのに必要な水を霧吹きで徐々に吹き付けながら試料を攪拌した。加える水は薬剤用純水を使用した。気乾状態の試料に加湿しながら攪拌すると、塊状の固まりができ始める。この塊状となった試料は砕いて粉状としながら加湿し、試料中の含水比分布ができるだけ均一になるように注意した。このようにして含水比調整された試料をビニール袋に入れて密閉し、恒温室（室温20°C）内の保管用密閉容器の中に保存した。そして、供試体作製時に必要量（150g）を取り出して使用した。なお試料は最初の含水比調整を行った翌日に再び含水比を測定し、目標値よりも含水比が低い場合は再び同じ方法で含水比調整を行った。

含水比調整した試料を、写真-3.1に示す突き棒（断面積 2cm^2 ）と四割りモールドを用いて締固めて、直径3.5cm、高さ約10cmの円柱供試体を作製した。そして、両端面をマイターボックスおよびカッターナイフを用いて成形して高さ8cmの供試

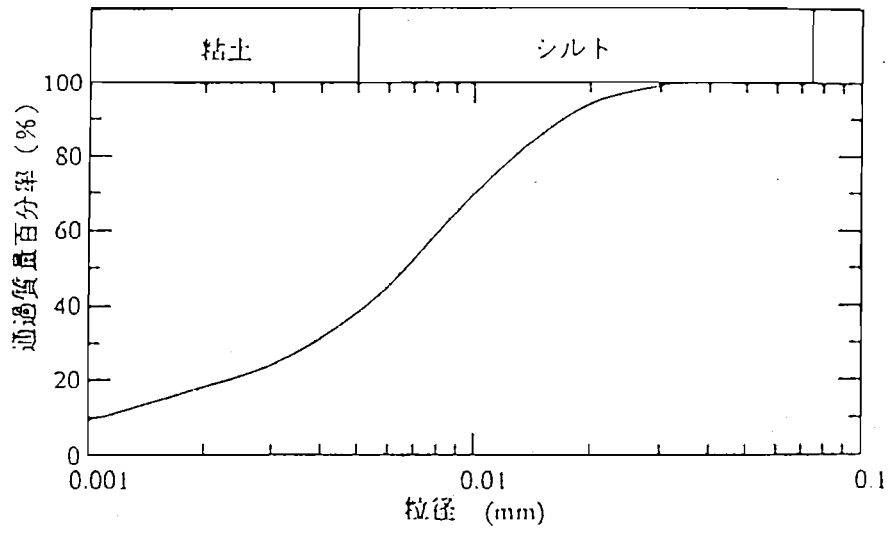


図-3.19 実験に用いた試料の粒径加積曲線

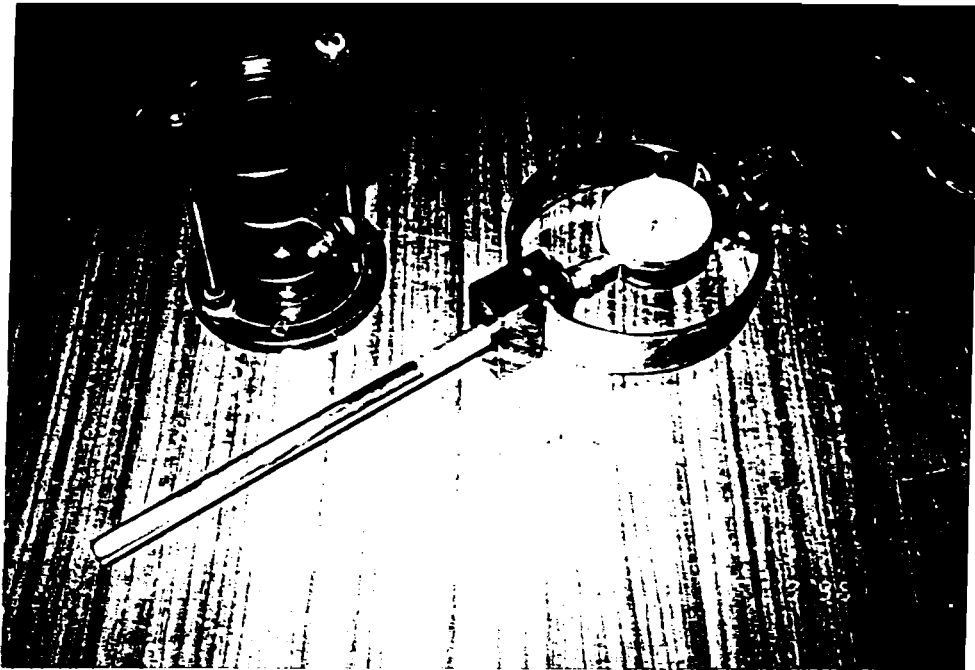


写真-3.1 試料締め固め用の突き固め棒と四つ割モールド

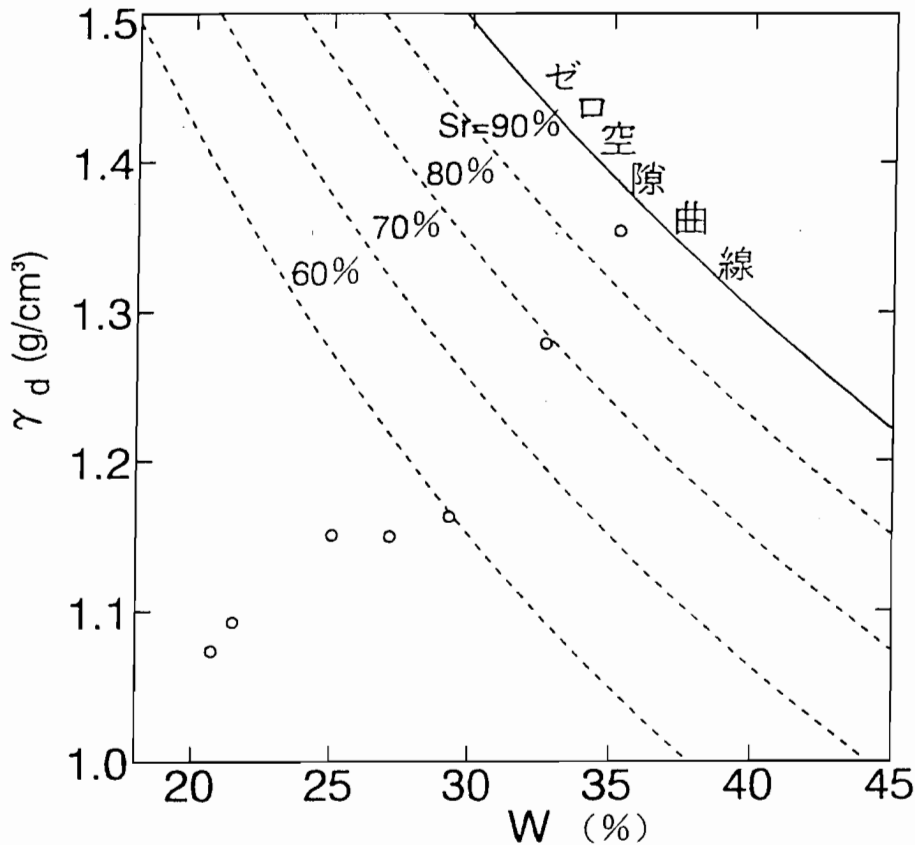


図-3.20 供試体作製方法による締固め試験結果

体とした。なお、締固め前に厚さ0.03mmのラテックスメンブレンの上下端を折り曲げてモールド内面に巻き付けておき、試料がモールド内面に付着するのを防いだ。このメンブレンはモールド脱型時には試料を包んだ状態になっているが、端面成形前に切断した後に取り除いた。

締固めは5層に分けて行い、1層目では約40g、2層から5層目では約25gの試料をモールド内に投入して、各層15回ずつ一定の力（締固め応力=314kPa）を加えて締固めた。各層15回の突き棒の締固め位置は、試料断面に一様に締固め応力が与えられるように注意した。このように締固め時の試料の含水比と締固め方法を一定にすることにより、供試体作製時の諸元（空隙比、飽和度）のばらつきが少なくなるように工夫した。なお、同じ試料を用い同様な締固め方法で作製された供試体は、過去の研究³⁶⁾から異方性が少ないことが確認されている。以上の供試体作製の作業は、恒温室（20° c）内で行われた。図-3.20は、この方法による締固め試験結果

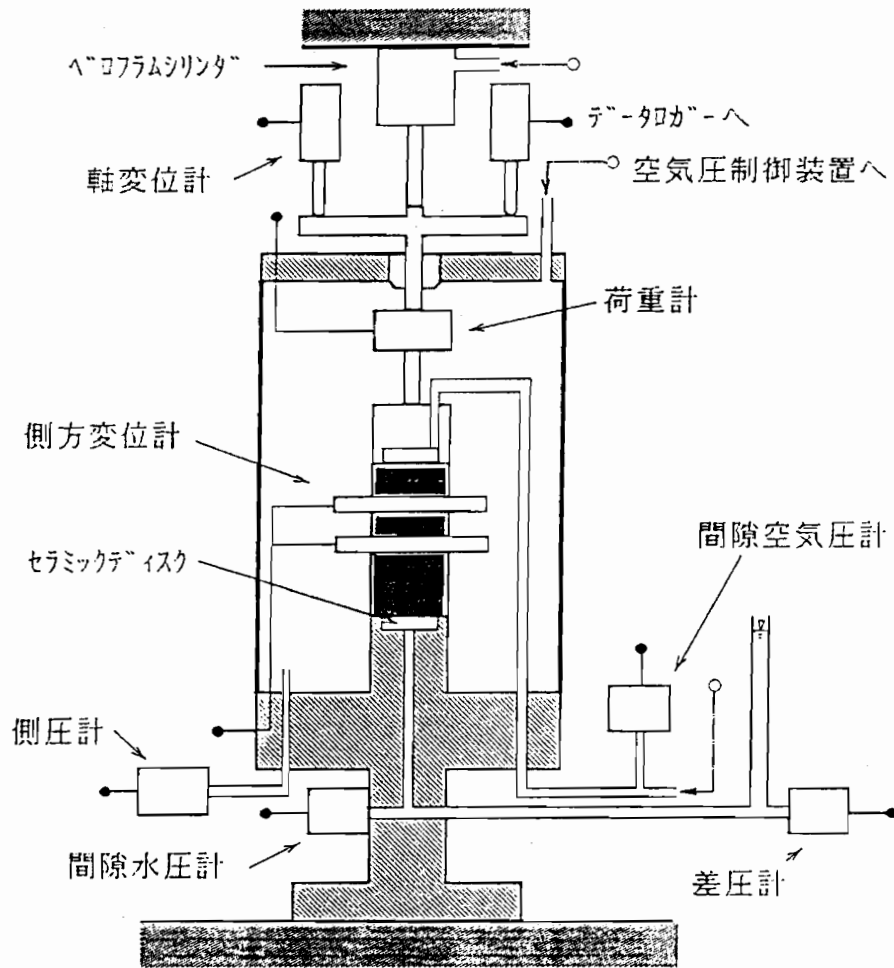


図-3.21 不飽和土用三軸セルの概要

を示している。図中に示したゼロ空気間隙曲線から推測すると、最適含水比は35%程度となることがわかる。

b) 実験装置および実験方法

実験に用いた不飽和土用三軸セルの概要を図-3.21に示す。また、図-3.22は実験に使用した三軸試験装置の概要を示している。本章および第4章における三軸試験では図-3.21に示す载荷キャップとピストンが剛結されたセルを用いた。また、第5章における三軸試験では図-3.22中に示される载荷キャップとピストンが剛結されていないセルを用いた。

不飽和土用三軸セルは、ポーラスストーンの代わりに A. E. V. が275 kPaのセラ

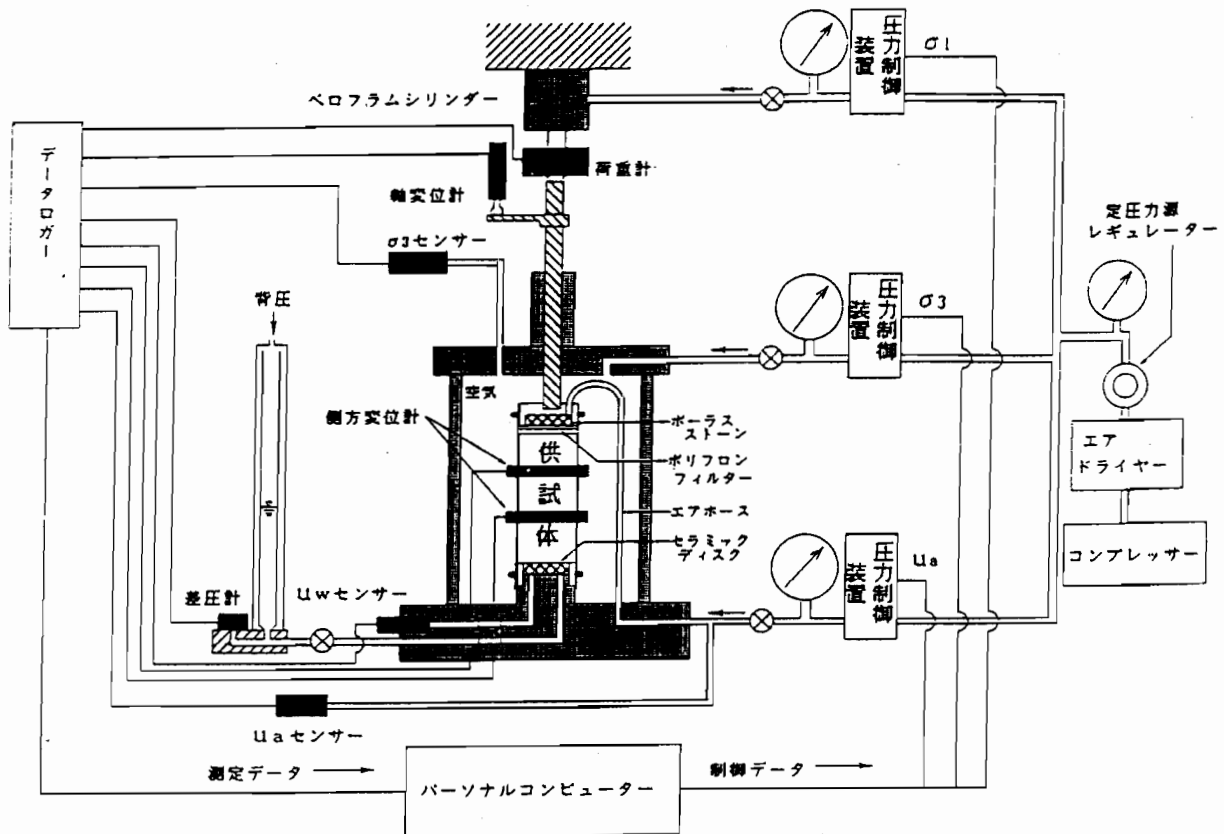


図-3.22 不飽和土用三軸試験装置の概要

ミックディスクをペデスタルに埋め込んでいる。この A. E. V. とは、飽和したセラミックディスクの細孔に存在するメニスカスが、空気圧による細孔内への空気の侵入に抵抗する場合の最大空気圧を意味している。このため、空気圧の大きさが A. E. V. 以下の場合、空気が細孔内に侵入するのをメニスカスが防ぐ働きをする。よって、水は細孔内に侵入できるが空気は侵入できないため、空気と水の分離が可能となる。

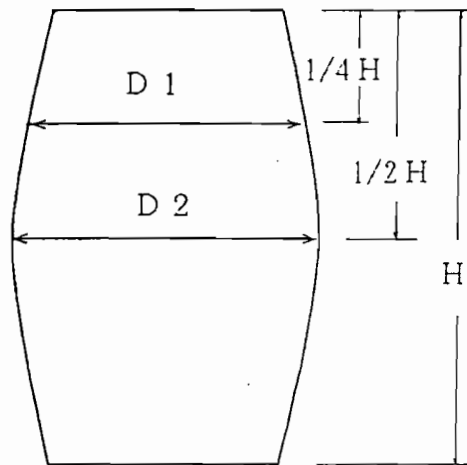
セル内に設置した供試体の間隙水圧はセラミックディスクを通じて大気圧に解放され、間隙空気圧は载荷キャップに接続したチューブを通して一定空気圧を与えることにより制御される。これにより一定のサクション（間隙空気圧と間隙水圧の圧力差）を供試体に与えることが可能となる。そして、供試体に与えられた軸力をロ

ードセルにより測定し、側圧はセル圧をひずみゲージ式圧力変換器により測定して求めた。供試体高さはピストンを通してセル外部のLDT（ひずみゲージ式変位変換器）により測定した。また、供試体からの吸排水量は排水経路を通してビュレットの液面高さの変化として現れるが、そのときの液面高さ大気圧との差圧をビュレットに接続された微差圧計により測定し、供試体への吸排水量を求めた。

なお、不飽和土の実験で問題となる供試体の体積変化を、本試験装置では側方変位計（写真-3.2）を用いて測定している。その測定方法は、側方変位計により供試体直径 D_1 、 D_2 を測定し、その測定値をもとに供試体の変形形状を2次放物線で近似して供試体体積を求めるものである。なお、側方変位計の取り付け位置としては供試体高さの1/4と1/2の点（本章および第4章における三軸試験の場合）、または供試体高さの1/3と2/3の点（第5章における三軸試験の場合）に取り付けた。図-3.23は供試体高さの1/4と1/2の点に側方変位計を取り付けた場合の体積近似方法の概要を示している。堤⁷⁰⁾は、側方変位計を用いた同様な供試体体積の近似方法について、飽和砂の三軸圧縮試験によりその精度を確認している。

実験時の測定データはデータロガーを通じてパソコン内に自動的に収録された。また、軸力を与えるペロフラムへの供給圧、セル内部に与える側圧、供試体に与える間隙空気圧のそれぞれをパソコンに接続した電空レギュレーターにより与えた。そして、供試体に変形しても常に所定の応力が与えられるように、電空レギュレーターの供給圧力をパソコンにより自動制御した。

実験前には毎回ペDESTAL部を取り外して純水を満たしたデシケーター内に入れ、12時間以上脱気してペDESTALに取り付けられたセラミックディスクを飽和した。そして、ビュレットからペDESTALまでの排水経路を脱気水により飽和した後、ペDESTAL部を三軸下盤へ取り付けた。この後、排水バルブを閉じた状態でセラミックディスク上面をティッシュペーパーで拭いて浮き水を除き、排水経路に接続した間隙水圧計により29 kPaの負圧が発生するのを確認した（この作業はセラミックディスクの飽和状態が充分であることを確認するために行った）。この後、作製した



二次放物線近似

図-3.23 側方変位計による測定値を用いた供試体体積の近似方法

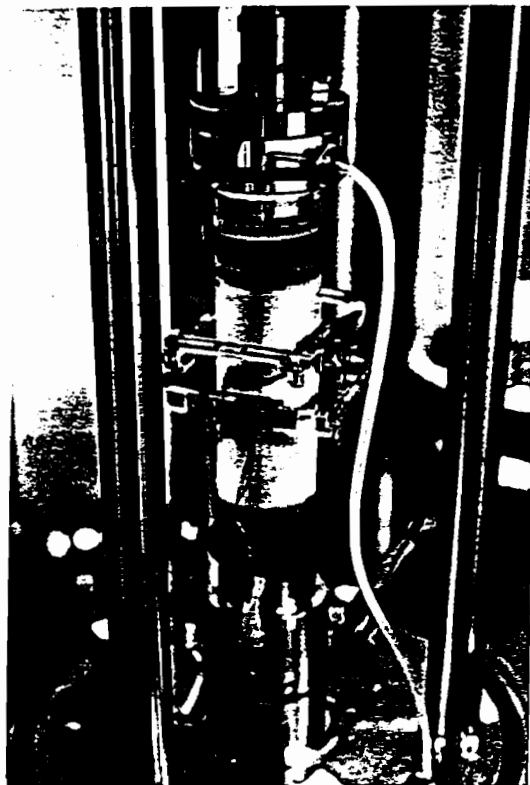


写真-3.2 側方変位計の供試体への取付け状況

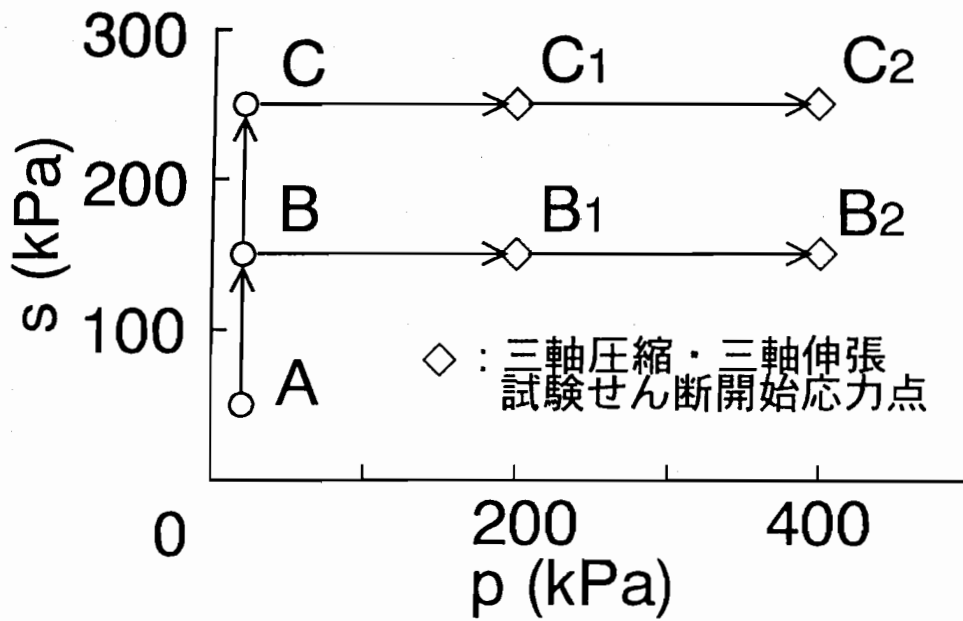


図-3.24 三軸圧縮・伸張試験の等方圧縮過程における応力経路

供試体を設置してセルを組み立て実験を行った。

今回行った三軸圧縮・三軸伸張試験の応力経路を図-3.24に示す。サクシヨン s の載荷過程 (図-3.24 A→B、A→C点の応力経路) の後、平均主応力 p の載荷過程 (図-3.24 B→B1、B→B2、C→C1、C→C2点の各経路) を経て、 p 、 s 一定で三軸圧縮・三軸伸張せん断試験を排水条件で行った。なお、各せん断過程は応力制御法で段階載荷を行い、一段階の載荷時間は8時間とした。このような応力経路で実験を行った場合、1供試体につき約2週間の試験時間を要した。この時、側圧を与えている空気が供試体周りのメンブレンを透気して供試体内を通るため供試体は乾燥する。しかし、その乾燥による水分蒸発量は2%程度であることを実験後の供試体含水比により確認した。

表-3.1 作製時および等方圧縮過程における供試体諸元

サクシオン s (kPa)	応力 条件	せん断時の p (kPa)	記号	供試体作製時			S = 49 kPa 載荷時			サクシオン圧縮終了時			p 圧縮終了時				
				e _s	w _s (%)	Sr _s (%)	e	w(%)	Sr(%)	応力点	e	w(%)	Sr(%)	応力点	e	w(%)	Sr(%)
147	Comp.	196	○	1.338	25.78	52.19	1.335	28.18	57.22	B	1.326	26.28	53.72	B 1	1.182	25.74	59.01
		392	△	1.341	25.73	51.99	1.323	28.21	57.79		1.310	26.35	54.51	B 2	1.079	25.47	63.94
	Ext.	196	●	1.378	26.66	52.43	1.375	29.43	57.99		1.364	27.07	53.81	B 1	1.234	26.38	57.92
		196	■	1.363	26.39	52.48	1.353	29.39	58.88		1.343	27.24	54.95	B 1	1.204	26.98	60.72
		392	▲	1.278	25.16	53.67	1.265	27.11	58.10		1.259	25.52	54.94	B 2	1.031	24.79	65.17
245	Comp.	196	○	1.271	24.94	53.20	1.249	27.01	58.59	C	1.228	24.63	54.36	C 1	1.062	24.07	61.43
		196	□	1.243	25.52	55.65	1.356	29.01	57.98		1.228	25.17	55.53	C 1	1.197	23.60	53.43
		392	△	1.369	25.50	50.47	1.250	29.59	64.16		1.348	26.34	52.96	C 2	1.048	23.95	61.90
	Ext.	196	●	1.256	25.29	54.57	1.252	29.52	63.93		1.231	24.66	54.28	C 1	1.139	23.99	57.09
		392	▲	1.274	25.77	54.84	1.280	29.46	62.38		1.260	24.95	53.65	C 2	1.087	23.86	59.51

(2) 等方圧縮条件下の変形特性

本項は3.2節で述べた不飽和土の変形に関する構成モデルを検証するために行った等方圧縮および三軸圧縮・三軸伸張せん断試験について、等方圧縮過程の実験結果を整理して示したものである。そして、締固めた粘性土供試体のサクシオンによる等方圧縮過程、およびサクシオン一定条件下の平均主応力による等方圧縮過程における変形特性と吸排水挙動について述べている。

a) サクシオンによる等方圧縮過程

図-3.25はサクシオン載荷時の $\log s \sim$ 間隙比変化 (Δe) 関係を示している。図中の実線は $s = 147\text{kPa}$ まで載荷した場合 (図-3.24、A→Bの経路)、破線は $s = 245\text{kPa}$ まで載荷した場合 (図-3.24、A→Cの経路) の結果である。図の縦軸目盛からわかるように間隙比の変化はごく小さい。また、プロットの傾向がほぼ平行となっており、 s 載荷時の間隙比変化には $s = 49\text{kPa}$ 載荷時 (図-3.24中のA点) の間隙比の大きさの影響は少ないものと考えられる。このサクシオン載荷に対し、5.3節に示す $s = 196\text{kPa}$ までのサクシオン履歴を与えた場合の結果と同じように、土塊は弾性的な変形挙動を生じているものと考えられる。この挙動は以下のように説明される。表-3.1に示すA点での各供試体の飽和度は50%程度となっていることか

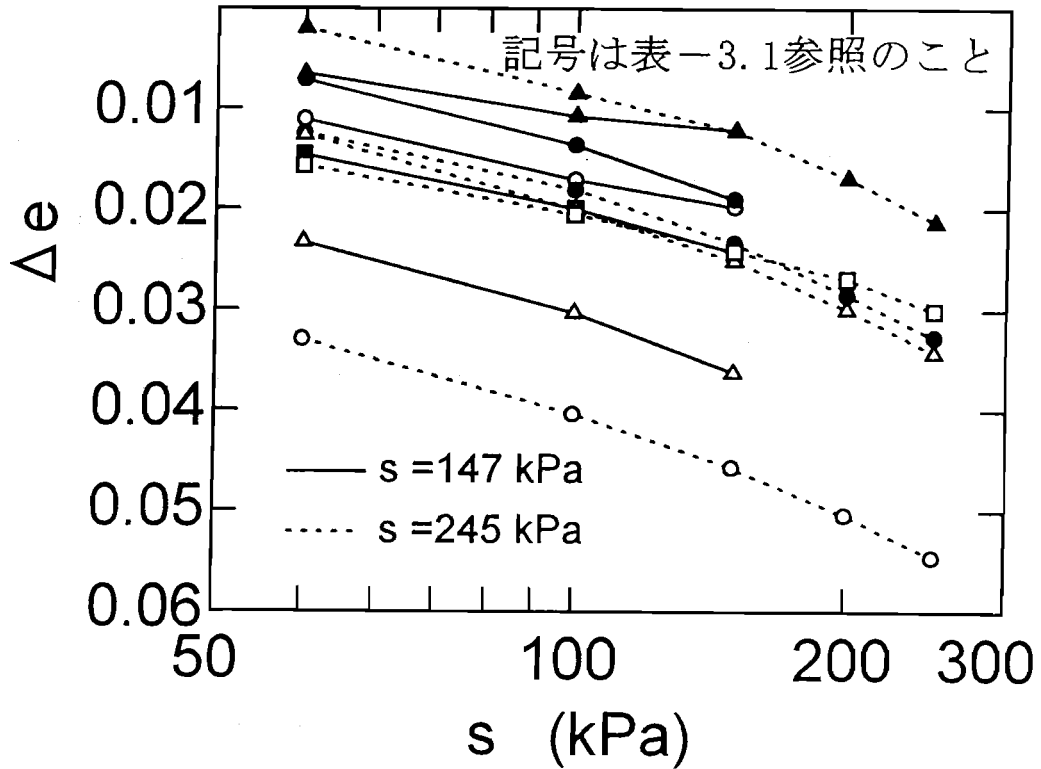


図-3.25 サクシオン載荷過程における $\log s \sim$ 間隙比変化関係

ら、間隙水はメニスカス水が卓越している。このため、サクシオンの増加に対してメニスカス水の減少（排水挙動）とそれに伴う土粒子間の圧縮内力の増加を生じ、粒子接点でのすべりが生じにくい状態となり土塊全体での土骨格構造の弾性変形が生じているものと考えられる。

図-3.26はサクシオン載荷時の $s \sim$ 含水比変化 (Δw) 関係を示している。供試体は $s = 49\text{kPa}$ 載荷時（図-3.24中のA点）には吸水し、つづいて $s = 98\text{kPa}$ を載荷すると排水していることがわかる。 $s = 49\text{kPa}$ 載荷時の吸水挙動には、供試体作製時の初期サクシオンが影響していると考えられる。すなわち、供試体作製時の土粒子接点に存在していたメニスカス水によるサクシオン（初期サクシオン）よりも、載荷されたサクシオンの方が低い場合メニスカス半径も大きくなり、このため吸水が生じる。また、図中の勾配の違いからわかるように、その後の含水比変化量には

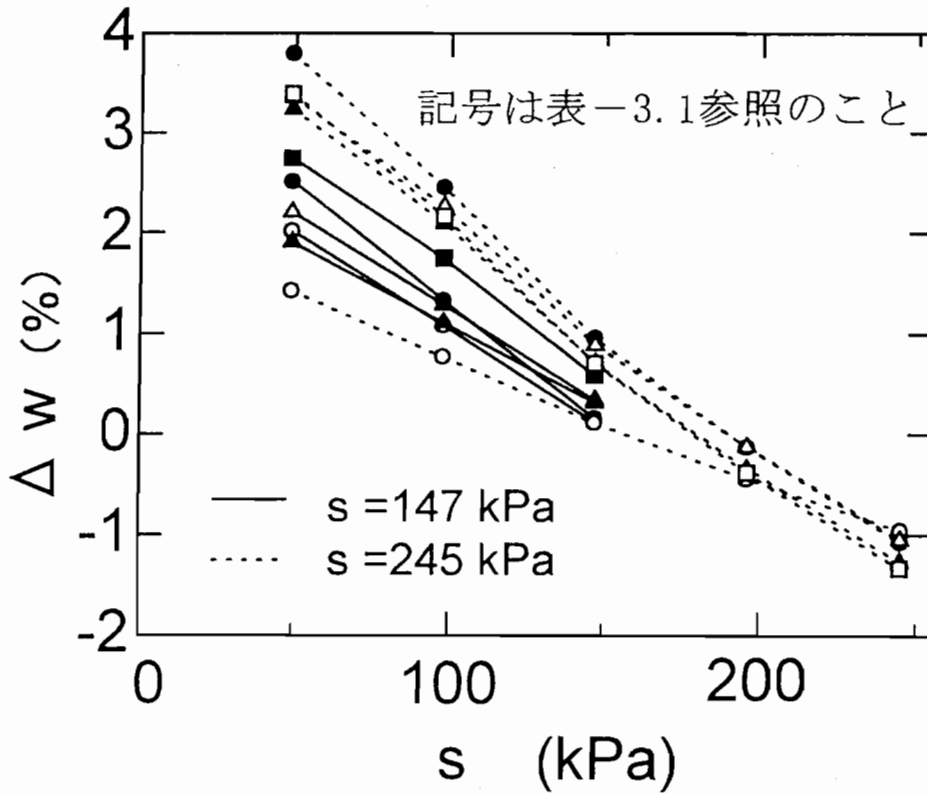


図-3.26 サクシオン載荷過程におけるサクシオン～含水比変化関係

$s = 49\text{kPa}$ 載荷時の含水比の大きさ (表-3.1参照) が影響し、含水比の低いものほど勾配がゆるく、排水量が小さくなる傾向を示している。これは、載荷されたサクシオンに対しメニスカスが平衡を保とうとするが、含水比が低い場合は半径の小さなメニスカス (高いサクシオンを生じる) が多く、載荷されたサクシオンに対し排水して平衡するメニスカスが少ないためと考えられる。

b) 平均主応力による等方圧縮過程

図-3.27は、平均主応力載荷過程中 (図-3.24、 $B \rightarrow B1$, $B \rightarrow B2$, $C \rightarrow C1$, $C \rightarrow C2$ の経路) の含水比変化を示している。図中の実線は $s = 147\text{kPa}$ 、破線は $s = 245\text{kPa}$ の結果である。 $s = 147\text{kPa}$ の結果がばらついているのは、供試体作製時の初期サクシオンの大きさが異なるためと考えられる。また、表-3.1に示すサクシオンによる

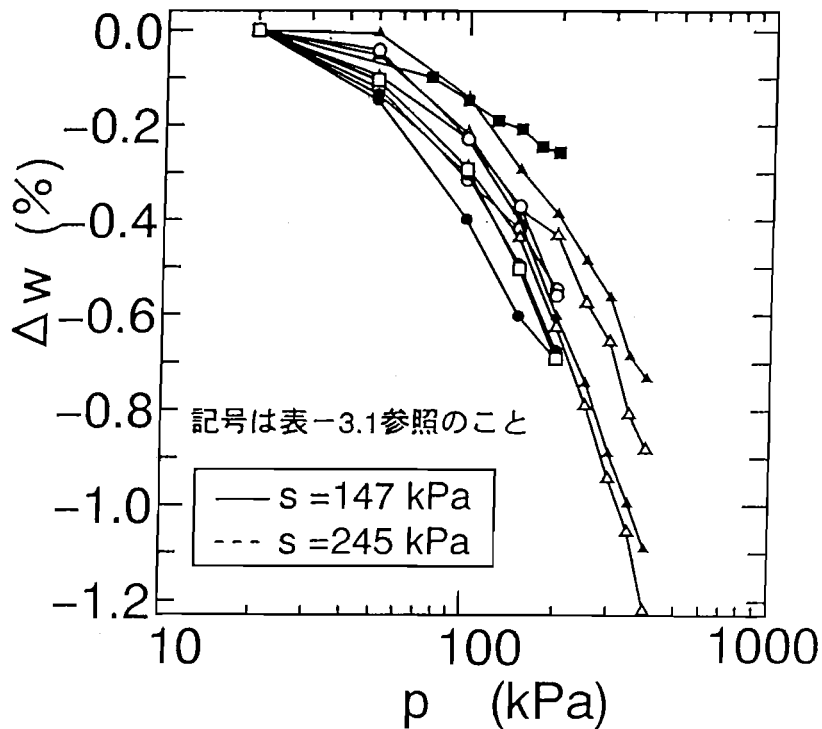


図-3.27 p 載荷過程における $\log p \sim$ 含水比変化関係

圧縮過程終了時の含水比が大きい $s = 147 \text{ kPa}$ の方が、予想に反して p が大きくなった時の排水量が小さいことがわかる。この理由としては、次のように考えられる。体積圧縮にともない粒子接点が増加するが、サクシオンが小さい場合は粒子接点に生じるメニスカスの曲率が大きくなるため、メニスカスの形成に必要な水量が増加し、吸水挙動が生じる。このために供試体圧縮による排水挙動が相殺されるためであると考えられる。図-3.28は、平均主応力載荷過程中的の間隙比変化を示している。図中の破線で示される $s = 245 \text{ kPa}$ のデータの内、白丸印の結果を除いて $s = 245 \text{ kPa}$ の方が先行圧縮応力が大きくなっていることがわかる。サクシオン載荷時の間隙比の減少量はわずかであることから、このような先行圧縮応力の増加には、サクシオンによる土骨格構造の剛性の増加が影響していると考えられる。表-3.2は図-3.28、3.19の結果をもとに求めた先行圧縮応力 p_v と圧縮指数 λ および膨潤指数 κ を示している。サクシオンの大きさの違いによる λ 、 κ の差はあまりないようである。また表中には、同じ試験結果に対する間隙比変化 $\sim \log(p + \sigma_0)$ 関係から得られた

表-3.2 $e \sim \log p$ 関係および $e \sim \log(p + \sigma_0)$ 関係より求められた
降伏応力 p_v 、圧縮指数 λ および膨潤指数 κ の比較

	S (kPa)	p_v (kPa)	λ	κ
de ~ log p 関係による場合	147	98	0.142	0.015
	245	137	0.148	0.013
de ~ log(p + σ_0) 関係 による場合	147	88	0.163	0.030
	245	137	0.163	0.035

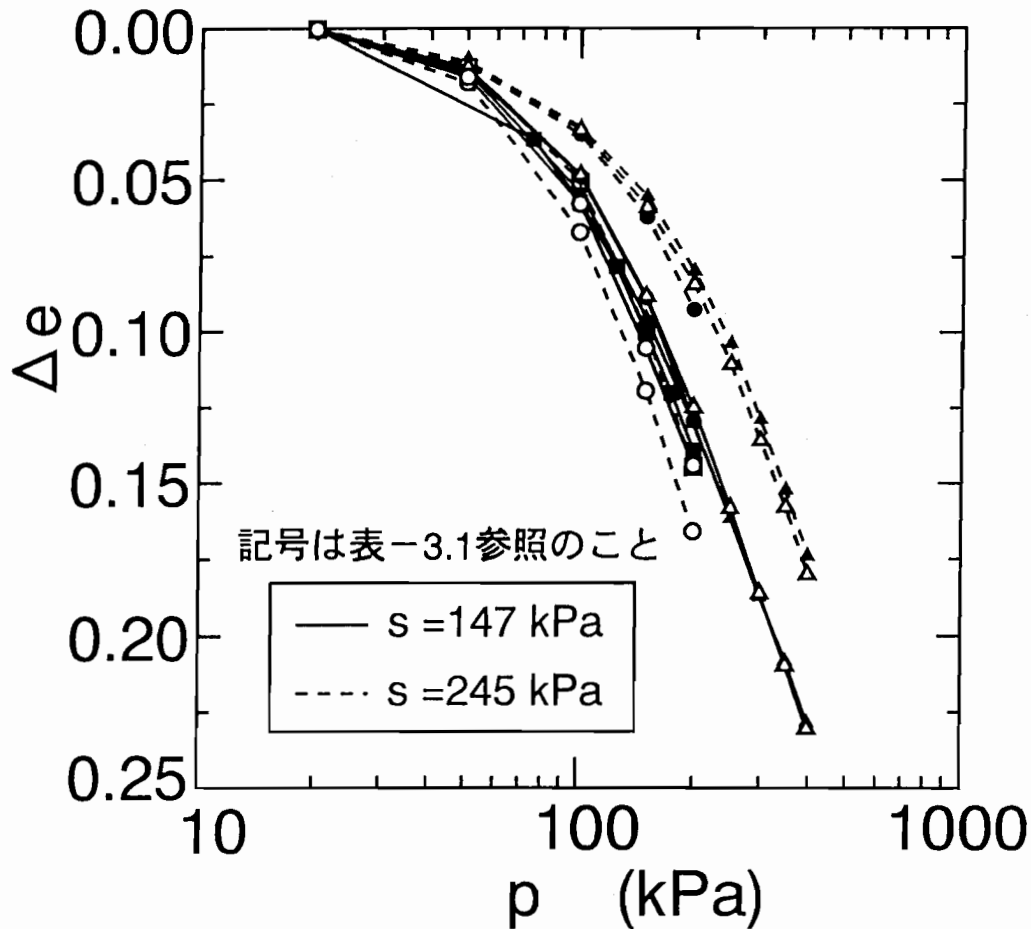


図-3.28 p 载荷過程における $\log p \sim$ 間隙比変化関係

先行圧縮応力 p_v と圧縮指数 λ および膨潤指数 κ を示している。この場合も、サクシヨンの大きさによる違いはあまりないことがわかる。また、両整理法による p_v 、 λ 、 κ の値をサクシヨンごとに比較しても大きさの違いはあまり見られない。図-3.29は、平均主応力载荷過程中的飽和度変化 (ΔS_r) を示している。図に示される

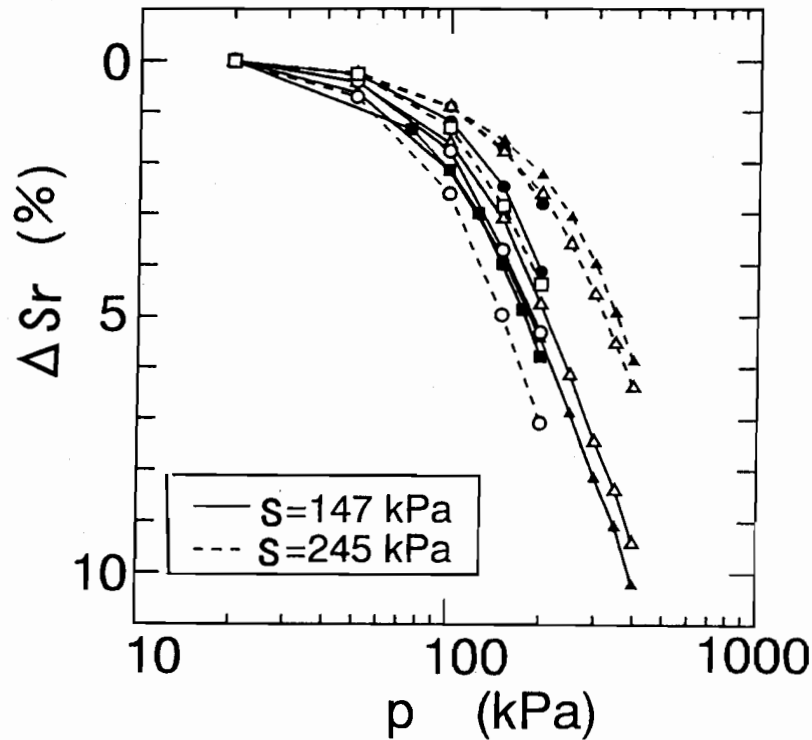


図-3.29 p 荷重過程における $\log p \sim$ 飽和度変化関係

飽和度変化は、図-3.28に示す間隙比変化と同様な傾向を示している。

(3) せん断条件下の変形・強度特性

本項は、3.2節で述べた不飽和土の変形に関する構成モデルを検証するために行った等方圧縮および三軸圧縮・三軸伸張せん断試験について、せん断過程における吸排水挙動と変形特性について実験結果を整理し、その特徴を述べている。そして、吸排水挙動については、間隙比変化～飽和度変化がせん断時の応力状態によらない傾向があることを示している。また、変形・強度特性については、従来のOCT面に基づく整理による応力～ひずみ関係に関する特徴を述べている。そして、Modified ISMPに基づく応力～ひずみ関係はせん断時の応力条件によらないユニークな関係となること、および三軸圧縮・三軸伸張せん断試験に関する予測値が実測値と対応し

ていることを示してゐる。

a) せん断時の吸排水挙動

図-3.30(a)、(b)は、せん断試験時の間隙比とOCT面に対するせん断ひずみの関係をサクシヨンごとに整理したものである。せん断が進むと体積圧縮して間隙比が減少し、やがて間隙比が一定となりせん断ひずみのみが大きくなる傾向を示している。また、その一定となる間隙比は、 $p=392$ kPaの場合にせん断時の応力条件にかかわらず一定となる傾向を示している。

図-3.31(a)、(b)はせん断試験時の間隙比と含水比の関係をサクシヨンごとに整理したものである。図からせん断変形による間隙比の減少にともない、 $s=147$ kPaの場合は吸水しているが、 $s=245$ kPaの場合は排水していることがわかる。 $s=147$ kPaの場合に見られるようなせん断圧縮に伴う吸水挙動は、飽和土においては見られない現象である。このようなサクシヨンに依存した吸排水挙動には、バルク水の排出および圧縮にともなう粒子接点の増加によるメニスカスの形成の2つの現象が影響していると考えられる。このうち、バルク水の排出に関しては、①バルク全体の体積圧縮によりバルク水が周囲へ排出される、②バルクの変形によりバルク水を保つメニスカスが破れて、空気がバルク内部に侵入してバルク水が排出されるという2つの原因が考えられる。なお、サクシヨンが高い場合は②の要因が大きくなり、土塊全体としては排水量が多くなるものと考えられる。粒子接点の増加に関しては、サクシヨンが低い場合の方がメニスカス半径が大きくなり、メニスカスを形成するのに必要な水量が多くなり、土塊全体としての吸水量が多くなるものと考えられる。以上に述べた要因により、図に示されるサクシヨンごとに吸排水挙動の違いが生じるものと考えられる。

図-3.32(a)、(b)は、せん断中の間隙比と飽和度の関係をサクシヨンごとに整理したものである。図-3.32(c)は、図-3.32(a)、(b)の関係を一緒に図示したものである。前述のようにサクシヨンの違いにより吸排水挙動は異なっている。しかし、

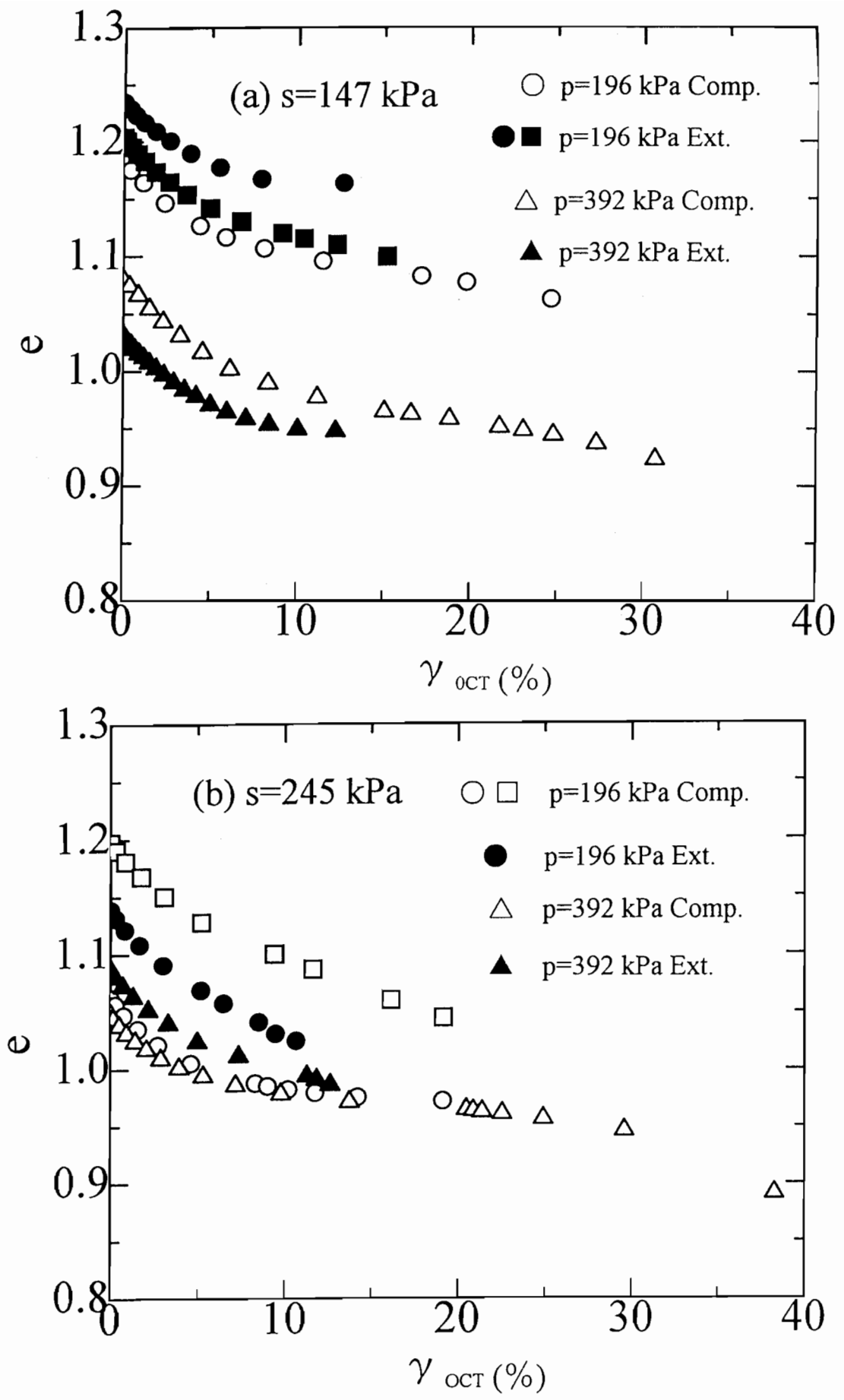


図-3.30 せん断時の間隙比とOCT面上のせん断ひずみの関係

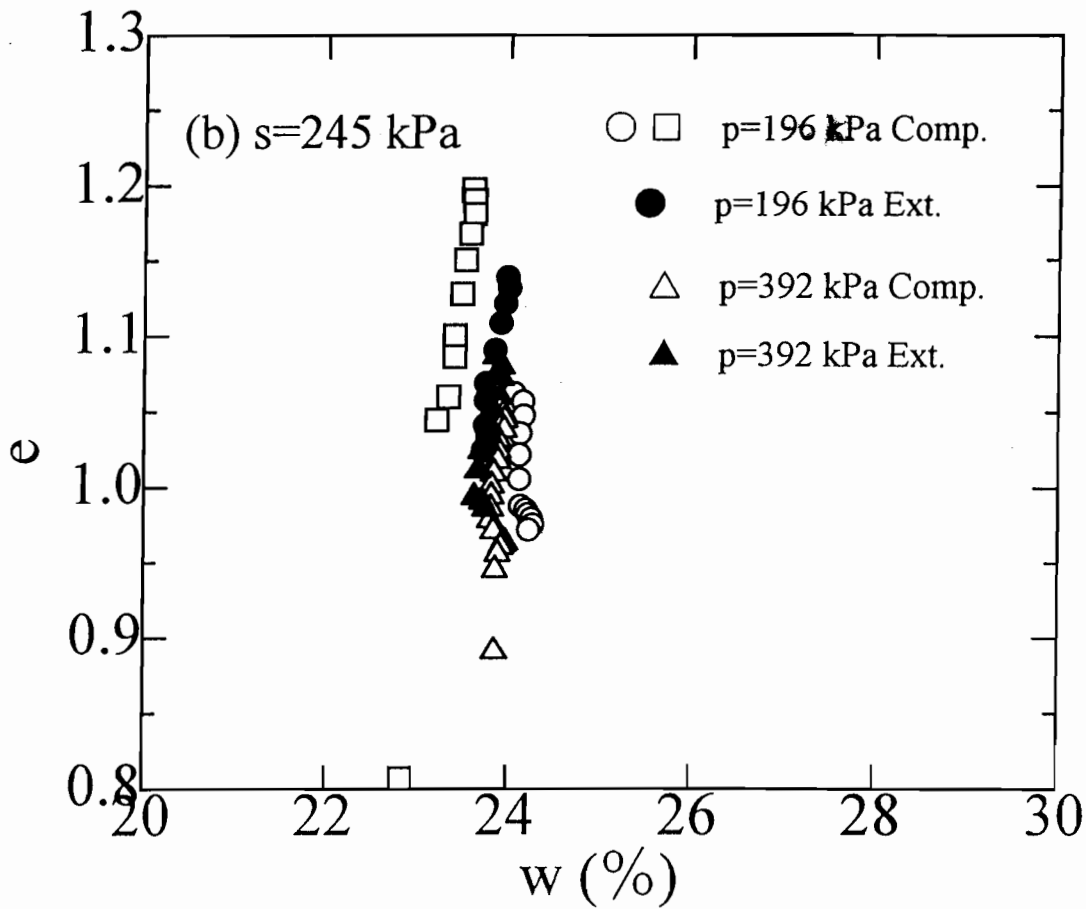
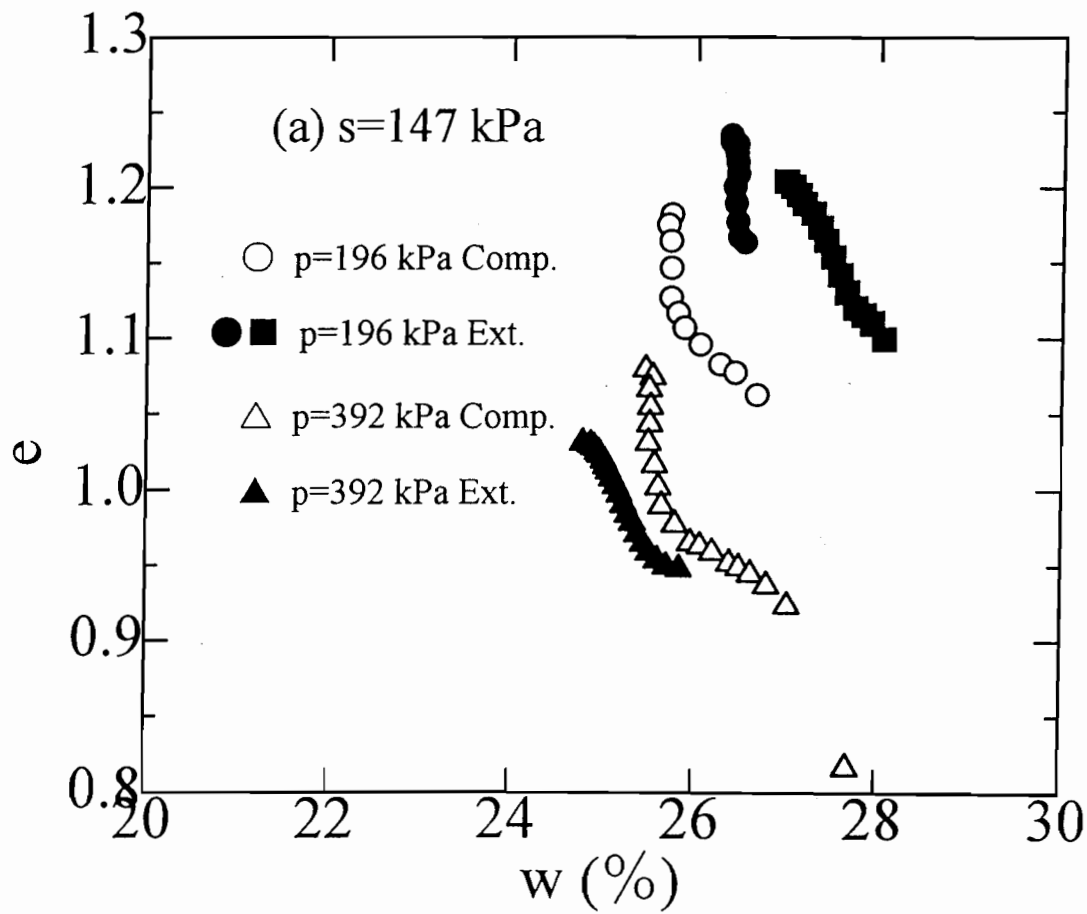


図-3.31 せん断時の間隙比と含水比の関係

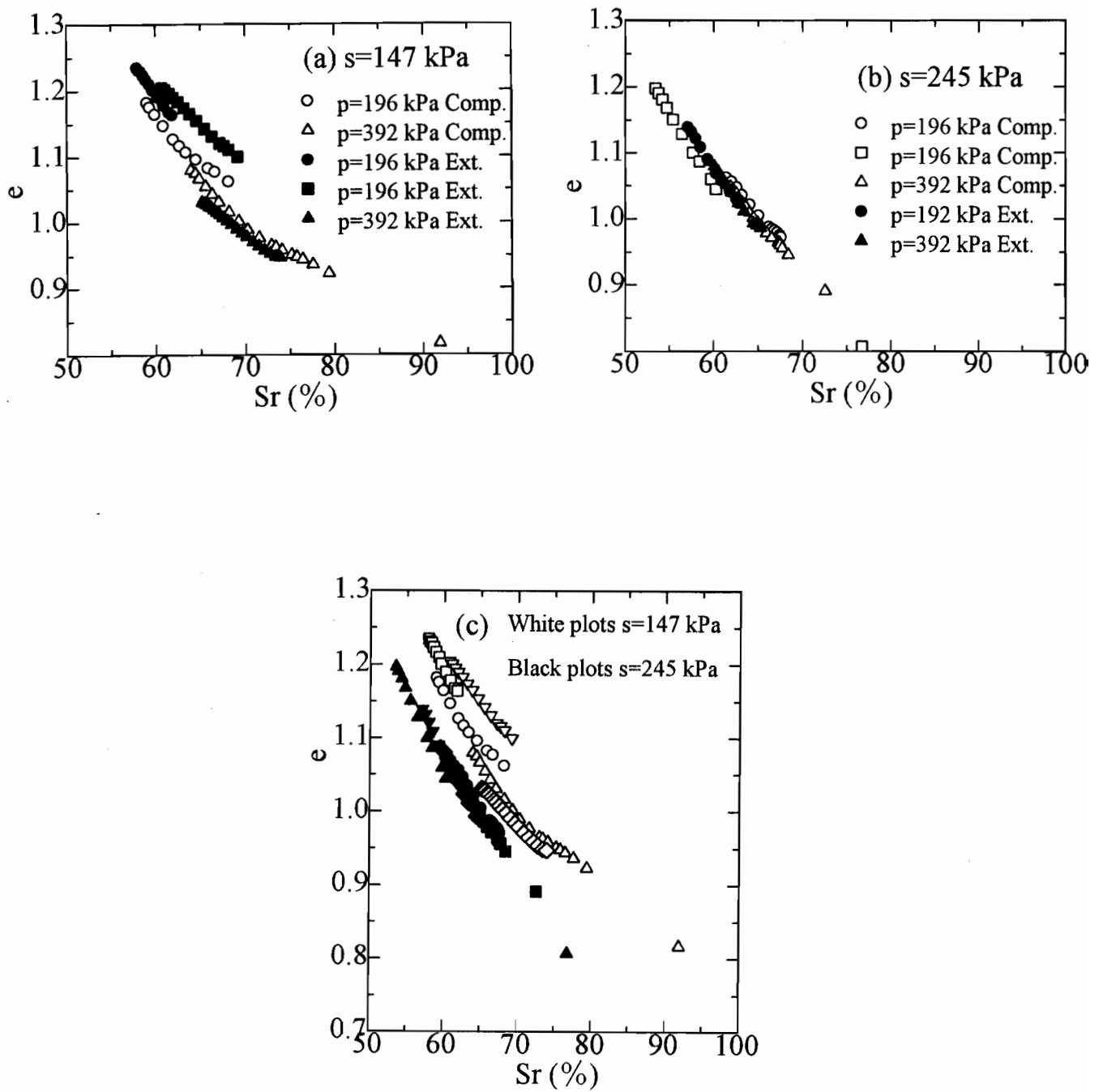


図-3.32 せん断時の間隙比と飽和度の関係

図(a)、(b)に示されるようにせん断中の飽和度は圧縮とともに増加している。図(a)の $s=147$ kPaのシリーズでは、黒いプロットで示す三軸伸張試験結果は、白いプロットで示す三軸圧縮試験結果の傾向とほぼ同じ傾向を示している。また、図(b)の $s=245$ kPaのシリーズでは、黒いプロットで示す三軸伸張試験結果の傾向が白いプロットで示す三軸圧縮試験結果の傾向と一致している。圧縮試験と伸張試験では供試体の変形モードは異なるが、土塊全体の平均的な量としての間隙比と飽和度で見れば、同じ吸排水挙動生じているを示している。このような現象には、間隙水分布の等方性が影響しているものと考えられる。

図-3.33(a)、(b)は、せん断開始時からの間隙比変化(Δe)と飽和度変化(ΔS_r)の関係をサクションごとに整理したものである。 $s=147$ kPaの場合の▲印のプロットを除けば、せん断時の応力状態にかかわらず Δe と ΔS_r の関係はサクションごとに近い関係にあることがわかる。図-3.34(a)、(b)は同じ結果をせん断時の応力条件ごとに示したものである。図中の白いプロットは $s=147$ kPaの場合の、黒いプロットは $s=245$ kPaの場合の結果をそれぞれ示している。(a)図の圧縮試験の結果においては、サクションや平均主応力の大きさにかかわらず、 $\Delta e \sim \Delta S_r$ 関係が図中の破線で示される曲線付近に分布していることがわかる。(b)図の伸張試験結果において図中の破線は、(a)図中の圧縮試験結果の傾向を示す曲線と同じものである。伸張試験結果における $\Delta e \sim \Delta S_r$ 関係の傾向(図中のプロット)が、圧縮試験の傾向(破線)に近いことがわかる。

図-3.35(a)、(b)および図-3.36(a)、(b)は、 $p \sim q$ 面上の等飽和度線をサクションおよびせん断応力条件ごとに示したものである。図中のコンター上の数字は飽和度を示している。せん断前の等方圧縮過程における応力経路が異なるために、せん断開始時の飽和度は異なっている。このため、コンター上の数字の大きさもサクションおよびせん断応力条件ごとに異なっている。しかし、コンターの形状は、原点から軸の増加方向に膨らんだ形をしていることがわかる。図-3.37は、Wheeler⁷³⁾の示す、カオリン粘土を用いた三軸圧縮試験結果における等飽和度線のコンタ

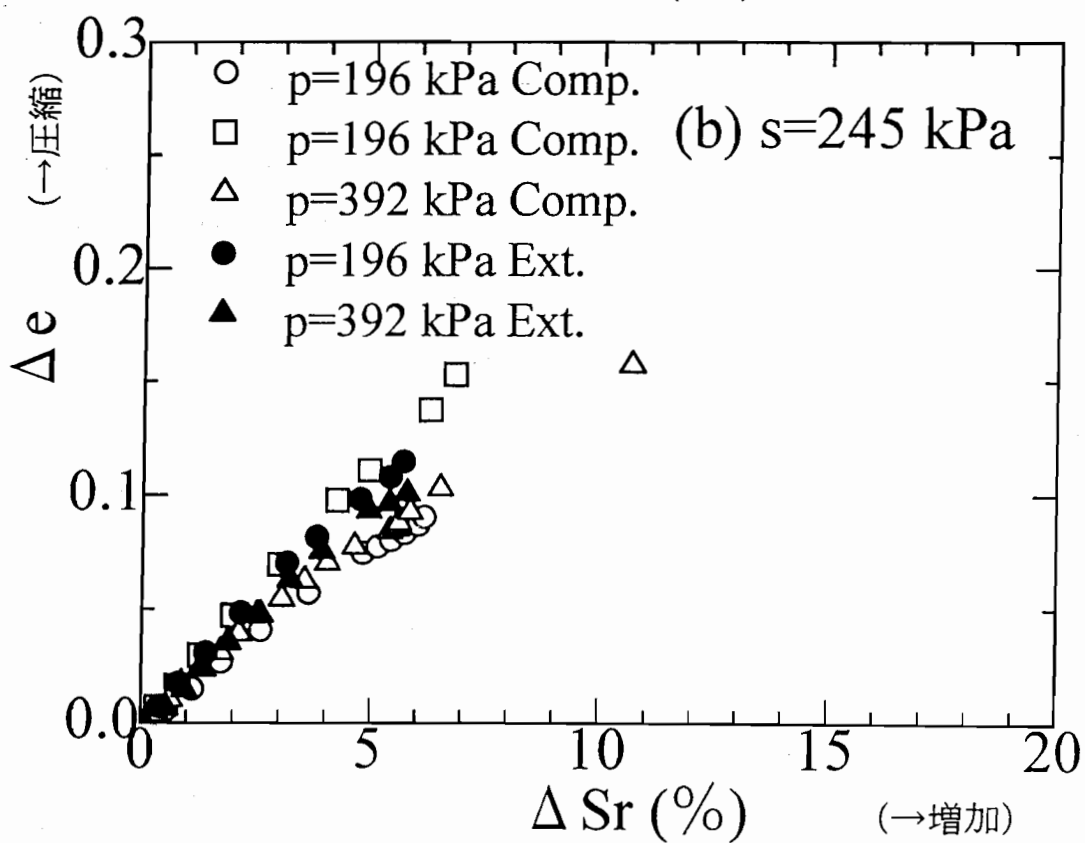
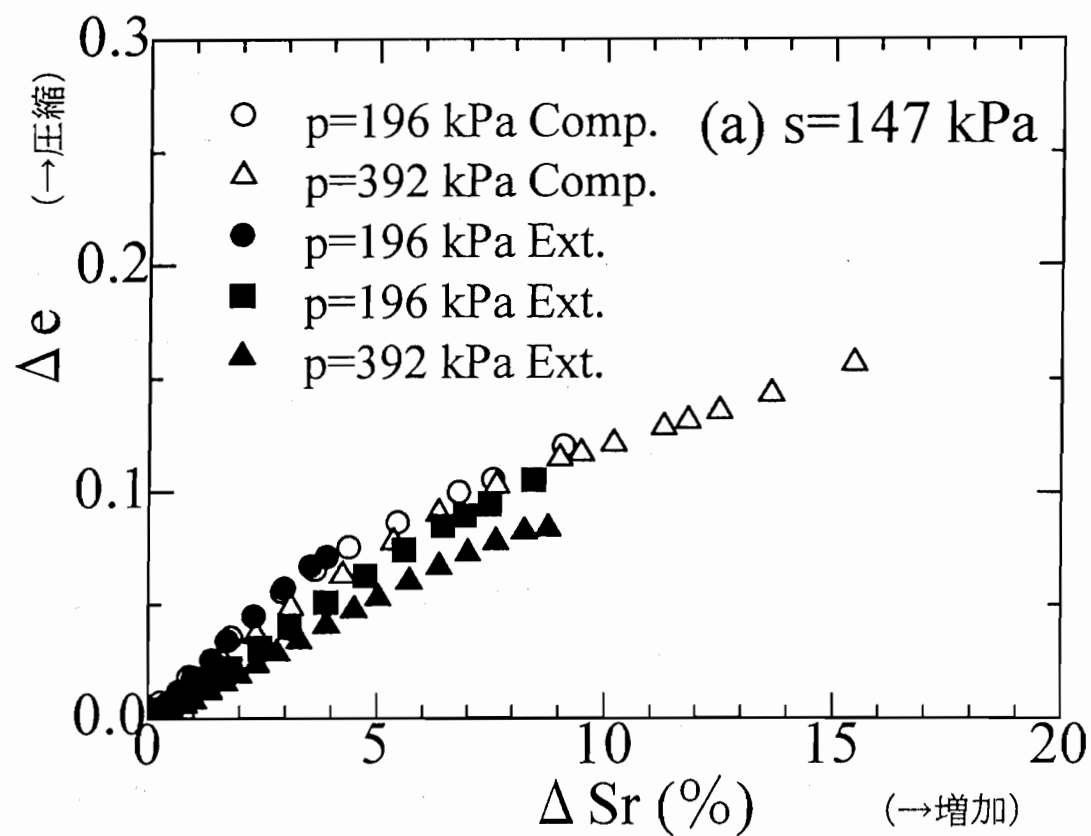


図-3.33 セン断開始時からの間隙比変化と飽和度変化の関係 (サクション別)

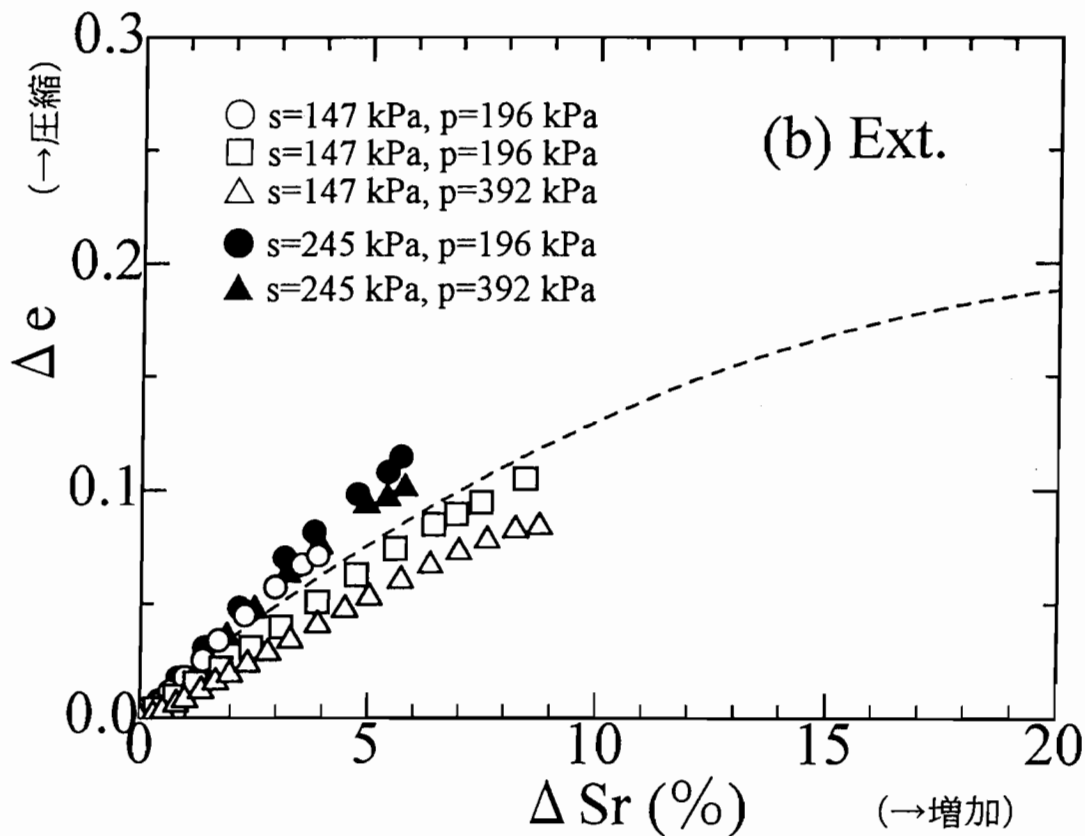
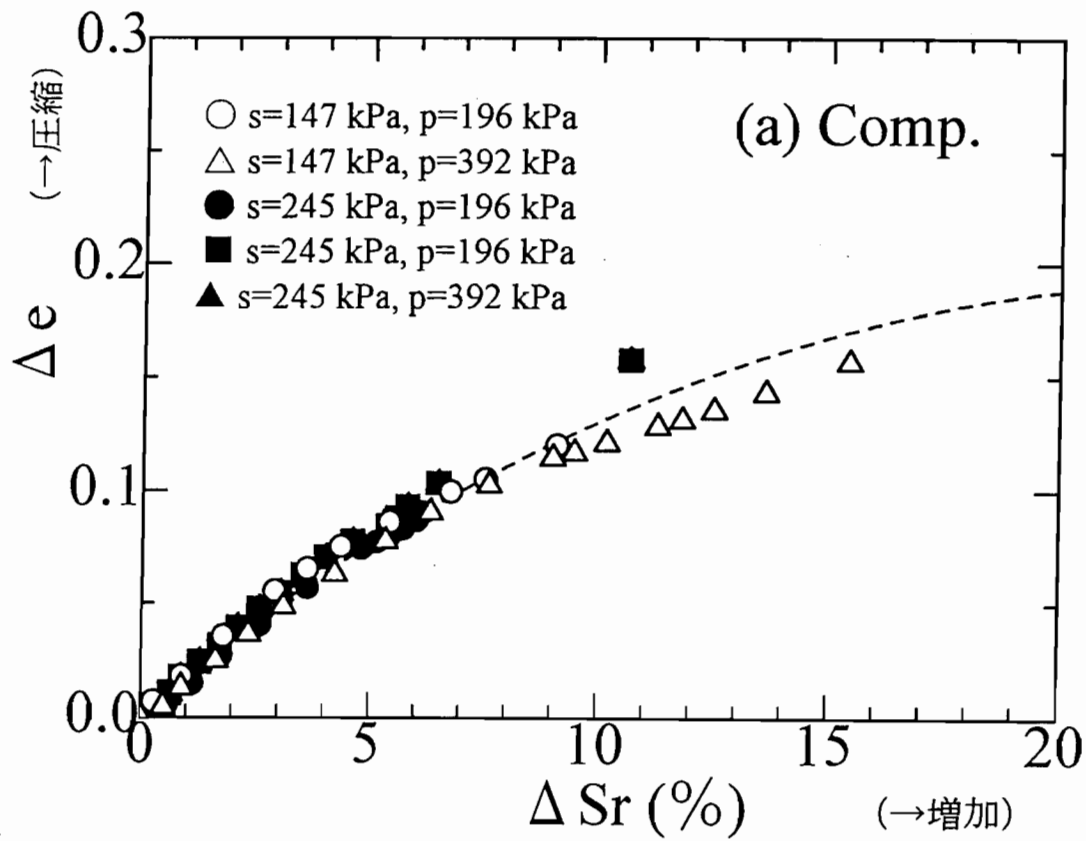


図-3.34 せん断開始時からの間隙比変化と飽和度変化の関係

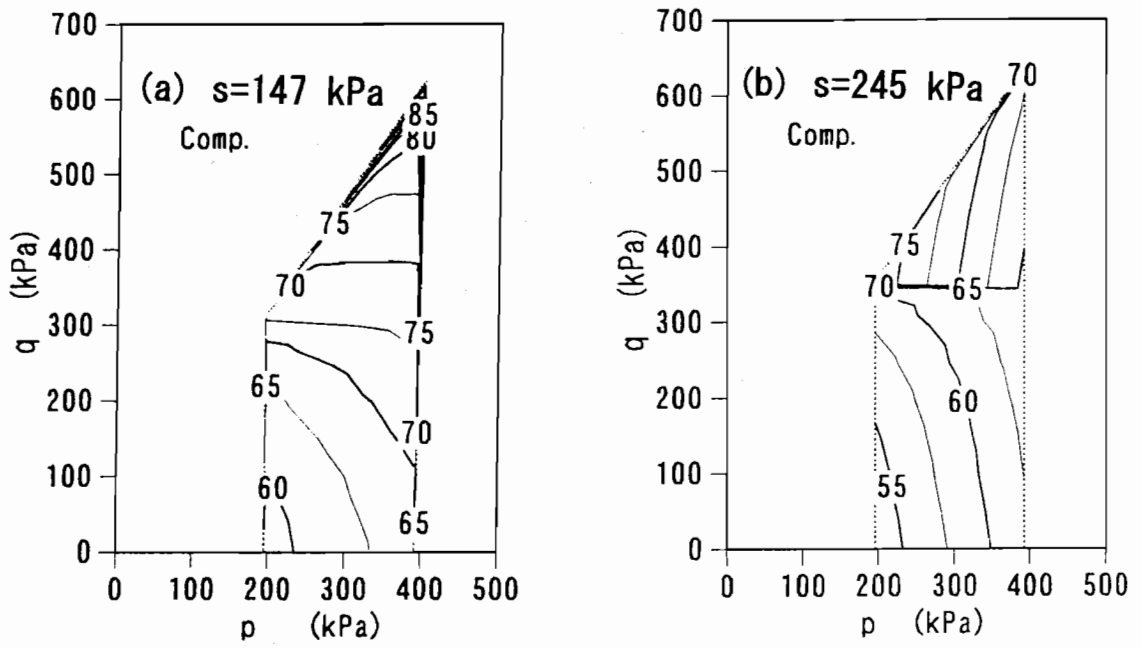


図-3.35 圧縮せん断時の $p \sim q$ 面上の等飽和度

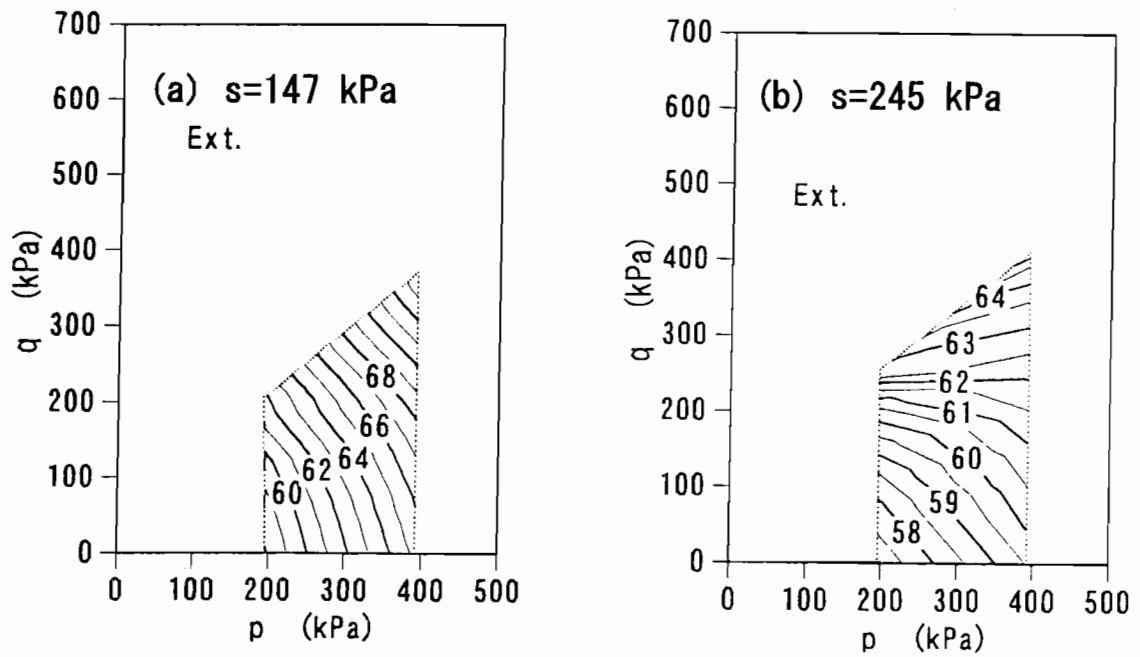


図-3.36 伸張せん断時の $p \sim q$ 面上の等飽和度線

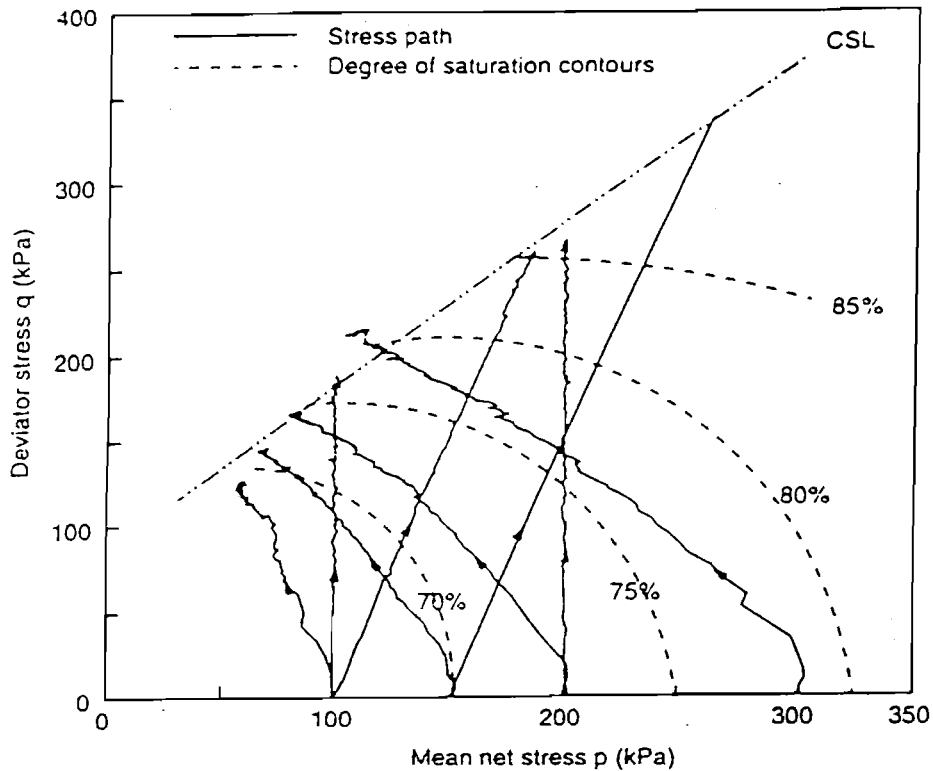


図-3.37 Wheeler らによる $p \sim q$ 面上の等飽和度線

一を示している。今回の結果とコンターの形状の傾向が似ていることがわかる。

b) せん断時の変形・強度特性とその解析

図-3.38(a)(b)は、図-3.24の応力点B1、B2およびC1、C2からサクシオンおよび平均主応力一定条件で行った三軸圧縮および三軸伸張せん断試験における破壊時のモール円を示している。図-3.39(a)は、 $s = 147\text{kPa}$ 、図-3.39(b)は $s = 245\text{kPa}$ の場合の結果をそれぞれ示している。図に示されるように破壊時のモール円は、一本の包絡線に接するものと考えられる。この包絡線から換算垂直応力 σ_o は、 $s = 147\text{kPa}$ の場合には約 30kPa 、 $s = 245\text{kPa}$ の場合には約 60kPa と推定される。

図-3.39(a)、(b)および図-3.40(a)、(b)は、サクシオンおよび平均主応力一定条件で行った三軸圧縮および三軸伸張せん断試験における $(\tau_{\text{oct}} / \sigma_{\text{oct}}) \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \varepsilon_{\text{oct}}$ 関係を示している。なお、Cam Clayモデルにおいて用いられている応力に関する

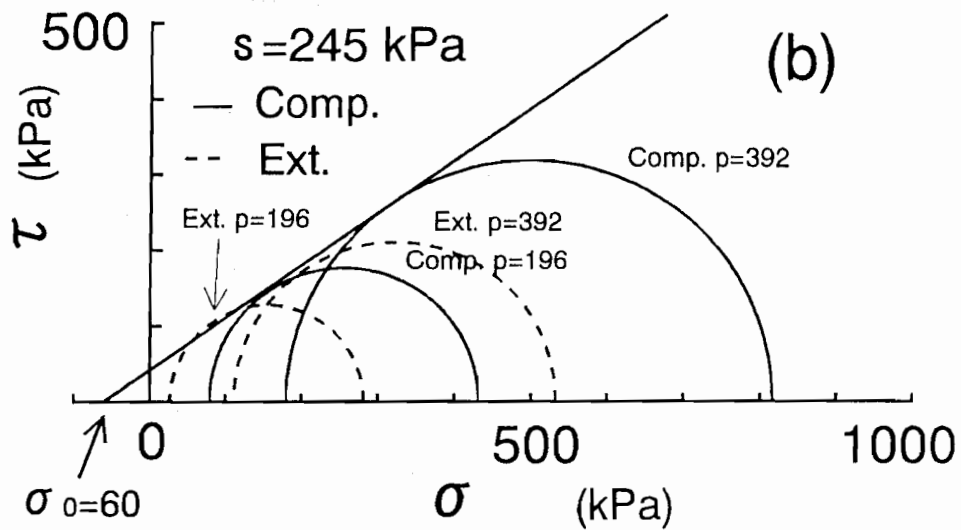
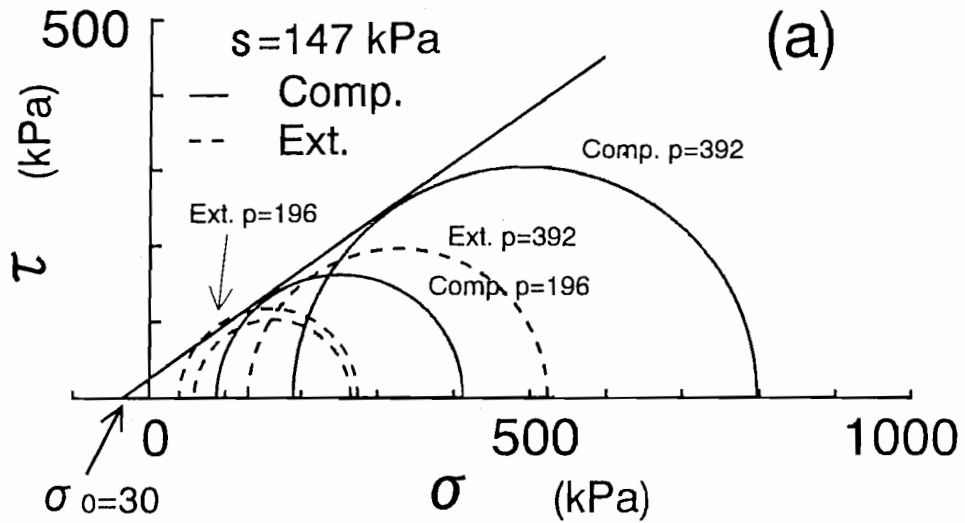


図-3.38 破壊時のモール円

るパラメーター、 p 、 q とひずみに関するパラメーター ϵ_s 、 ϵ_v と、 σ_{oct} 、 τ_{oct} 、 ϵ_{oct} 、 γ_{oct} の間には次の関係が存在する。

$$\sigma_{oct} = p \tag{3.47}$$

$$\tau_{oct} = \frac{\sqrt{2}}{3} q \tag{3.48}$$

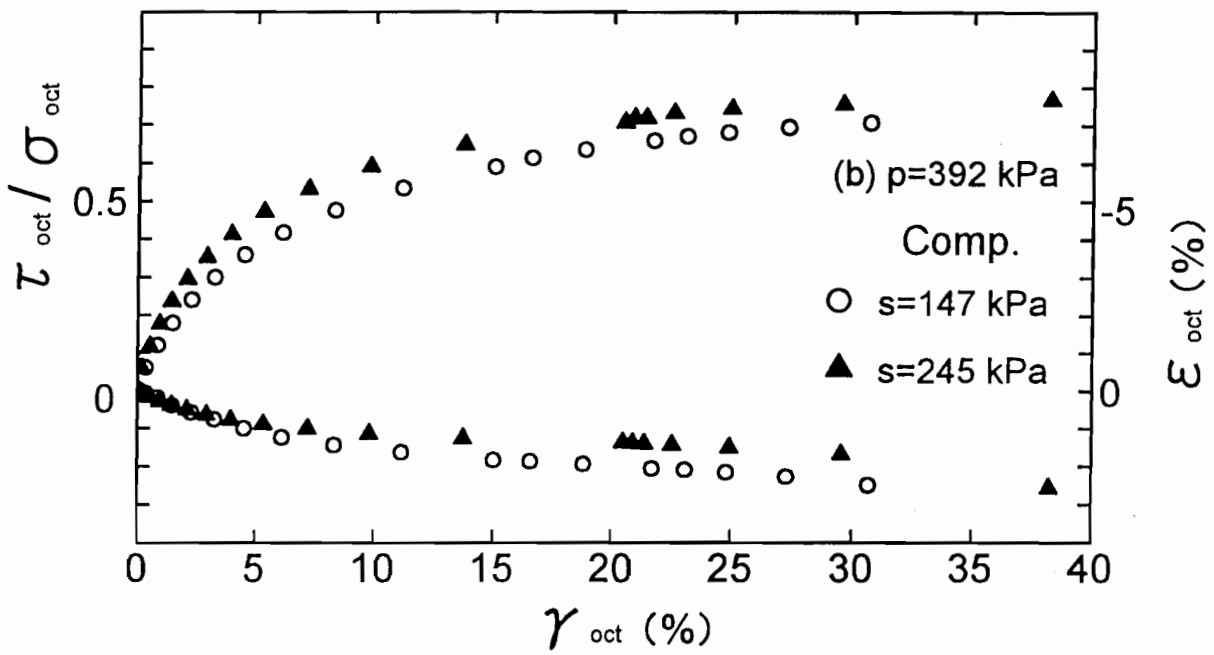
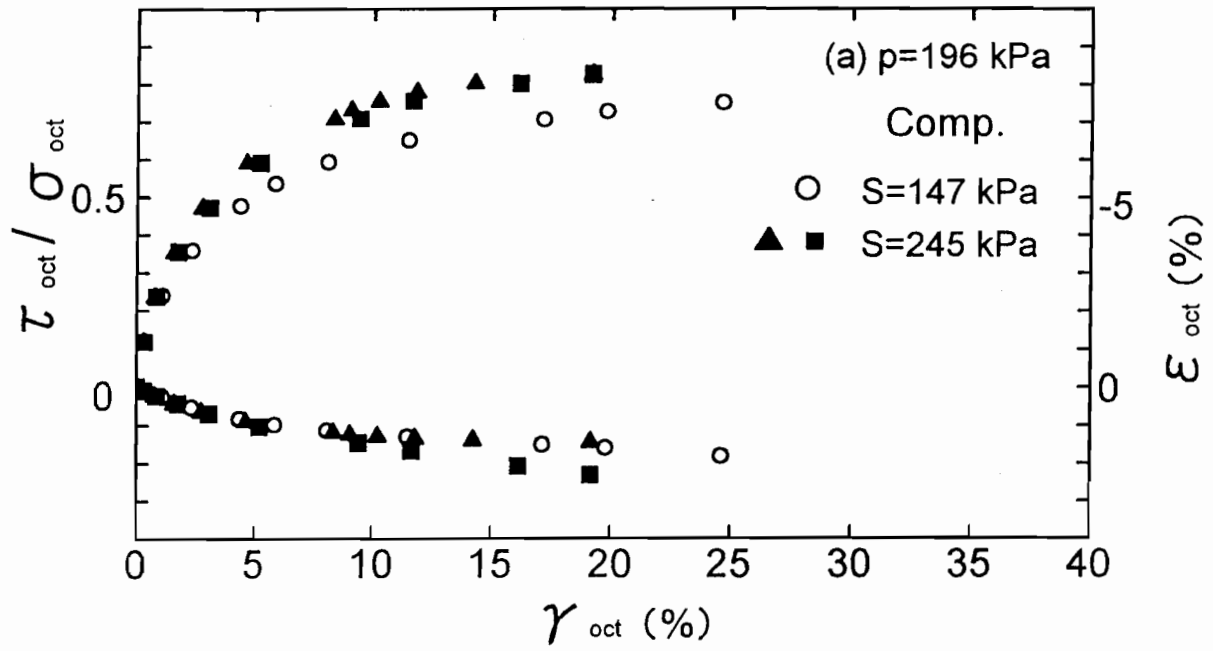


図-3.39 圧縮せん断時の $\tau_{\text{oct}} / \sigma_{\text{oct}} \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係

$$\epsilon_{\text{OCT}} = \epsilon_v \quad (3.49)$$

$$\gamma_{\text{OCT}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \epsilon_s \quad (3.50)$$

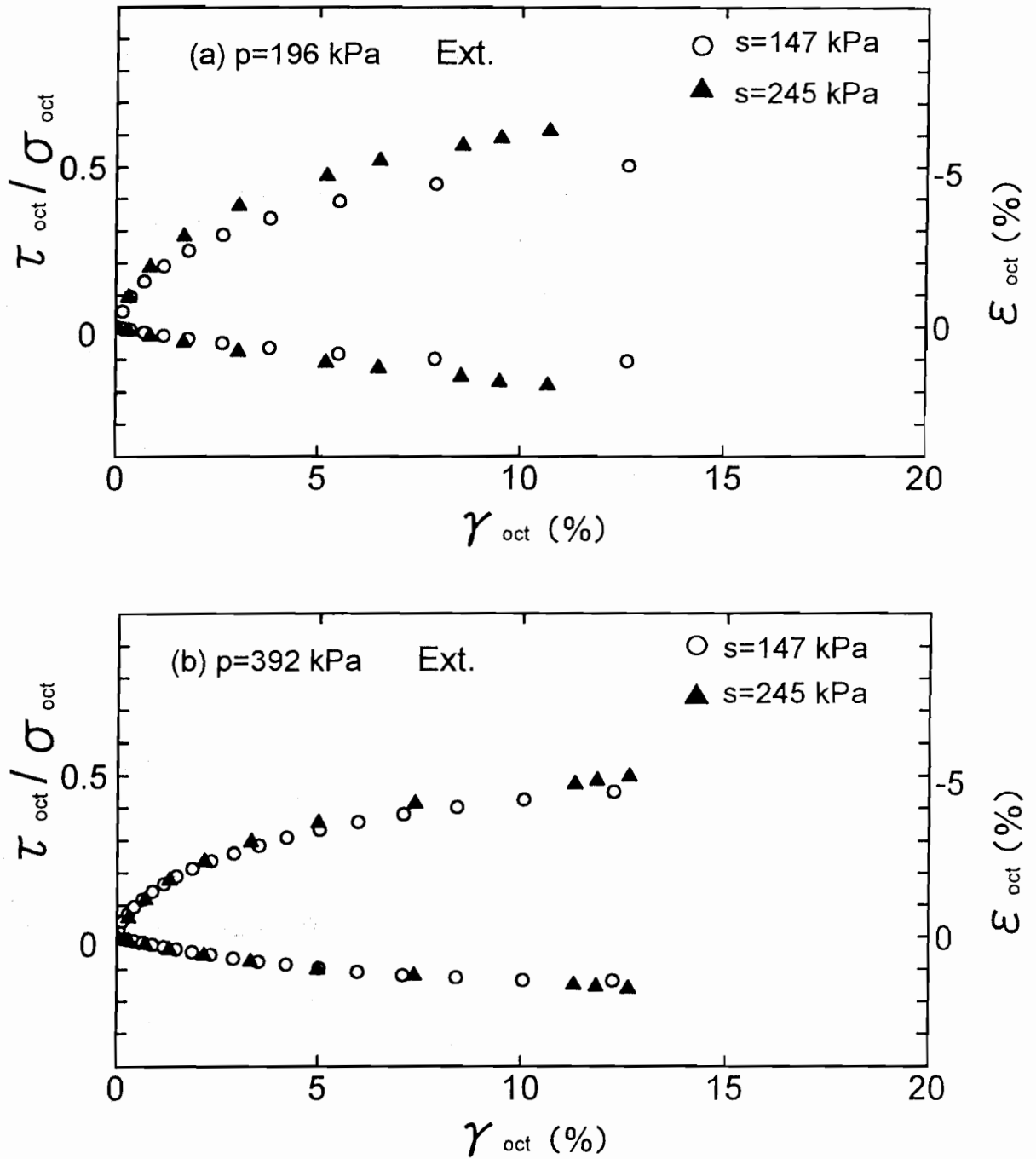


図-3.40 伸張せん断時の $\tau_{\text{oct}} / \sigma_{\text{oct}} \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係

図から三軸圧縮せん断、三軸伸張せん断のそれぞれにおいて、 $\tau_{\text{oct}} / \sigma_{\text{oct}} \sim \gamma_{\text{oct}}$ 関係はサクシヨンの大きさにより異なる傾向を示していることがわかる。サクシヨンが大きい $s = 245 \text{ kPa}$ の場合の方が $s = 147 \text{ kPa}$ の場合よりも、同じ $\tau_{\text{oct}} / \sigma_{\text{oct}}$ に対する γ_{oct} が小さくなっている。一方、 $\gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係は、サクシヨンの大きさ

による違いはあまり明確ではない。向後ら⁴⁹⁾は、Nobariら⁶¹⁾の粗砂を用いた側圧一定の排気排水三軸圧縮せん断試験結果を再整理し、サクシヨンが大きくなるとダイレイタンスーが増加することを指摘しているが、今回用いた試料のような圧縮性の高い粘性土ではそのような傾向は見られなかった。

図-3.41(a)、(b)および図-3.42(a)、(b)は、同じ結果について縦軸を $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0)$ として換算垂直応力を考慮した場合のサクシヨンごとに整理した結果を示している。このような整理は、換算垂直応力として表されるサクシヨンによる圧縮内力の影響が同じ状態の材料に対し、拘束応力の異なる試験結果を比較していることになる。この場合は、飽和土の場合と同様な拘束応力による応力～ひずみ関係の違いが見られる。

図-3.43(a)、(b)および図-3.44(a)、(b)は同じように換算垂直応力を考慮した場合についての、拘束応力ごとの整理結果を示している。三軸圧縮試験結果については、従来指摘されているようにサクシヨンの違いにかかわらずユニークに整理される傾向を示している。さらに、本研究により新たに三軸伸張試験結果についても同様な傾向を示すことが確認された。

図-3.45(a)(b)は、図-3.43(a)、(b)および図-3.44(a)、(b)の結果をそれぞれ合わせて図示したものである。図中の白いプロットは $p = 196$ kPa、黒いプロット $p = 392$ kPaの結果を示している。図から三軸圧縮および三軸伸張試験とも拘束応力の低い $p = 196$ kPaの結果が、 $p = 392$ kPaの結果よりも同じ $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0)$ に対して γ_{oct} がわずかに大きくなる傾向を示していることがわかる。飽和土の場合、 $p \sim q$ 面上に示される等せん断ひずみ線は原点を通る直線として示されるが、このような傾向は、不飽和土の場合に等せん断ひずみ線を示す軸が q 軸方向にずれることを意味していると考えられる。また、図から、 $\gamma_{oct} \sim \varepsilon_{oct}$ 関係は拘束応力にかかわらずほぼ一致していることがわかる。

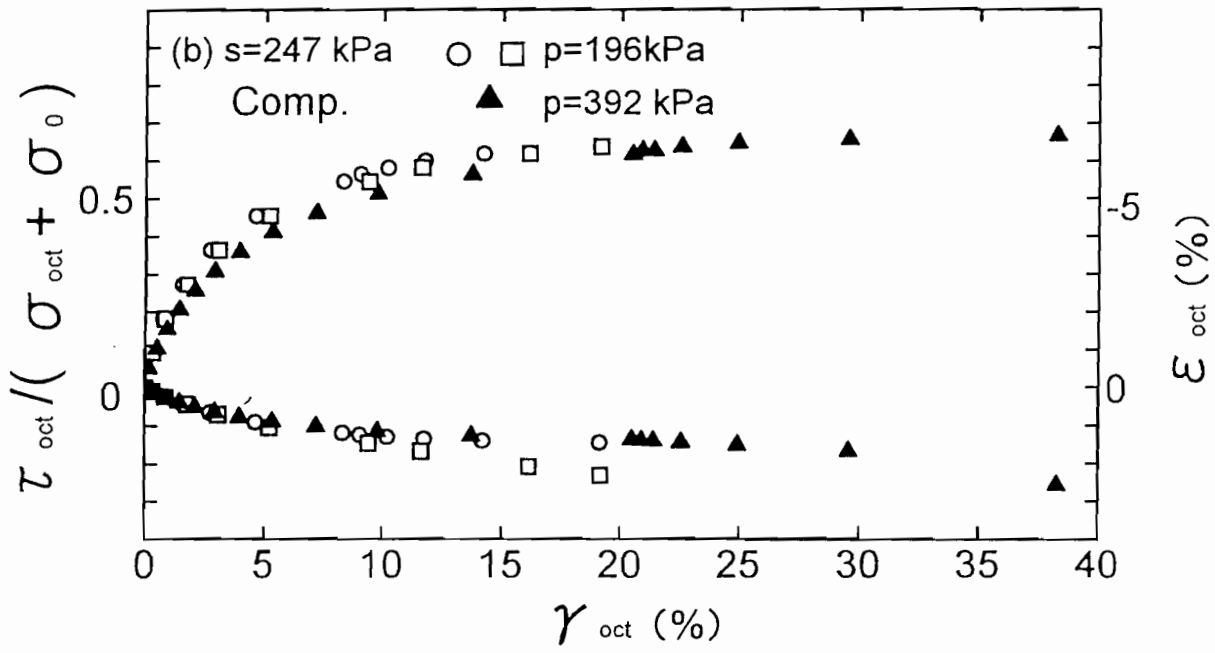
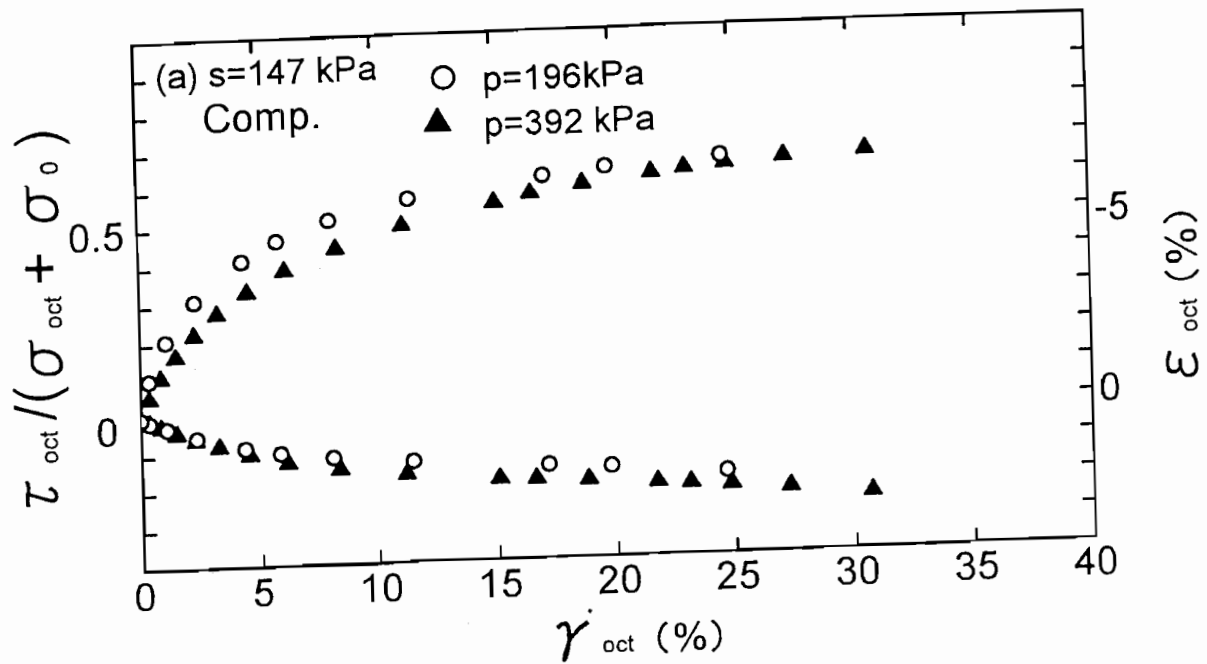


図-3.41 圧縮せん断時のサクシオンにより整理した
 $\tau_{\text{oct}} / (\sigma_{\text{oct}} + \sigma_0) \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係

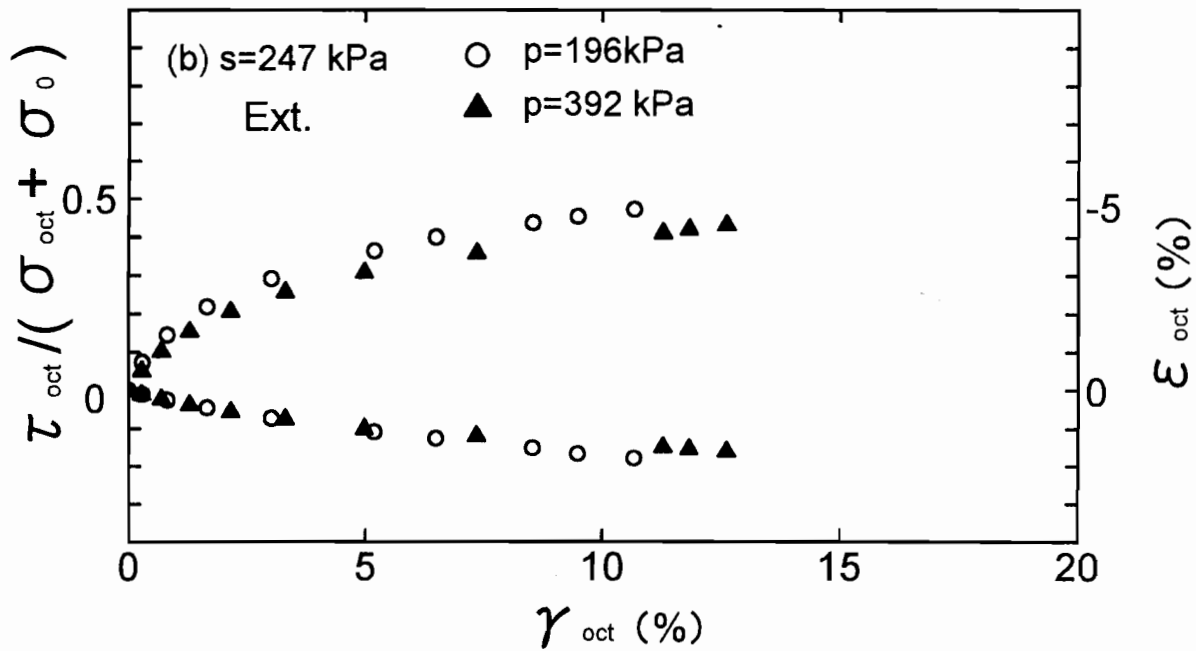
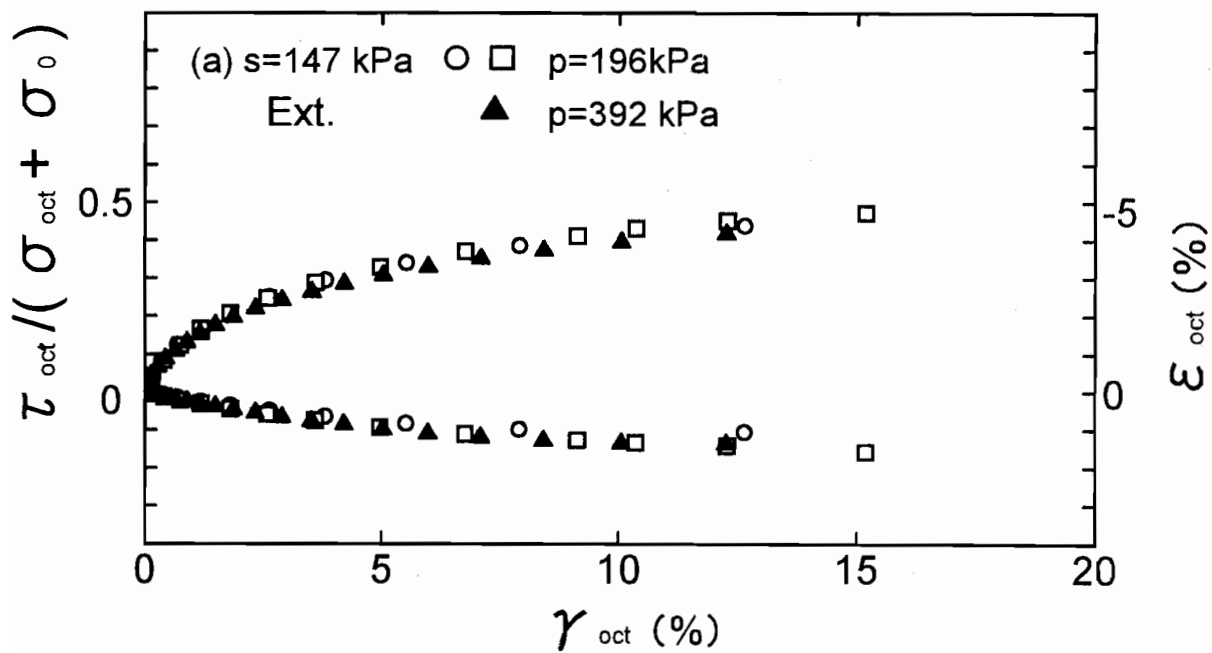


図-3.42 伸張せん断時のサクシヨンにより整理した $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0) \sim \gamma_{oct} \sim \varepsilon_{oct}$ 関係

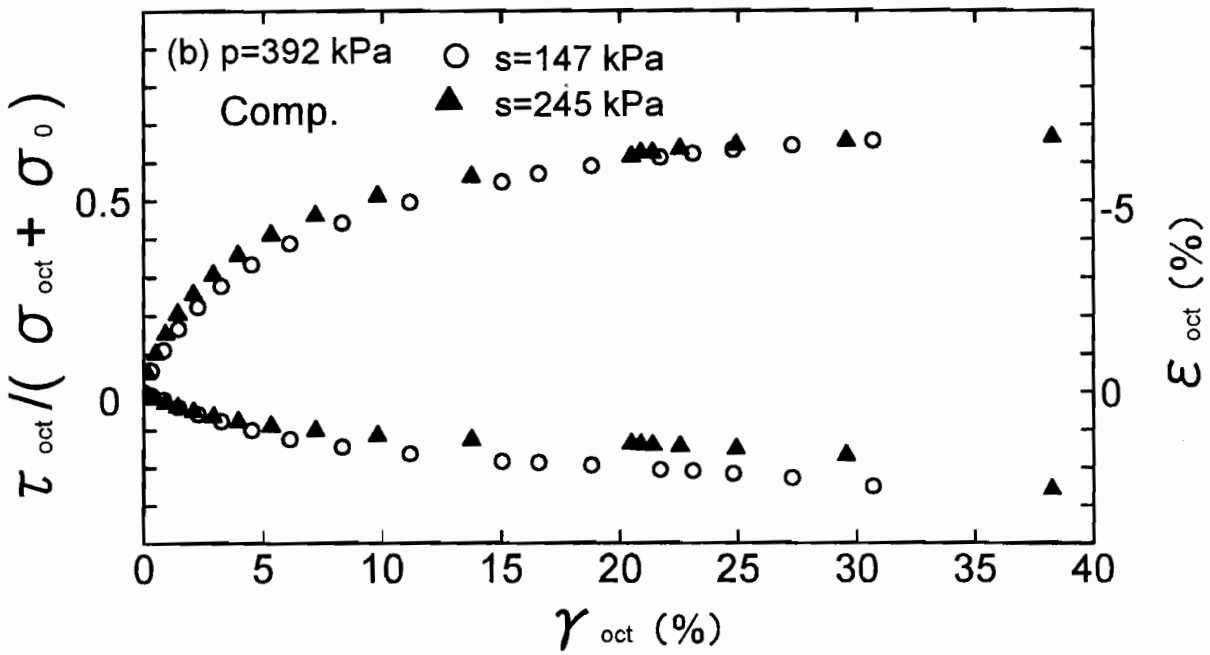
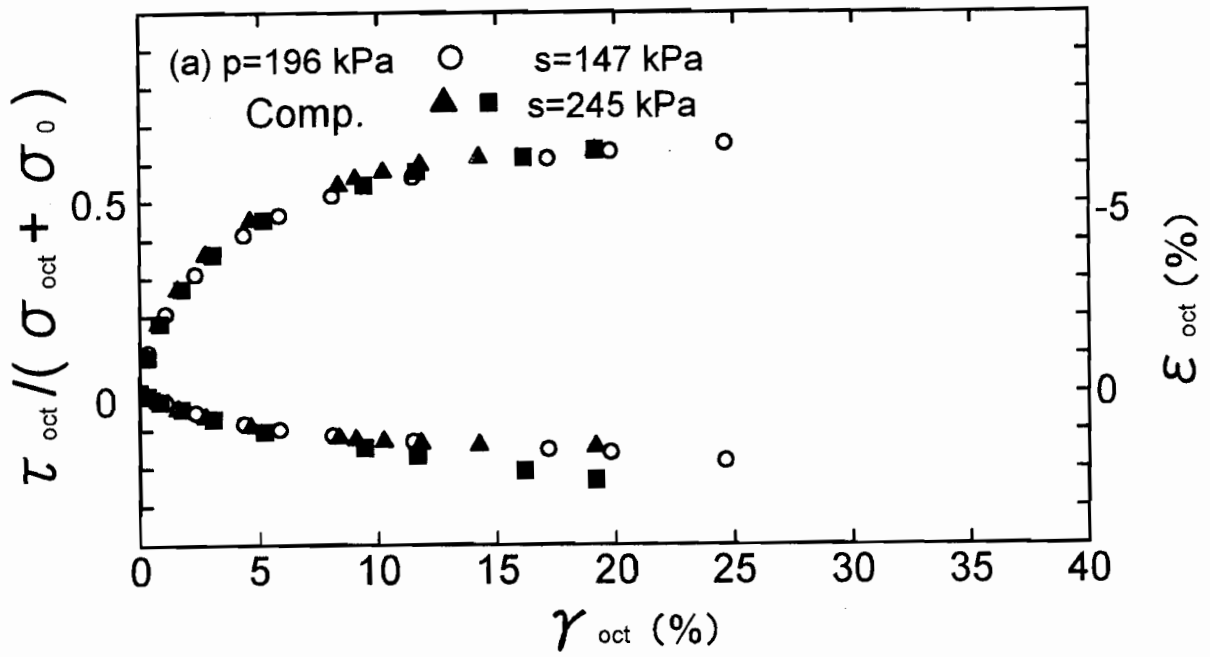


図-3.43 圧縮せん断時の平均主応力により整理した
 $\tau_{\text{oct}} / (\sigma_{\text{oct}} + \sigma_0) \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係

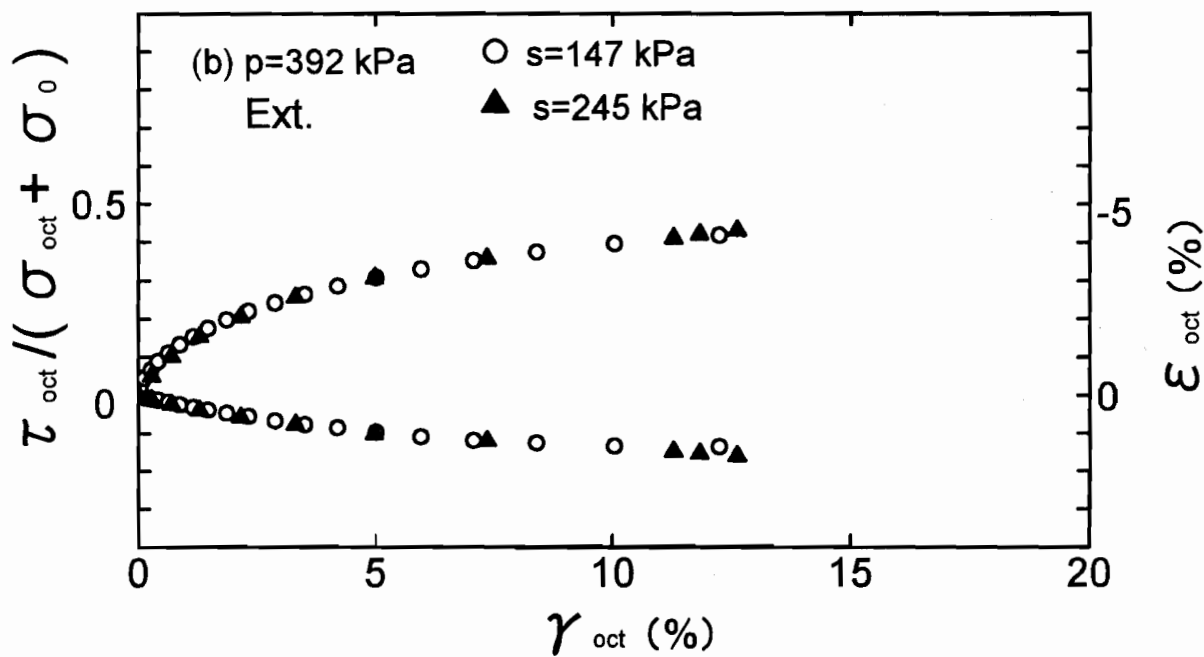
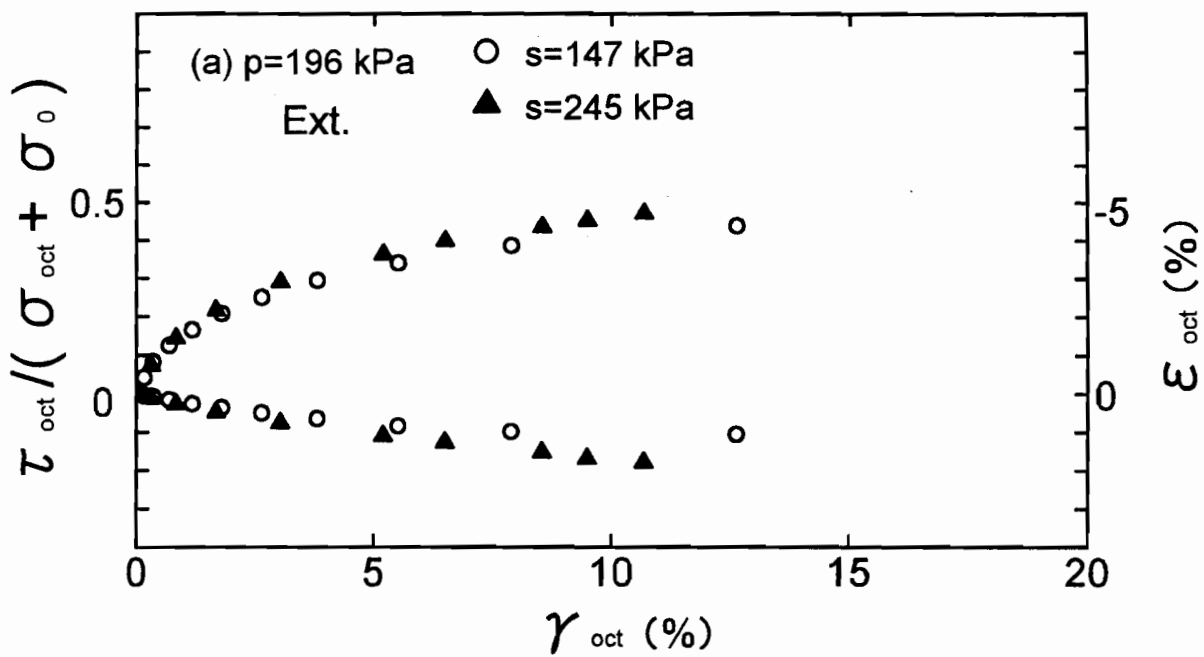


図-3.44 伸張せん断時の平均主応力により整理した
 $\tau_{\text{oct}} / (\sigma_{\text{oct}} + \sigma_0) \sim \gamma_{\text{oct}} \sim \epsilon_{\text{oct}}$ 関係

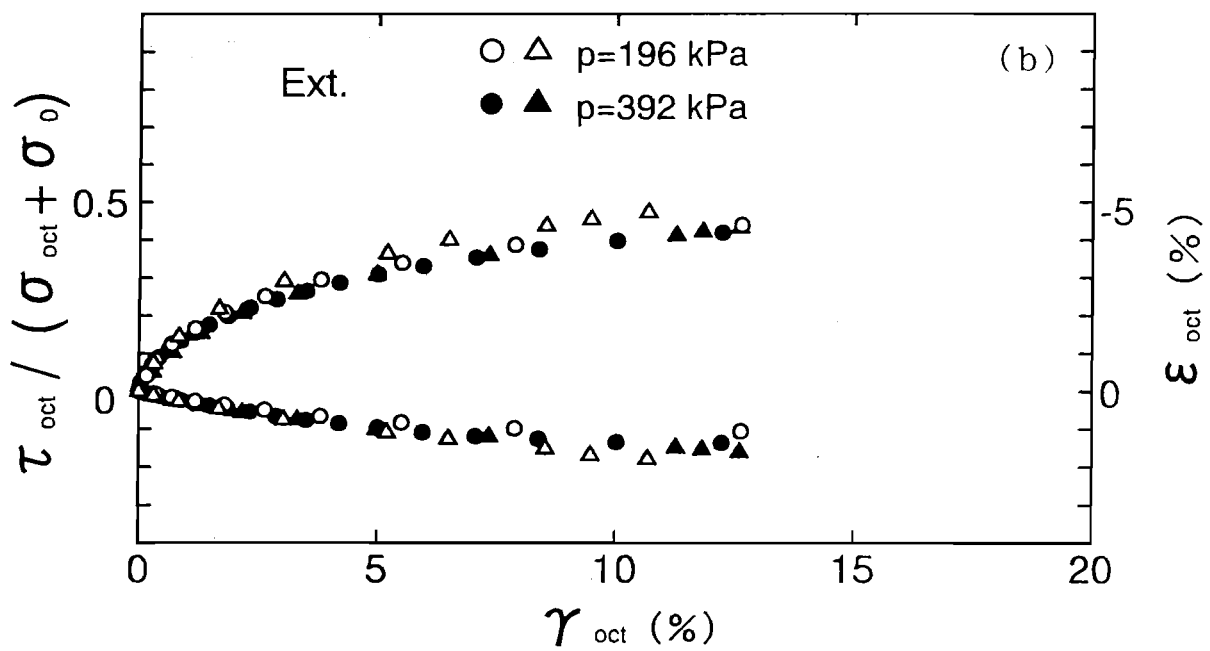
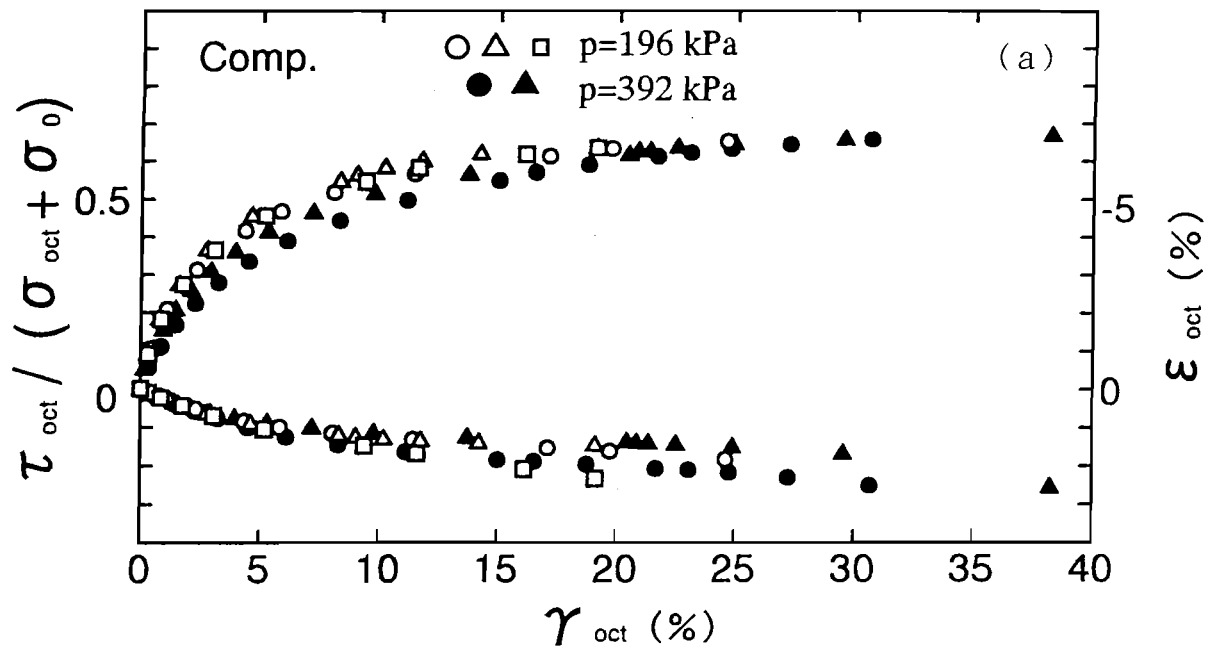


図-3.45 せん断時の応力条件により整理した
 $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0) \sim \gamma_{oct} \sim \epsilon_{oct}$ 関係

図-3.46(a)、(b)はせん断中のストレス・ダイレイタンスー関係である $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0) \sim (d \varepsilon_{oct} / d \gamma_{oct})$ 関係の例を示している。図-3.46(a)は、 $p = 392$ kPaの場合の三軸圧縮、伸張試験での結果を整理したものである。図中の白いプロットは三軸圧縮試験、黒いプロットは三軸伸張試験の結果をそれぞれ示している。飽和土の場合と同様、三軸圧縮試験と三軸伸張試験のストレス・ダイレイタンスー関係は異なっている。ただし、換算垂直応力（サクシオン）による違いは同じせん断状態の試験においては見られない。図-3.46(b)は、サクシオン $s = 147$ kPaの結果を整理したものである。三軸圧縮試験（白いプロット）、三軸伸張試験（黒いプロット）のそれぞれにおいて、拘束応力によるストレス・ダイレイタンスー関係の違いは見られないことがわかる。

図-3.47(a)、(b)および図-3.48(a)、(b)は同じ試験データについて、Modified ISMPに関する応力パラメーターによる応力比 $\tilde{\tau}_{SMP} / (\tilde{\sigma}_{SMP} + \sigma_0)$ と、ひずみパラメーター $\tilde{\gamma}_{SMP}$ および $\tilde{\varepsilon}_{SMP}$ との関係について整理した結果を示している。図中の白いプロットは三軸圧縮試験、黒いプロットは三軸伸張試験の結果をそれぞれ示している。図-3.44に示すOCT面に関する整理結果とは異なり、三軸圧縮と三軸伸張の試験結果がユニークに整理される傾向を示している。このような傾向は、松岡・孫⁵⁶⁾によるセメント混合砂に関する試験結果と同じである。なお、Modified ISMPに関するせん断中のストレス・ダイレイタンスー関係は、図-3.11に示したように三軸圧縮と三軸伸張の試験結果がユニークに整理される傾向を示している。

今回行ったサクシオンおよび平均主応力一定の三軸圧縮・三軸伸張せん断試験結果に対して、3.2節に示した構成モデルを用いて予測を行った例が図-3.49(a)、(b)に示されている。図中のプロットは実測値を、実線は予測値を示している。予測値は実測値をほぼ表現できていることがわかる。

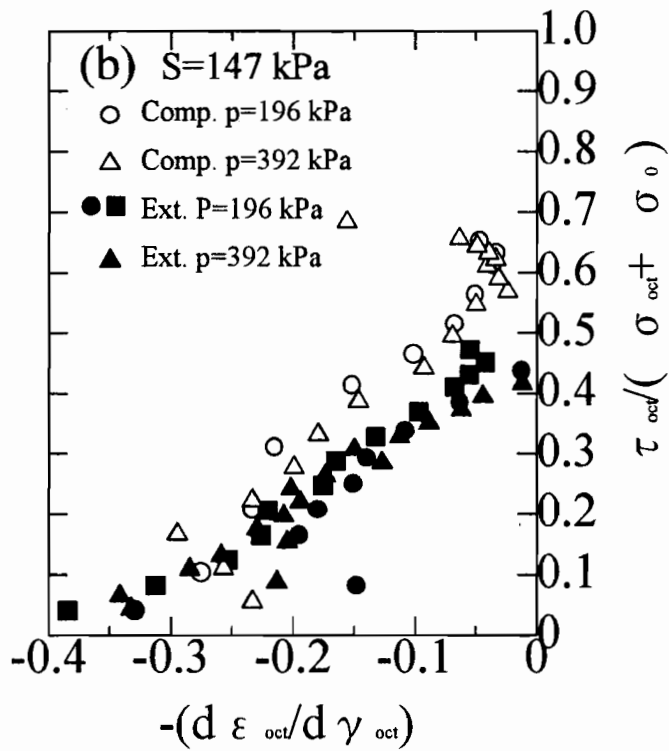
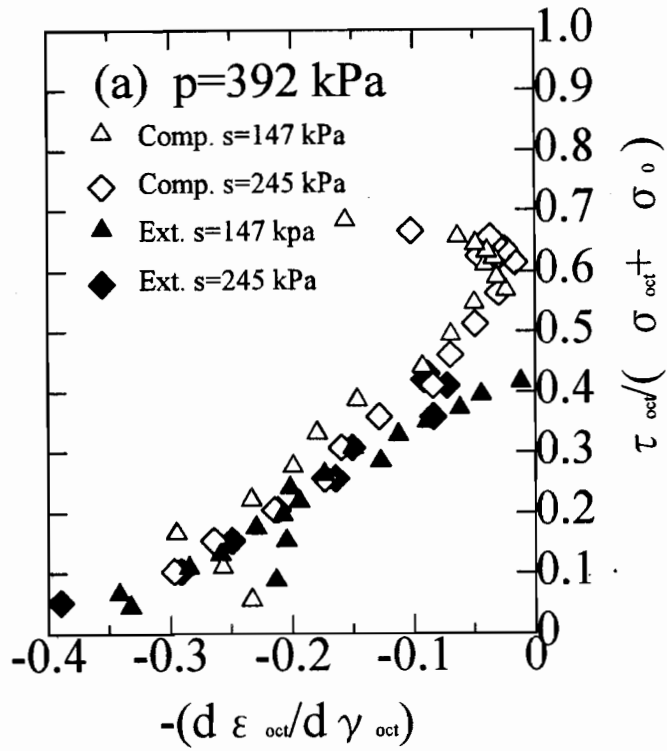


図-3.46 せん断時の $\tau_{oct} / (\sigma_{oct} + \sigma_0) \sim -(d \varepsilon_{oct} / d \gamma_{oct})$ 関係

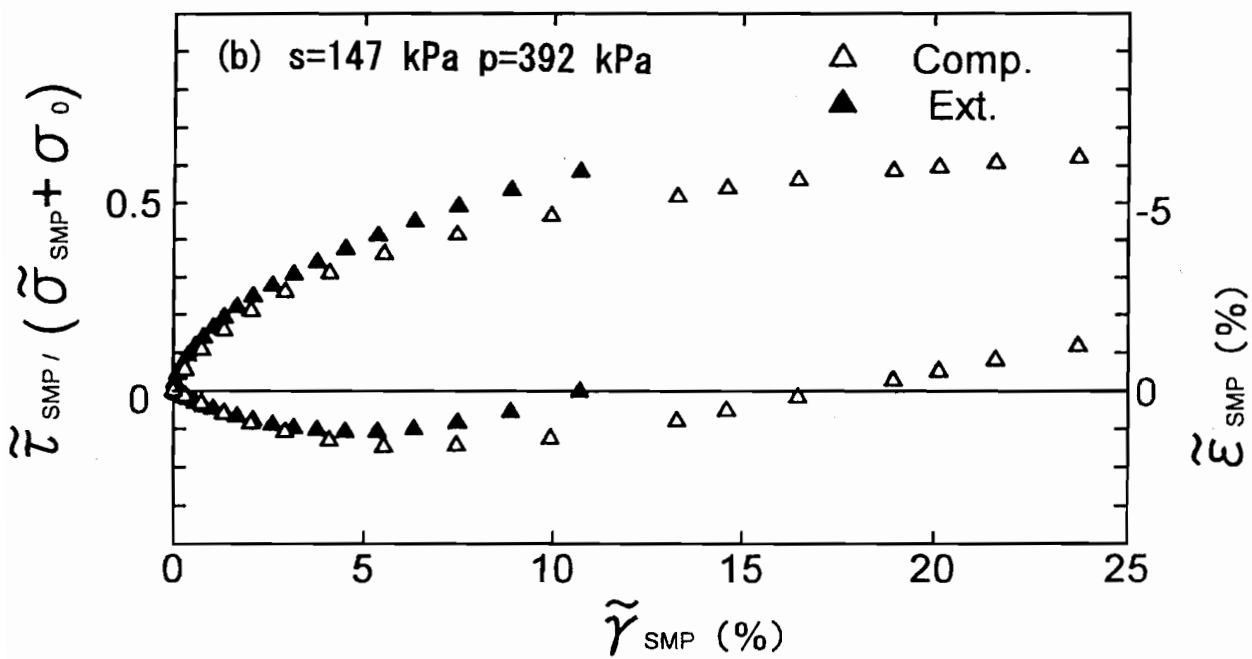
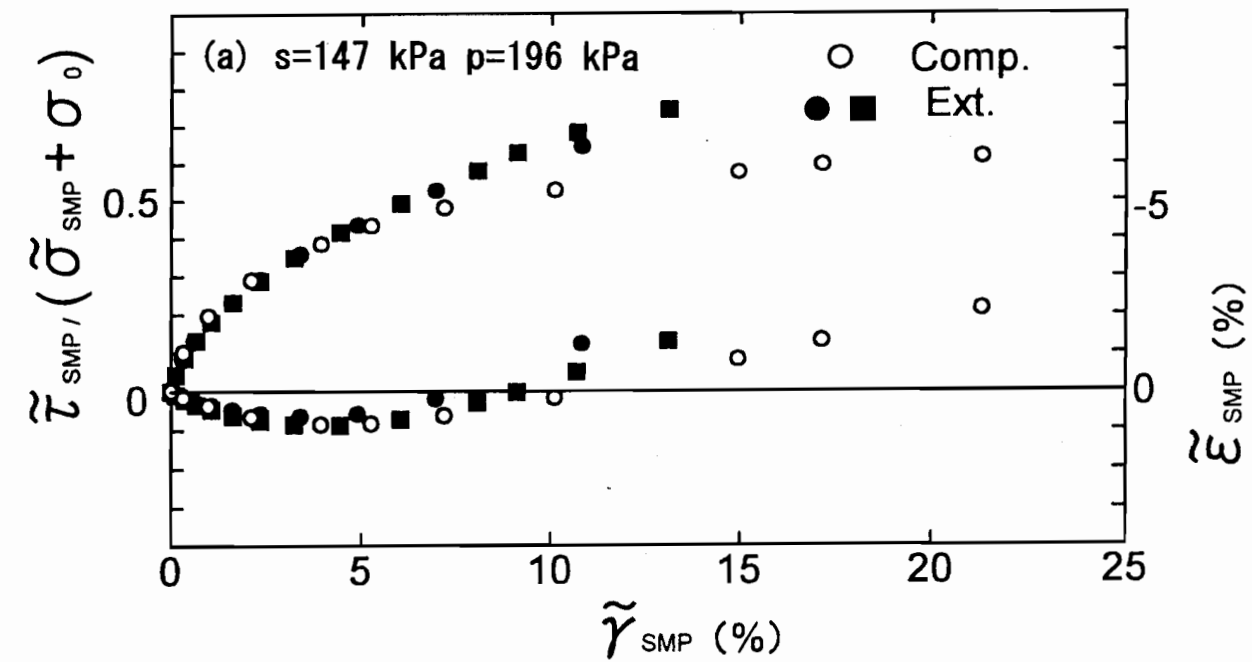


図-3.47 せん断時の $\tilde{\tau}_{SMP} / (\tilde{\sigma}_{SMP} + \sigma_0) \sim \tilde{\gamma}_{SMP} \sim \tilde{\epsilon}_{SMP}$ 関係 ($s=147$ kPa)

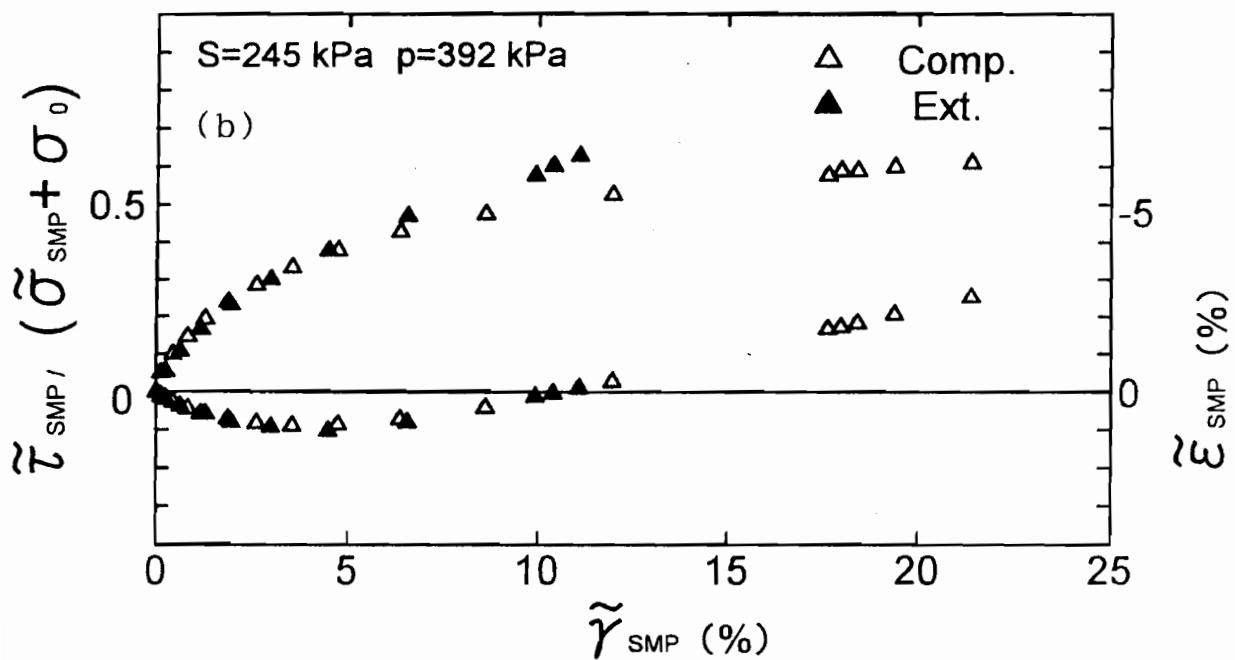
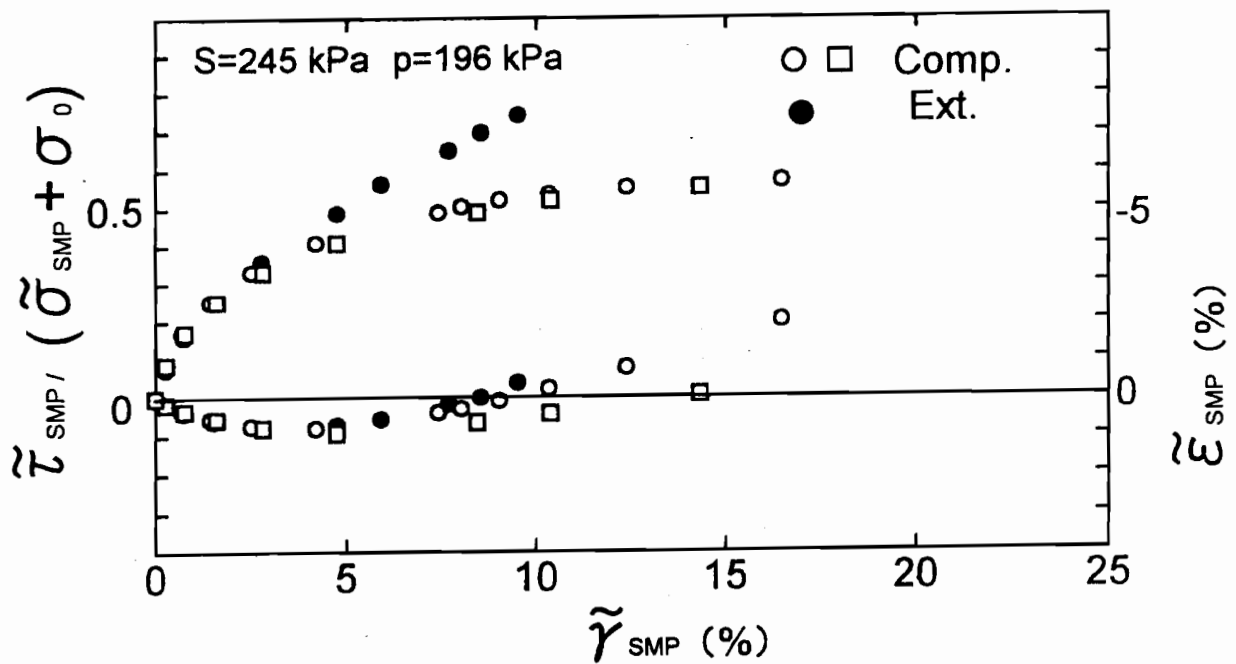


図-3.48 せん断時の $\tilde{\tau}_{SMP} / (\tilde{\sigma}_{SMP} + \sigma_0) \sim \tilde{\gamma}_{SMP} \sim \tilde{\epsilon}_{SMP}$ 関係 ($s=245$ kPa)

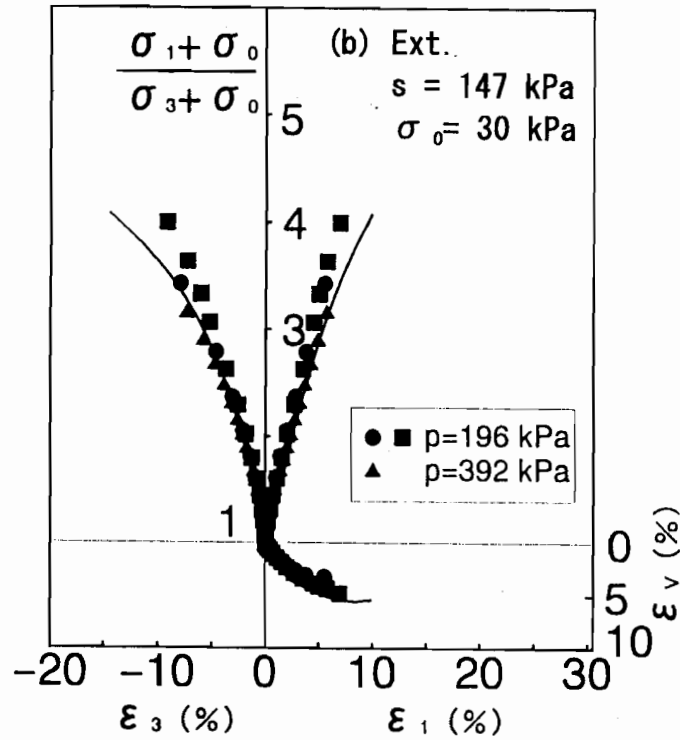
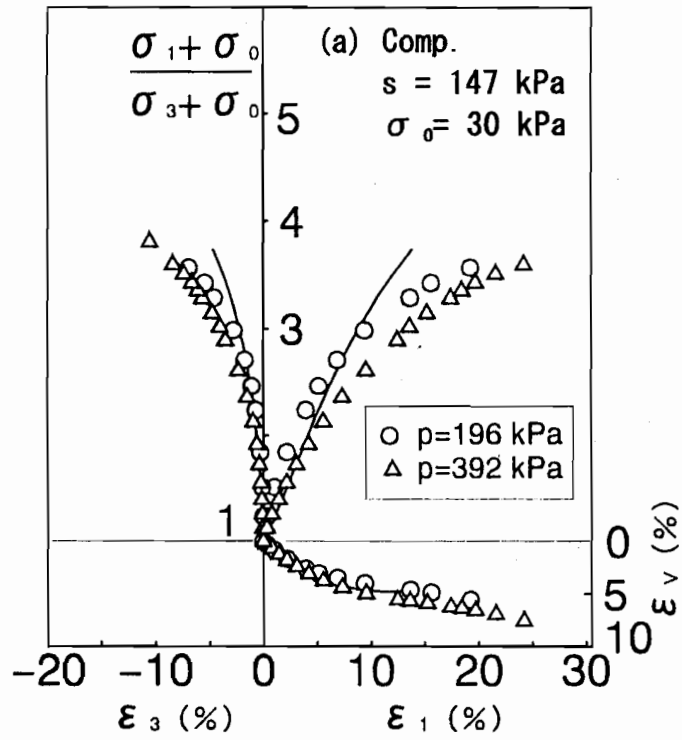


図-3.49 三軸圧縮・伸張せん断試験における $(\sigma_1 + \sigma_0) / (\sigma_3 + \sigma_0) \sim \varepsilon_1, \varepsilon_3 \sim \varepsilon_v$ 関係の実測値と提案モデルによる予測値の比較

3. 4 まとめ

本章では、不飽和土内部に作用している圧縮内力の影響を破壊時のモール円の強度包絡線における粘着力に基づく換算垂直応力ととらえ、間隙水分布の影響を取り入れるため、間隙を占めるバルク水による成分と粒子接点に存在するメニスカス水による成分に分ける考え方を示した。この考え方は、軽部らがサクシヨン応力の成分をバルク応力とメニスカス応力に分けた考え方によっている。そして、換算垂直応力の成分であるバルク応力に基づき、大槓⁶²⁾による中間空間滑動面を修正した「修正した中間空間滑動面 (Modified ISMP)」の考え方を提案した。さらに、飽和土における t_{ij} モデル⁶⁰⁾での空間滑動面の役割を Modified ISMP に組み換えて、軽部による等塑性体積ひずみ線³⁸⁾を取り入れた低飽和度状態の不飽和土の変形に関する構成モデルを提案した。

そして低塑性粘性土の締固め供試体を用い、サクシヨン一定条件下での平均主応力による等方圧縮試験後に、サクシヨンおよび平均主応力一定条件下における三軸圧縮・三軸伸張せん断試験を行い、低飽和度の不飽和粘性土のサクシヨン一定条件下における変形・強度特性について調べた。以下に主な実験結果を示す。

1. せん断中の間隙比変化と飽和度変化の関係は、サクシヨンにより支配され、せん断中の応力状態の影響を受けない傾向を示した。これは、サクシヨンがせん断開始時の間隙水分布を支配しており、また、間隙水分布は等方的であるためと考えられる。
2. せん断中のストレス・ダイレイタンスー関係については、OCT面に基づいて整理した場合、三軸圧縮せん断・三軸伸張せん断ではそれぞれ異なる傾向を示した。これは、従来言われている飽和土の場合と同じである。また、せん断中の応力状態が同じでも、OCT面に基づいて整理した場合はストレス・ダイレイタンスー関係が拘束応力により異なる傾向を示した。

3. Modified ISMP に基づくせん断中のストレス・ダイレイタンスー関係については、三軸圧縮・三軸伸張にかかわらずユニークになる傾向を示した。そして、ストレス・ダイレイタンスー関係を定める式 (3.25) 中の係数も、応力状態およびサクシヨンの大きさにかかわらず一定となる傾向を示した。
4. 提案モデルによる低飽和度の不飽和粘性土のサクシヨン一定条件下における三軸圧縮せん断・三軸伸張せん断時の変形挙動の予測値は、実測値と良い対応を示した。

第4章 不飽和粘性土のサクシオン減少時の変形特性とその解析

4.1 概説

水浸時に生じるコラプスは、不飽和土に特有な現象である。不飽和土の研究はコラプスと深く関わりを持っている。不飽和土の有効応力式として提案されたBishopの有効応力式⁹⁾はJennings & Burland³²⁾ よってコラプスを説明できないとの批判を受け、以後の不飽和土の研究はBishop式とコラプスの関係をめぐる議論がその中心となっていたと見ることができる。コラプスは、サクシオンの作用により土粒子間に生じている圧縮内力が水浸に伴い消失し、土骨格剛性が減少するために起こるものと考えられる。軽部はその論文³⁵⁾の中で有効応力の本質について論じ、不飽和土における有効応力と力学定数へのサクシオンの影響について指摘し、Colemanの提案式¹⁵⁾を変形した形式でBishop式を解釈して、その妥当性を三軸試験結果に基づいて検討している。

コラプスに関する研究の多くは、サクシオンを制御しない次元圧密試験装置を用いた水浸試験が中心となっていた。一方、Bardenら⁷⁾はサクシオンを制御できる次元圧縮試験装置により水浸試験を行い、コラプスが応力経路に依存して発生することを示した。また、Lawtonら⁵²⁾は締固め土を用いて三軸試験装置によるサクシオンを制御しない異方圧縮状態での水浸試験を行い、同じ供試体で次元圧密試験装置を用いた場合の水浸試験結果⁵¹⁾との比較を行った。これらの研究では、外応力の一部（側方応力）が未知な状態（Bardenらの場合）、あるいは供試体の内部のサクシオンが未知な状態（Lawtonらの場合）となっている。このため現在まで水浸試験に関して多くのデータが蓄積されているが、そのデータの解釈あるいは解析に当たっては経験的な手法がとられているのが現状である。

BardenらやLawtonらの研究はコラプスのみを研究対象としたものであると考えら

れるが、近年の研究ではコラプスを不飽和土の変形挙動の一部としてとらえ、コラプスを含めた変形挙動を説明することのできる構成モデルの研究^{5), 40), 50)}が、サクシオンおよび Net Stress を制御できる三軸試験装置を用いて進められている。軽部³⁷⁾はサクシオンおよび Net Stress を制御した三軸圧縮試験を行い、その実験結果から平均主応力とサクシオン応力面上に定義される降伏線の考え方を初めて示し、その降伏線を取り入れたCam Clayモデルに基づいた構成モデルを提案した。またAlonsoら⁵⁾は、過去に行われた一次元圧密試験装置を用いた水浸試験の結果を検討し、軽部による降伏線と本質的に同じである等方応力面上の降伏線を取り入れた構成モデルを提案し、コラプスを含めた変形挙動予測を三軸試験結果に対して行った。

本章では、供試体に作用している応力の一部が未知な状態で行われていた水浸試験について、三軸試験装置を用いてこれらの応力が既知な条件下で同様の実験を行った。そして、水浸時に生じるコラプスに関して実験的検討を加え、コラプスの現象としての本質をとらえることを目的にしている。このために、まず従来の圧縮試験で行われている K_0 状態とは異なった、等方応力条件下での水浸試験を行い、コラプス時の変形挙動について考察を加えた。なお、等方応力条件下におけるコラプス後に三軸圧縮せん断試験を行い、水浸経路を含めた応力経路に関するせん断挙動の応力経路依存性について検討した。次に、せん断条件下でのコラプス時の変形挙動について調べるために、三軸圧縮および三軸伸張状態におけるせん断応力一定条件下の水浸試験を行った。さらに、ある一定のせん断応力条件下で水浸してコラプスが生じた後にせん断応力とサクシオンを増加して、再び一定のせん断応力条件下でサクシオンを減少するせん断・水浸繰返し試験を行い、せん断応力一定条件下での繰返し水浸時の変形挙動について実験的検討を加えた。また、等方応力条件下およびせん断応力一定条件下でのコラプス時の変形挙動について、第3章で提案した変形に関する構成モデルにより予測し、実測値との比較を行った。

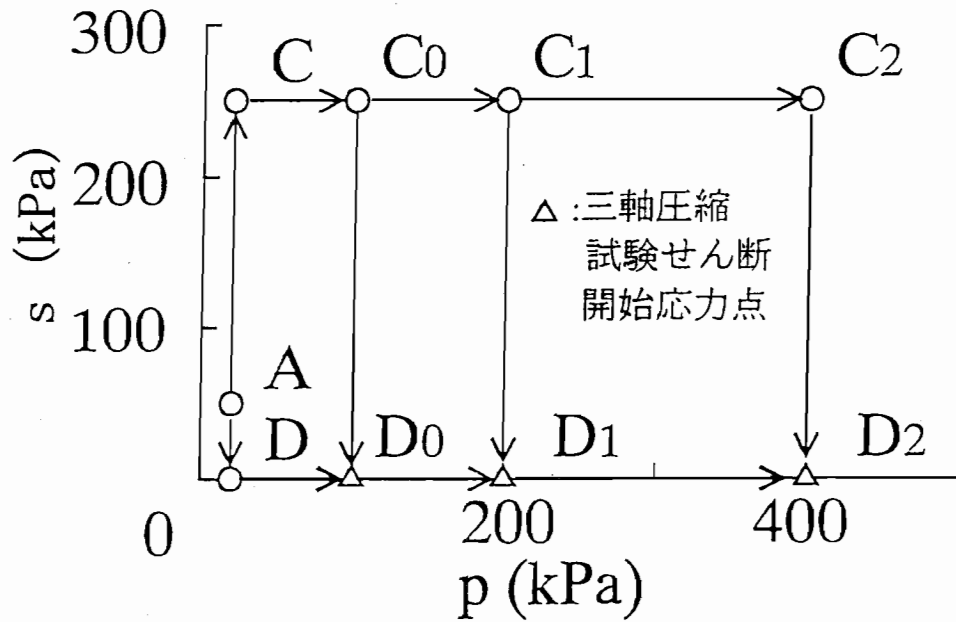


図-4.1 等方応力状態のコラプス試験の応力経路

4.2 実験装置および実験方法

実験装置は、3.3 (1)項で示した不飽和土用に改良した三軸試験装置を用いた。また、供試体作製方法および実験手順も3.3 (1)項で述べた方法・手順と同じである。試験の種類は、等方応力条件下の水浸試験、せん断応力一定条件下の水浸試験、および繰返しせん断・水浸試験の3種類である。以下に各試験の応力経路について説明する。

等方応力条件下の水浸試験の応力経路として、まず、図-4.1中の点A ($p=20\text{kPa}$ 、 $s=50\text{kPa}$) からサクシオン s を 245kPa まで増加した後、平均主応力 p を増加してから s を減少する経路 (図-4.1中の $A \rightarrow C \rightarrow C_0 \rightarrow D_0$ 、 $A \rightarrow C \rightarrow C_1 \rightarrow D_1$ 、 $A \rightarrow C \rightarrow C_2 \rightarrow D_2$ の経路)、およびサクシオン s を増加した後、 s を減少する経路 (図-4.1中の $A \rightarrow C \rightarrow D$ の経路) の試験を行った。なお、後述する4.3節においては、後者の経路を経た試料を水浸試料と呼んでいる。次に、点Aから $s=0\text{kPa}$ まで s を減少した後、

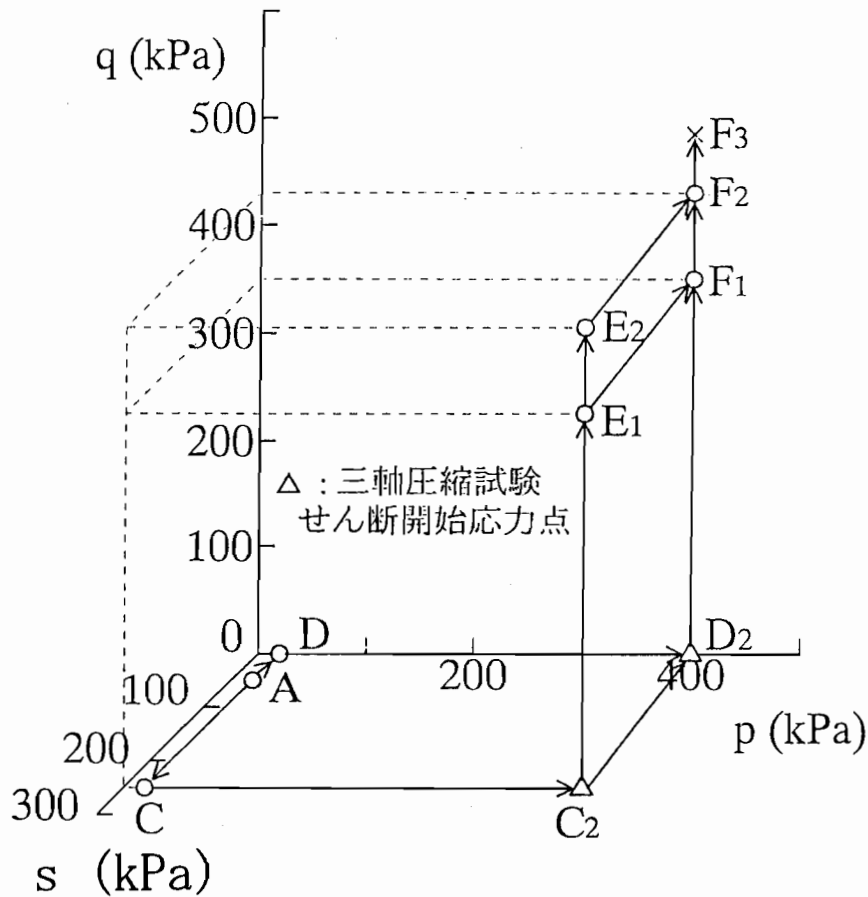


図-4.2 圧縮せん断時のコラプス試験の応力経路

p を増加する経路（図-4.1中のA→D→D1、D2の経路）の試験を行った。後述する4.3節においては、この経路を経た試料を初期水浸試料と呼んでいる。これらの経路を経た試料について、同じ応力点であるD0、D1、D2点でそれぞれp、s一定の排気排水条件下で応力制御による三軸圧縮試験を行った。

せん断応力一定条件下での水浸試験の応力経路として、図-4.2、4.3中の点A（ $p = 20\text{kPa}$ 、 $s = 50\text{kPa}$ ）から $s = 245\text{kPa}$ までsを増加した後、まず、pを増加する経路（図-4.2および図-4.3中に示されているA→C→C2の経路）を経て、最終応力点C2でp、s一定の排気排水条件下で応力制御による三軸圧縮・三軸伸張試験を行った。そして、せん断途中にのあるせん断応力一定条件下で水浸試験を行った（図-4.2中のE1→F1、E2→F2および図-4.3中のG1→H1の経路）。なお、この経路

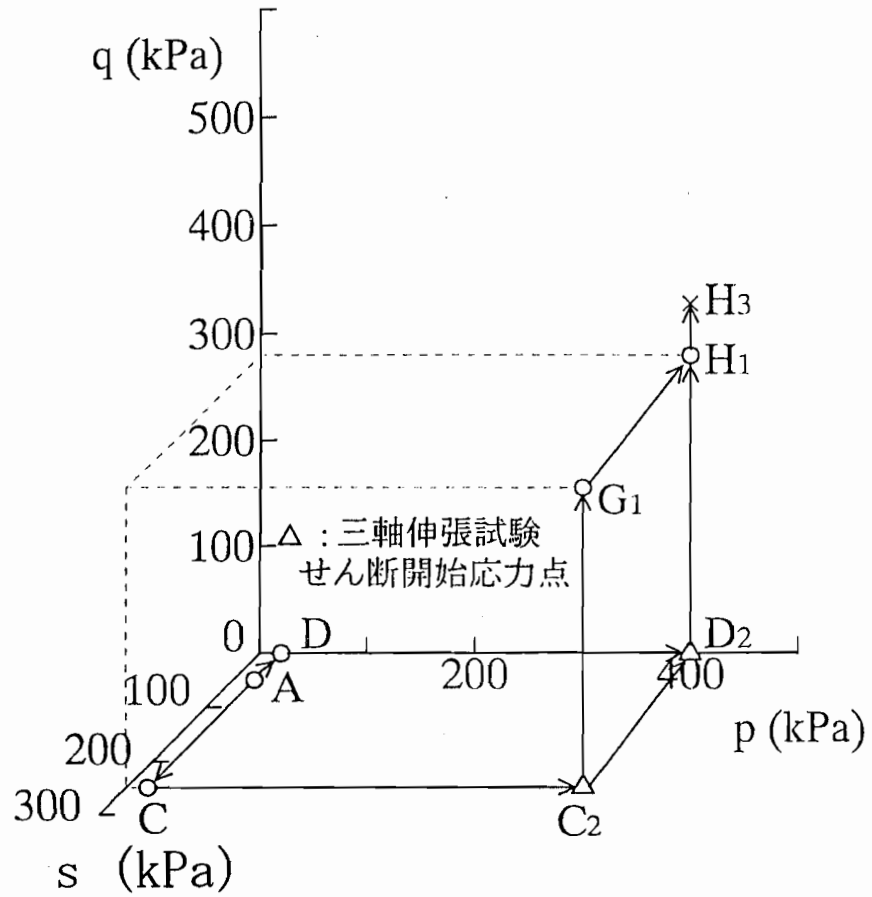


図-4.3 伸張せん断時のコラプス試験の応力経路

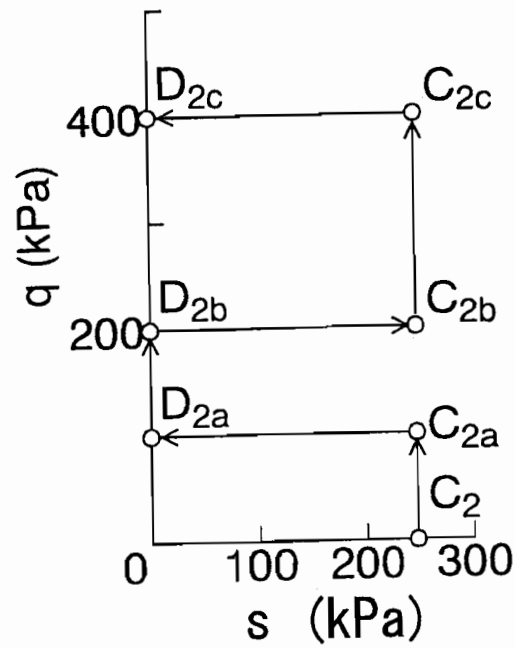


図-4.4 圧縮せん断時の繰返し試験の応力経路

を経た試料を後述する4.4節においては『水浸試料』と呼んでいる。

さらに、せん断応力一定条件下でのサクシオン減少により生ずるコラプスについて調べるために、図-4.4に示すようにC2点から p 、 s 一定でせん断を開始して、途中で q 一定でサクシオンを減少する経路(C2a→D2a、C2c→D2cの経路)を含む繰返しせん断・水浸試験を行った。

なお、各段階の荷重時間は一段階につき8時間を基準とした。また、サクシオンを減少過程での $s=0\text{kPa}$ の段階のみ等方応力条件下では24時間の荷重時間とし、せん断応力条件下のサクシオン減少過程 $s=0\text{kPa}$ の段階のみコラプスが生じるまでの約10日間の荷重時間とした。

4.3 等方応力条件下におけるコラプス挙動

(1) 初期水浸試料と水浸試料との比較

従来、一次元圧密試験装置を用いて行われているDouble oedmeter test³³⁾は、水浸試料と非水浸試料との間隙比差から目標とする荷重応力下での水浸時の沈下量を予測するものである。この場合、非水浸試料の供試体内部のサクシオンは未知である。ここでは、今回行った三軸圧縮試験装置を用いた等方応力条件下の水浸試験を、供試体内部のサクシオンおよび応力が既知なDouble oedmeter test としてとらえ、得られた結果について従来の一次元圧密試験装置を用いた場合のDouble oedmeter testにより得られた傾向との比較を行う。

図-4.5(a)、(b)、(c)は初期水浸試料の圧縮過程(図-4.1中のD→D1、D→D2経路)と、水浸試料の圧縮・水浸過程(図-4.1中のC→C0→D0、C→C1→D1、C→C2→D2経路)における間隙比 e 、含水比 w と飽和度 S_r の p に対する変化をそれぞれ示している。従来Double oedmeter testで行われている水浸試験では、水浸後の供試体

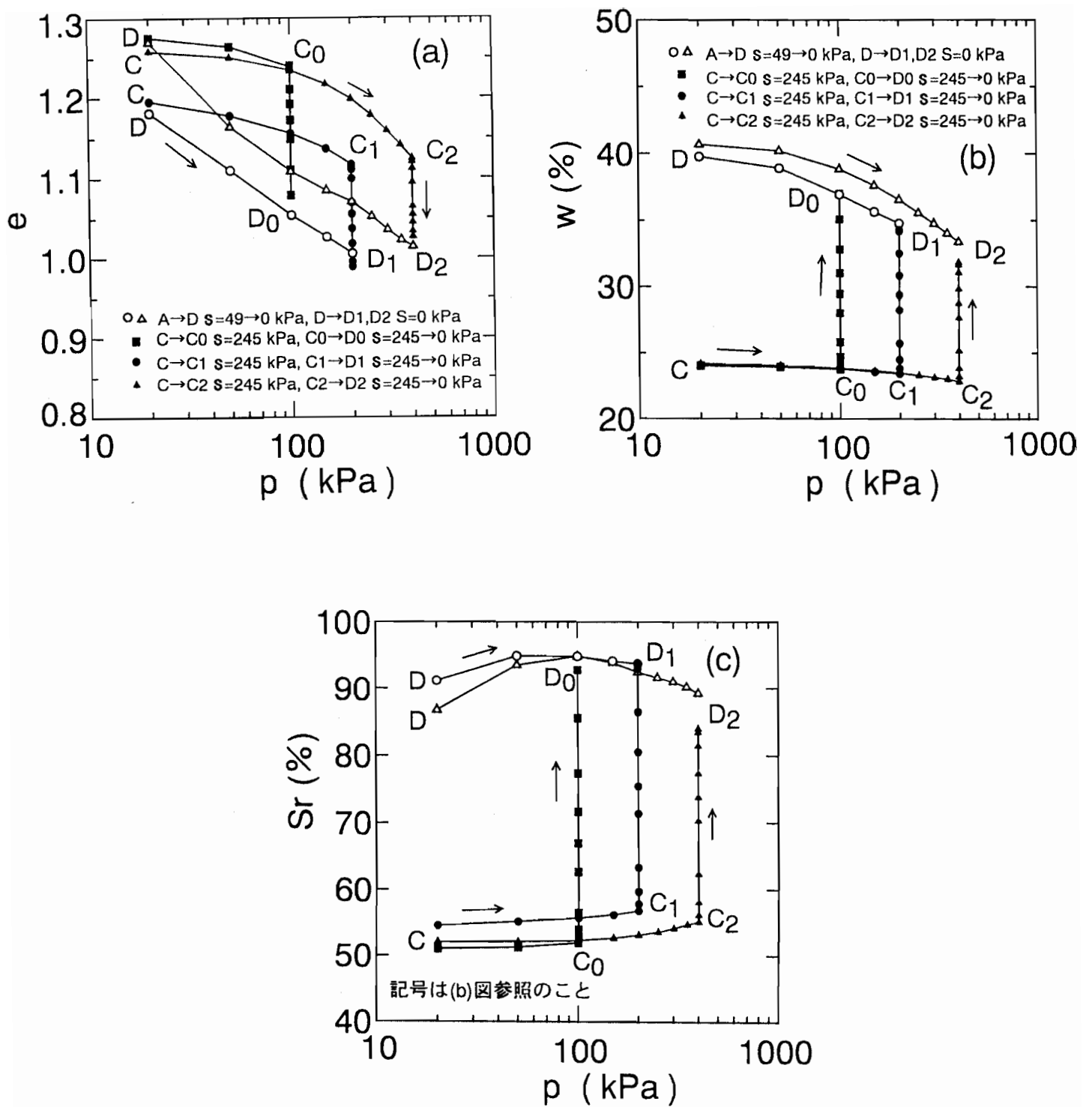


図-4.5 水浸試料とコラプス試験の間隙比、含水比および飽和度の比較

は飽和していると考えられていた。しかし、図-4.5(c)からわかるように初期水浸試料の圧縮過程では飽和度は90%程度になっており完全には飽和していない状態である。そして、今回の水浸試料は、水浸後に間隙比、飽和度および含水比がそれぞれ初期水浸試料の不完全な飽和状態に一致する傾向を示している。従来の一次元圧縮試験装置を用いた水浸試験では、水浸時の吸水量が確認できないため、飽和度や含水比がどのように変化したのかは確認されていない。しかし、今回の試験結果から水浸後の飽和度や含水比が応力経路に依存しないことが確認された。また、等方圧縮条件下における水浸時の圧縮量についても、Bardenら⁷⁾による一次元圧縮試験装置を用いた K_0 条件下における結果と同様に、応力経路に依存しないことが確認された。

図-4.6は、水浸試料（図-4.5中の△印のプロット）の圧縮過程（C→C2経路）の間隙比と、初期水浸試料（図-4.5中の▲印のプロット）の圧縮過程（D→D2経路）での間隙比との間隙比差 δe を、また、図-4.7と図-4.8は同じ2つの経路の飽和度差 δS_r および含水比差 δw をそれぞれ p に対してプロットしたものである。図-4.6の $\delta e \sim p$ 関係では、 $p = 150$ kPaあたりに δe のピークが現れている。そして、 $p = 150$ kPaから p が大きくなると δe はわずかに減少する傾向を示している。図-4.7の $\delta S_r \sim p$ 関係では、 $p = 100$ kPaあたりにピークが現れ、以後 p の増加とともに δS_r は減少する傾向を示している。これは、図-4.5(c)に示されるように水浸試料の飽和度が圧縮にともない上昇しているためである。図-4.8の $\delta w \sim p$ 関係では、 p の増加とともに δw が減少する傾向を示している。これは、図-4.5(b)に示すように水浸試料の含水比が圧縮時にわずかに減少し、初期水浸試料の含水比が圧縮により減少しているためである。

図-4.9(a)は水浸試料の水浸時に生じた圧縮量 Δe と p との関係を示している。圧縮量 Δe は $p = 100$ kPa付近で最大となっていることがわかる。図-4.9(b)、(c)は、前述の $\delta e \sim p$ 関係および $\delta S_r \sim p$ 関係を、 $\Delta e \sim p$ 関係とそれぞれ比較したものである。水浸時の圧縮量 Δe の p に対する傾向は、 $\delta e \sim p$ 関係よりも $\delta S_r \sim$

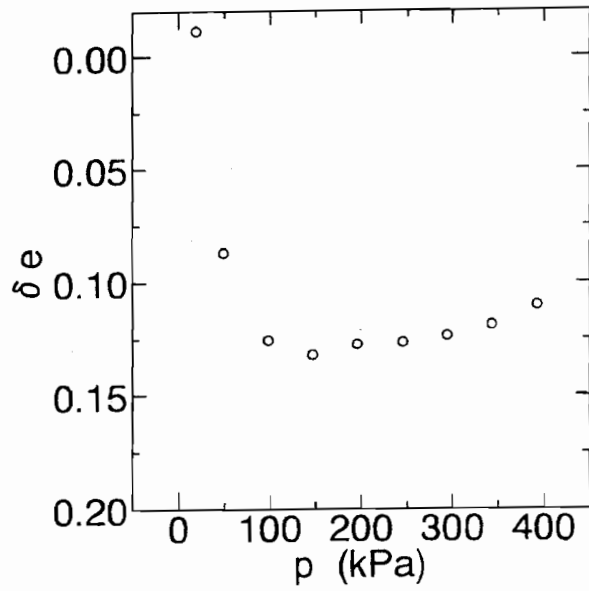


図-4.6 水浸試料と初期水浸試料の間隙比差と p の関係

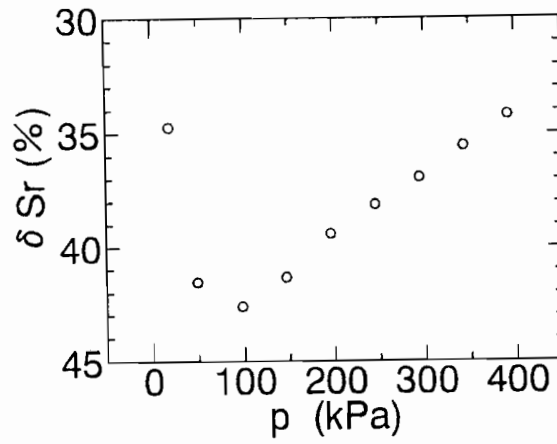


図-4.7 水浸試料と初期水浸試料の飽和度差と p の関係

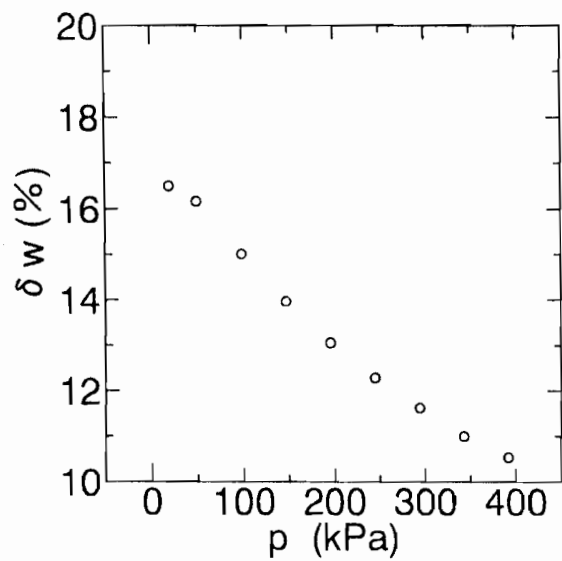


図-4.8 水浸試料と初期水浸試料の含水比差と p の関係

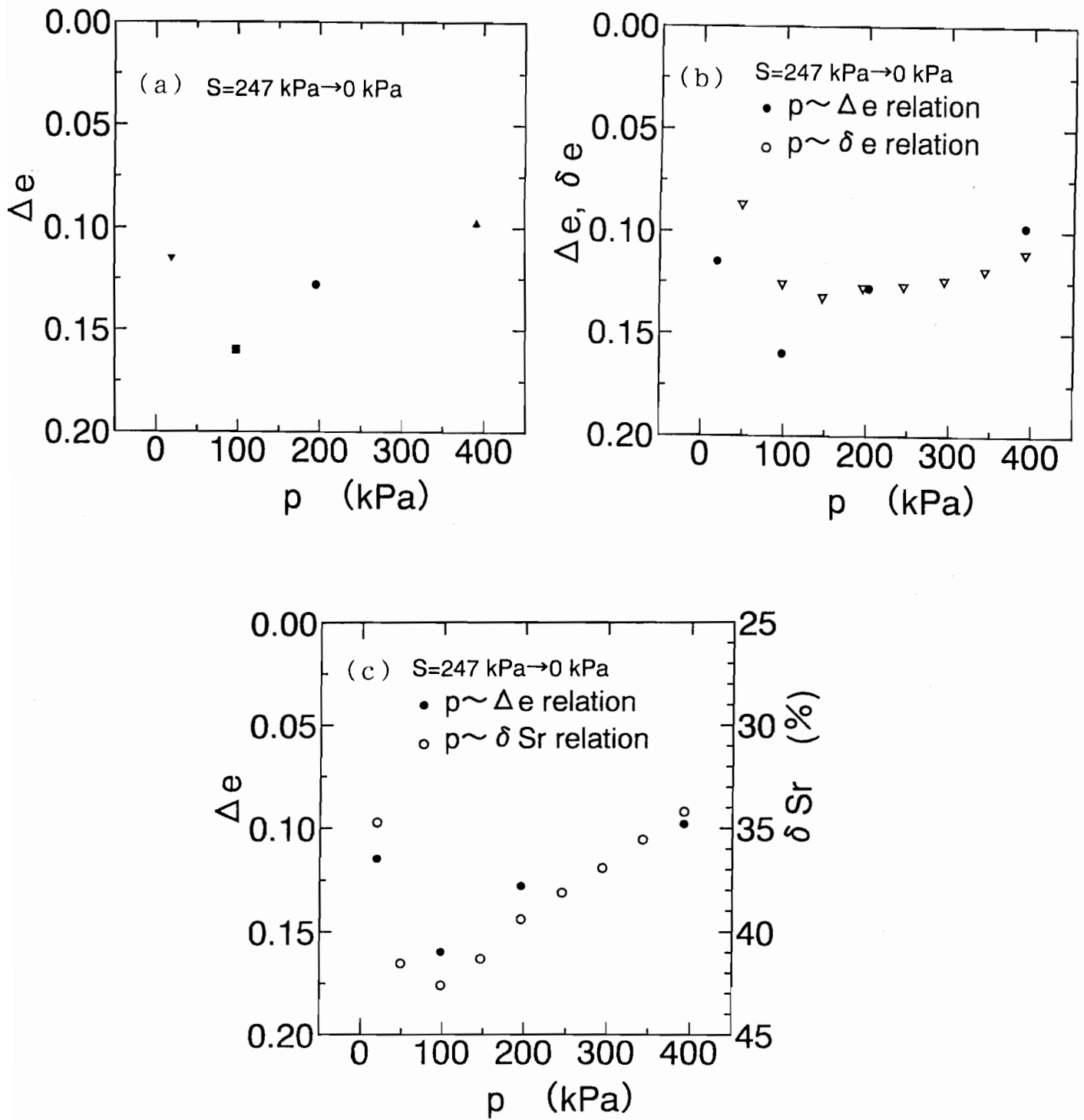


図-4.9 $\delta e \sim p$ 関係および $\delta Sr \sim p$ 関係と $\Delta e \sim p$ 関係との比較

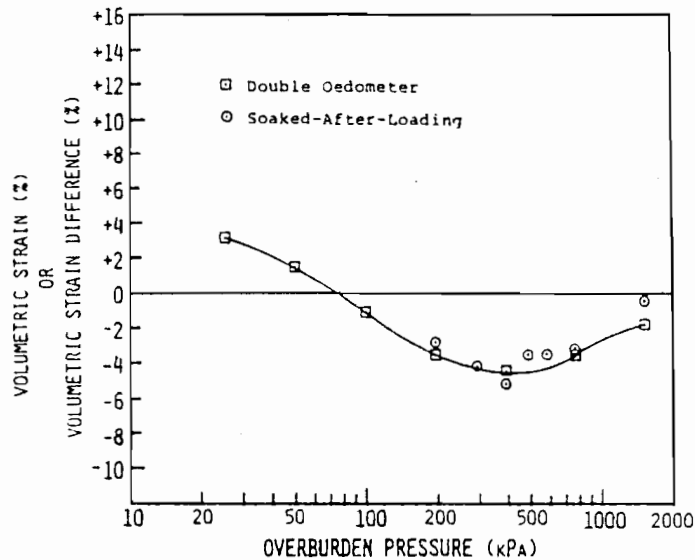


図-4.10 Lawtonらによる圧密試験装置を用いた水浸試験結果

p 関係に対応していることがわかる。従来のDouble oedmeter testにおける結果では、最大圧縮量が生じるのは圧縮曲線における先行圧縮応力付近であるとされているが、今回の等方応力条件下においてある一定のサクシオン状態から水浸した試験結果では、初期水浸試料と水浸試料の飽和度差が最大となる p において最大圧縮量が生じていることがわかる。

Lawtonら⁵¹⁾は一次元圧縮試験装置を用いた水浸試験から、上載圧 σ_v と水浸時の沈下量との関係が図-4.10に示すように上載圧 σ_v の増加とともに沈下量が増加し、ピークを示した後に減少する結果を示している。今回の等方応力条件下でのサクシオン一定条件からの水浸試験においても、p と圧縮量の関係は同様な傾向を示した。このような水浸時の圧縮量の傾向は、図-4.11に示すように、サクシオンによる土骨格構造への剛性の寄与分と、p による土骨格構造への剛性の寄与分という2つの要素が影響を与えているものと考えられる。すなわち、p が小さい場合はサクシオンの寄与分が支配的であるが、その割合は、p が大きくなるにつれて減少してゆく。また、p が大きくなると p の寄与分が増加してゆくと考えられる。この「p による土骨格構造の剛性への影響」は後に示すデータにも現れている。

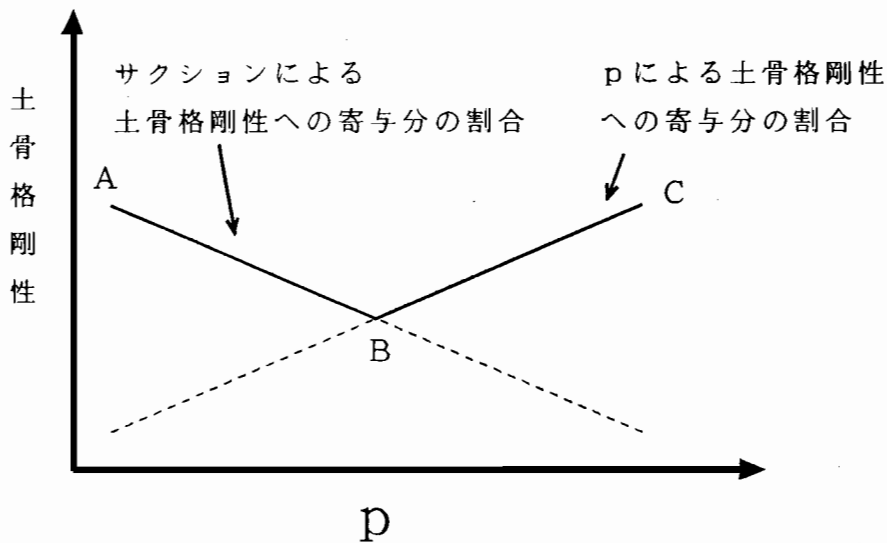


図-4.11 サクシオンと p の土骨格剛性への寄与に関する概念図

(2) 水浸時の変形・吸水特性とその解析

ここでは、等方応力条件下の水浸時の変形特性と吸水特性について実験結果に基づいて検討し、等方応力条件下に生じるコラプスの現象としての実態を把握するものである。また、第3章で提案した変形に関する構成モデルによるコラプスの予測と実測値の比較を示す。

図-4.12は水浸試料の水浸時の間隙比～サクシオン関係を示している水浸時の平均主応力は、 $p = 20, 98, 196, 392 \text{ kPa}$ の4種類である。また、図-4.13は、図-4.12における水浸試料のデータのうち○、△印を除いたデータについて、 $s = 245 \text{ kPa}$ の水浸開始時からの間隙比変化 Δe ～サクシオン関係を示している。図-4.13から水浸時の p が大きいほどサクシオンの減少開始とともに圧縮が始まっていることがわかる。一方、▼印の $p = 20 \text{ kPa}$ の場合、 $s = 245 \text{ kPa} \rightarrow 10 \text{ kPa}$ のサクシオン減少過程ではほとんど圧縮せず、 $s = 10 \text{ kPa} \rightarrow 0 \text{ kPa}$ のサクシオン減少過程で大きな圧縮を生じている。また、 $p = 196 \text{ kPa}$ の●印、および $p = 392 \text{ kPa}$ の▲印のデータは、

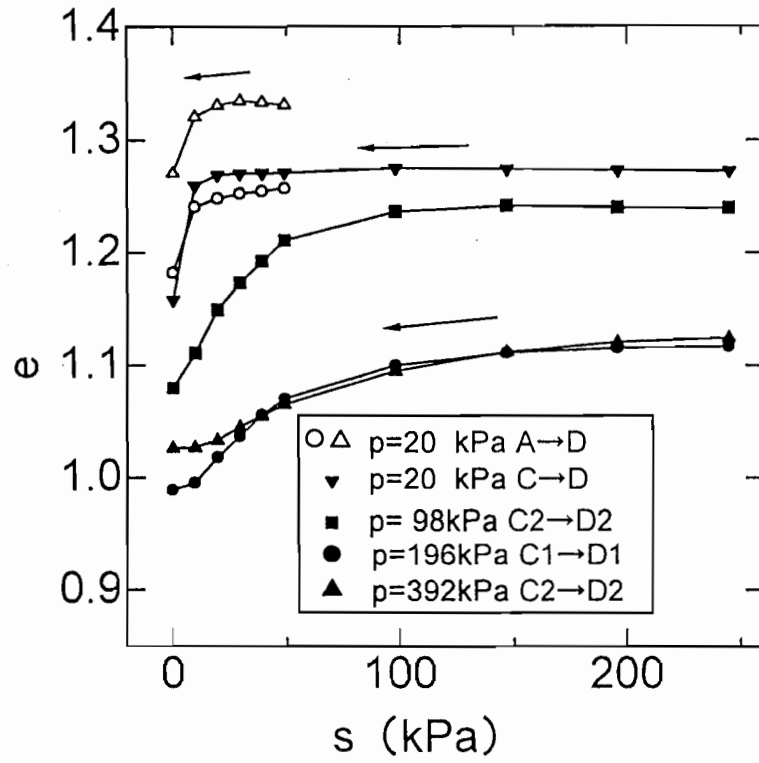


図-4.12 水浸時の間隙比～サクシオン関係

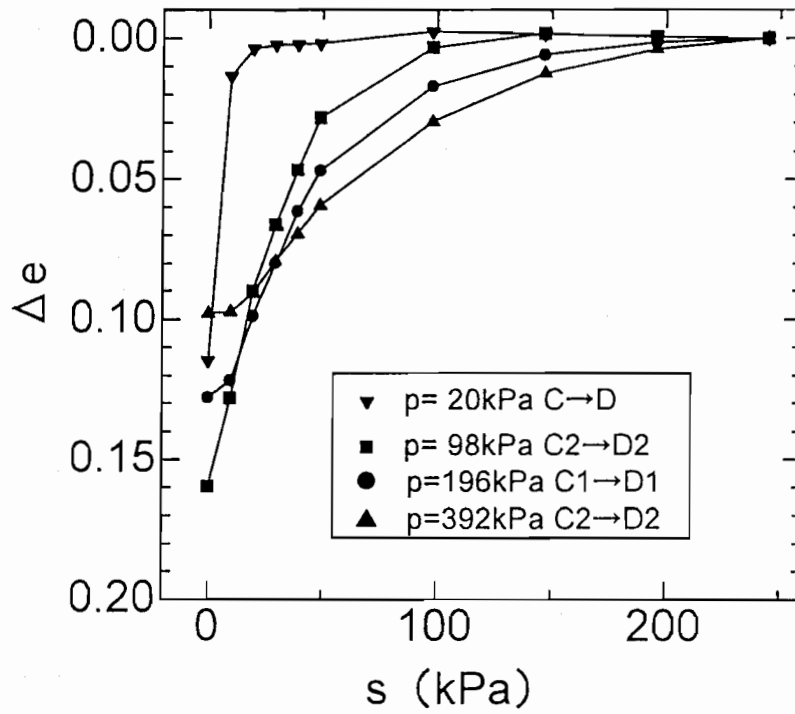


図-4.13 水浸時の間隙比変化～サクシオン関係

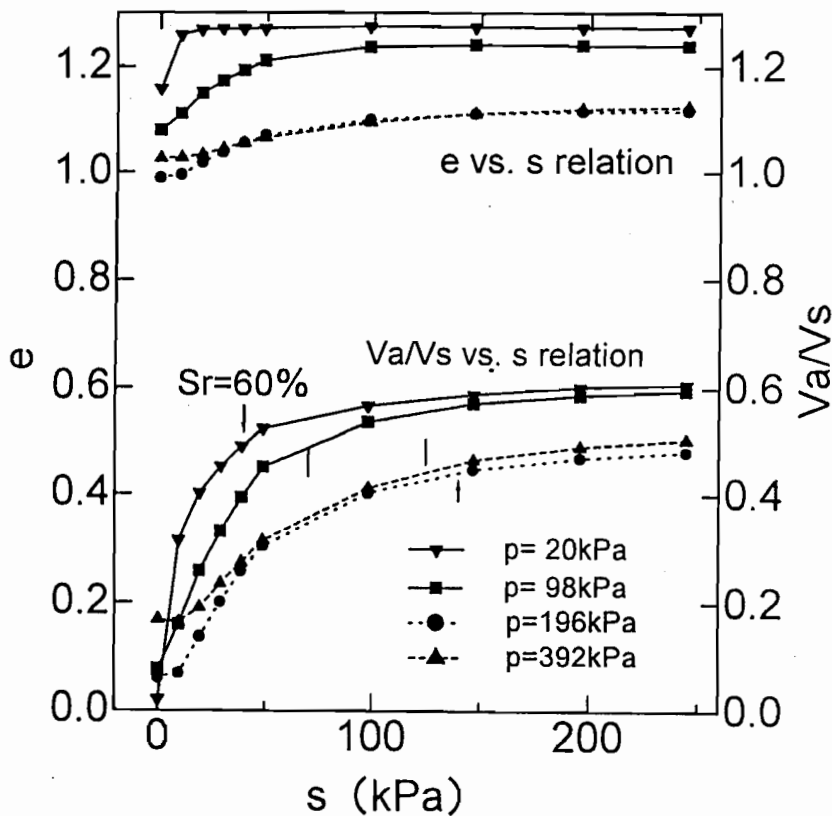


図-4.14 水浸時の間隙比、 V_a/V_s ～サクシオン関係

図-4.12に示すように水浸前の間隙比はほぼ等しい。そして、後掲の図-4.16(a)に示すように水浸前の飽和度もほぼ等しい。しかし、水浸時の p の大きさが違っている。このため前節で述べたように拘束応力 p の与える土骨格剛性が▲印の $p = 392$ kPaの場合の方は大きく、その影響により水浸時の最終圧縮量が小さくなっていると考えられる。

図-4.14は、図-4.13のデータについて水浸時の間隙比～サクシオン関係と V_a/V_s ～サクシオン関係 (V_a : 気相の体積、 V_s : 土粒子体積) を比較したものである。 V_a/V_s という量は単位土粒子当たりの空隙量を表しており、単位土粒子当たりのメニスカス量に関連しているものと考えられる。図-4.14から水浸前の間隙比の大きなものほど V_a/V_s が大きいことがわかる。図中の V_a/V_s ～サクシオン s 関係に示す矢印の位置は、後掲の図-4.16(a)における飽和度～サクシオン関係から、飽和度 $S_r=60\%$ に該当する点を内挿により求めたサクシオンの大きさを示している。よっ

て、サクシヨンがこの矢印の点よりも小さな範囲では60%以上の状態である。間隙比の変化と V_a/V_s の変化を比較すると、矢印で示す飽和度60%あたりからメニスカス量に関連する V_a/V_s が減少し、間隙比の減少が顕著になっている。

図-4.15(a)、(b)は、図-4.12のデータに関する水浸時の含水比～サクシヨン関係と含水比変化～サクシヨンをそれぞれ示している。また、図-4.16(a)、(b)は、同じデータに関する水浸時の飽和度～サクシヨン関係と飽和度変化～サクシヨンをそれぞれ示している。なお、図-4.15(a)、図-4.16(a)は水分特性曲線の吸水曲線を示している。図-4.15(a)、(b)から、 p の小さなものほど水浸前の含水比は高いが吸水量は大きくなっていることがわかる。これは、吸水量に対して前述のメニスカス量 V_a/V_s が影響しているものと考えられる。図-4.15(b)と図-4.16(b)を比較すると、含水比変化～サクシヨン関係の方が吸水曲線の形状に対する拘束応力 p の影響が少ないことがわかる。従来、水分特性曲線に対する拘束応力の影響は明らかにされていない。拘束応力が大きくなると土塊全体が圧縮し、間隙径分布も変化する。このため、水分特性曲線も変化すると思われる。今回の吸水曲線のデータに限って述べると、 $w \sim s$ 関係に関しては図-4.16(b)に示すように、土塊全体で圧縮しているにもかかわらず拘束応力の影響は少ないとことがわかる。また、吸水曲線における水侵入値に対応する点は拘束応力である p の大きなものほど明確に現れている。図-4.14に示されているように、 p が大きい場合には $s = 10$ kPa付近でのメニスカス量が少ない。よって、吸水曲線において水侵入値に対応する点が明確に現れるかどうかは、間隙内のメニスカス量が影響しているものと考えられる。

図-4.17は水浸開始時からの含水比変化と間隙比変化の関係を、図-4.18は水浸開始時からの飽和度変化と間隙比変化の関係をそれぞれ示している。図-4.17において、▼印のデータ ($p = 20$ kPa) の場合は吸水してもすぐには圧縮せず、前述と同様に $s = 10$ kPa \rightarrow 0 kPaの段階で圧縮を生じている。この場合、供試体内部のメニスカスによる土骨格剛性への影響が支配的であり、吸水によりメニスカスの土骨格剛性への影響が低下しないと、拘束応力が低いために圧縮しなかったと考えられ

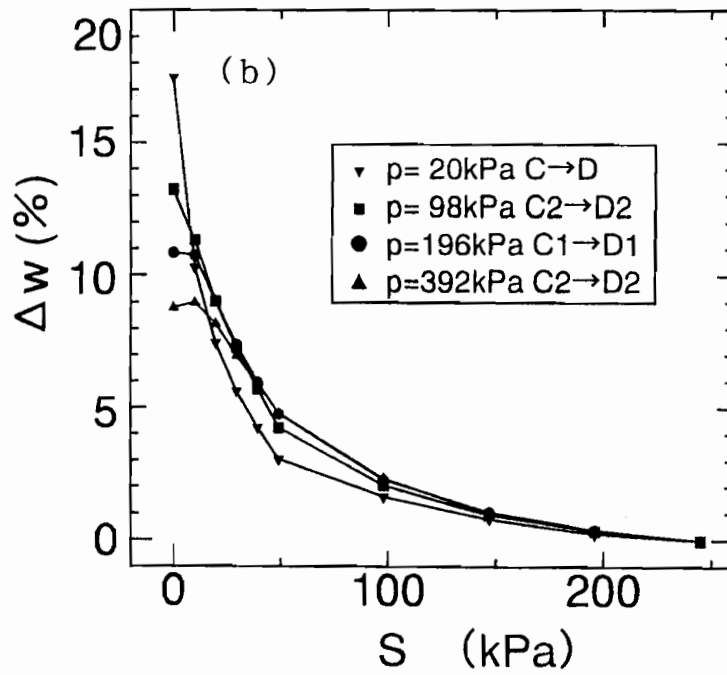
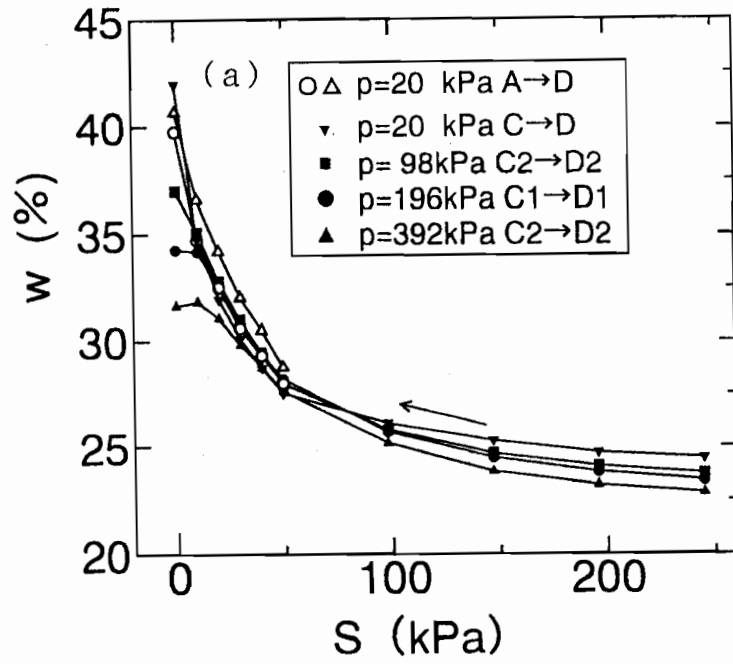


図-4.15 水浸時の含水比および含水比変化～サクシオン関係

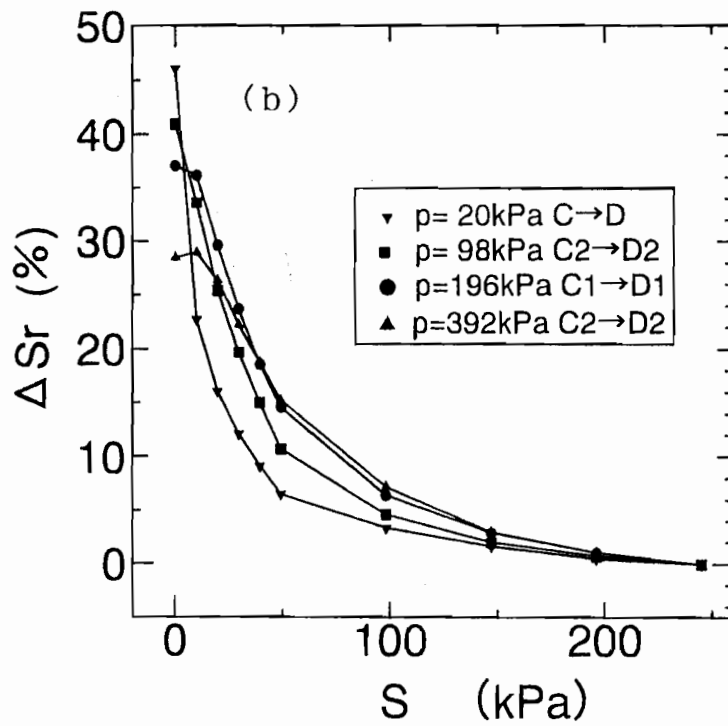
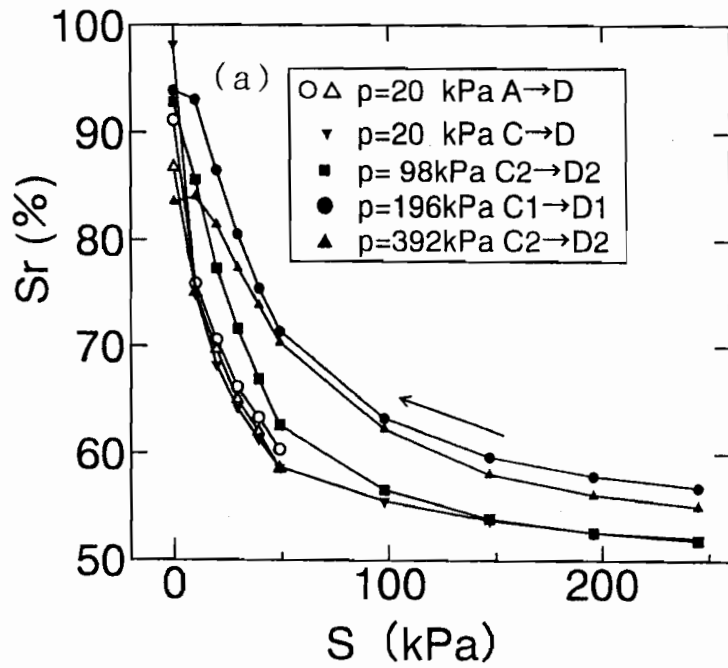


図-4.16 水浸時の飽和度および飽和度変化～サクシヨン関係

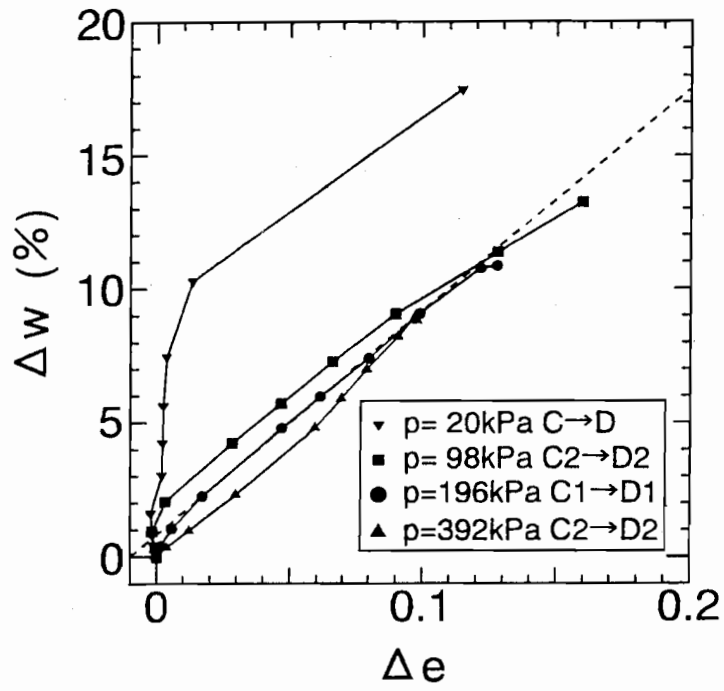


図-4.17 水浸時の含水比変化～間隙比変化関係

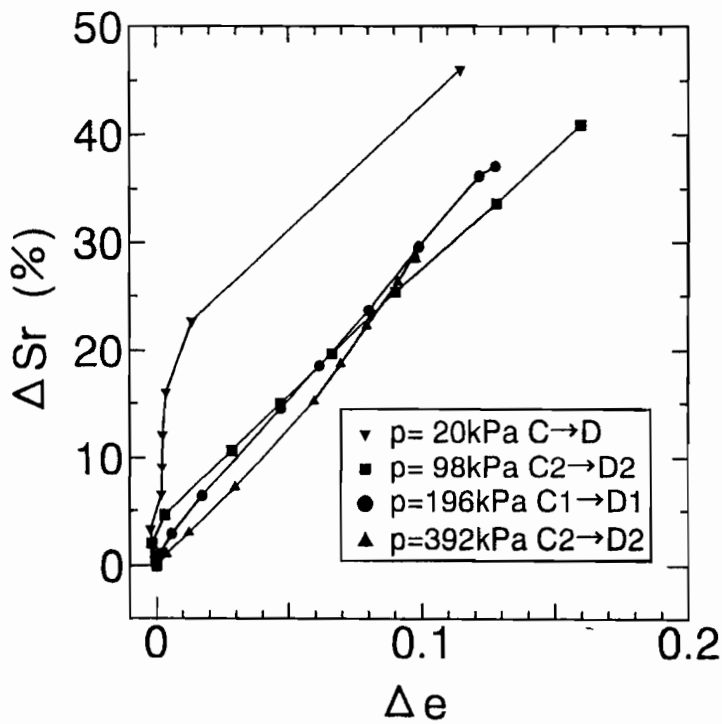


図-4.18 水浸時の飽和度変化～間隙比変化関係

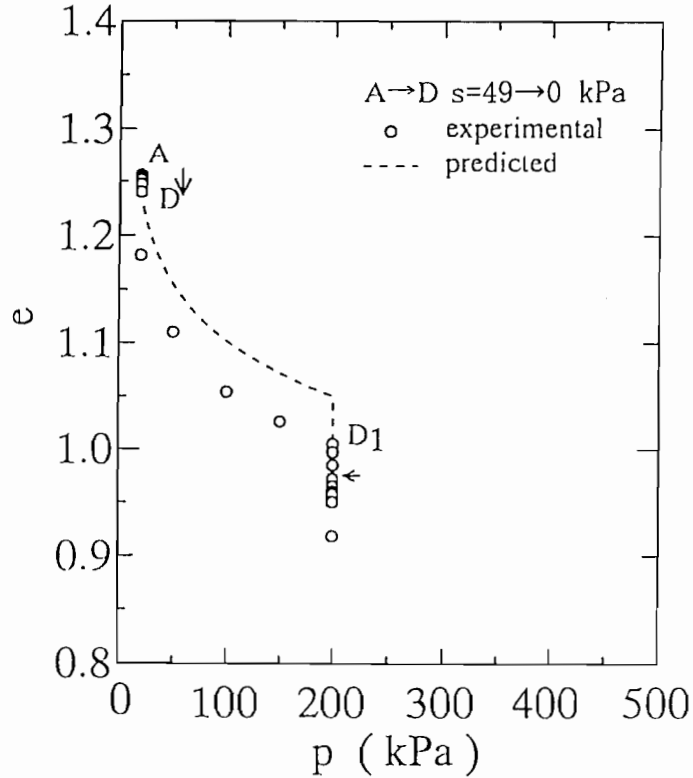


図-4.19 水浸時の間隙比の実測値と提案モデルによる予測値の比較
(図-4.1中のA→D→D1経路)

る。一方、他のデータでは吸水とともに圧縮しており、その圧縮量 (Δe) は吸水量 (Δw) とともに比例的に増加している。そして、その増加傾向は拘束応力にかかわらずおなじ傾向を示している。なお、▼印のデータも $s = 10 \text{ kPa} \rightarrow 0 \text{ kPa}$ の段階で圧縮を生じている部分では、 $\Delta w \sim \Delta e$ 関係が他のデータに近い傾きを示している。▼印のデータについてはこの $s = 10 \text{ kPa} \rightarrow 0 \text{ kPa}$ の段階を対象として他のデータの傾向とともに考えると、最終的な圧縮量は吸水量が大きいほど大きい。このことから、等方応力条件下のコラプス時の圧縮量には吸水量が影響を与えていることがわかる。

図-4.19, 4.20および4.21は、水浸時の変形挙動について第3章に述べた提案モデルにより予測した例を示している。図-4.19はA→D→D1経路を経た試料について、間隙比を予測してのものである。図中のプロットは実測値を、点線は予測値を示している。A→D間の圧縮量が予測値の場合は小さくなっているが、傾向は概ね表現でき

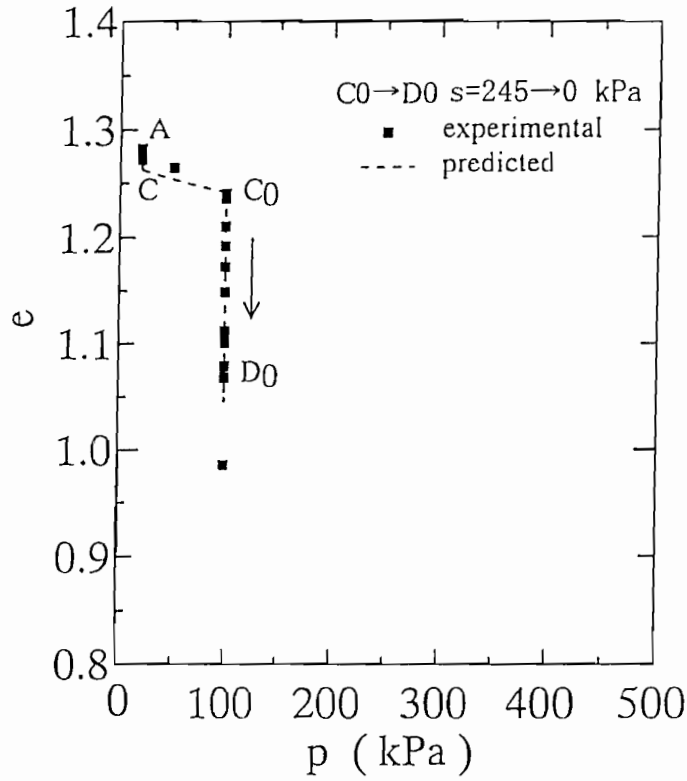


図-4.20 水浸時の間隙比の実測値と提案モデルによる予測値の比較
(図-4.1中のA→C→C0→D0経路)

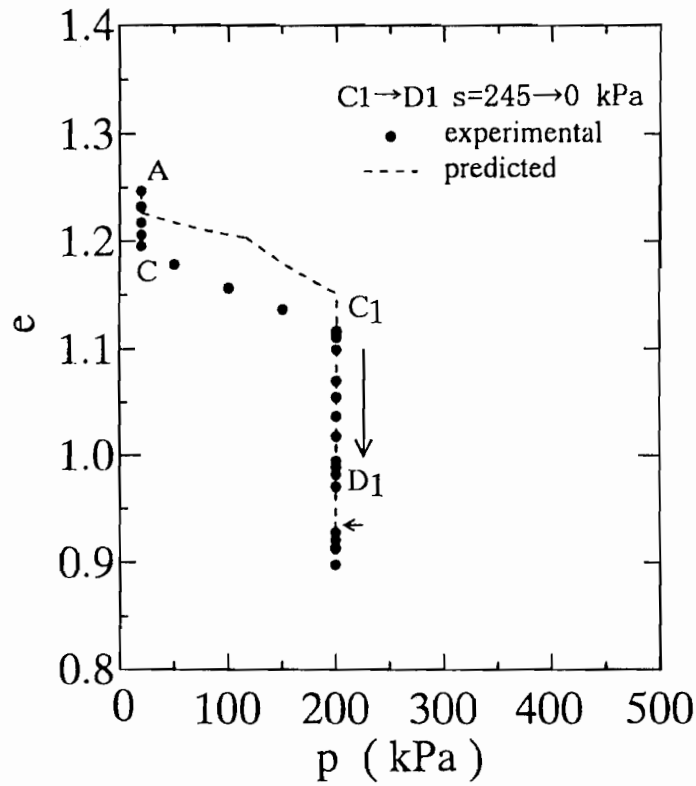


図-4.21 水浸時の間隙比の実測値と提案モデルによる予測値の比較
(図-4.1中のA→C→C1→D1経路)

ていることがわかる。図-4.20, 4.21は、 $A \rightarrow C \rightarrow C0 \rightarrow D0$ 経路および $A \rightarrow C \rightarrow C1 \rightarrow D1$ 経路を経た試料について間隙比を予測してのものである。図中のプロットは実測値を、点線は予測値を示している。解析は間隙比変化の傾向を概ね表現できているものと考えられる。

(3) 等方応力面上の降伏線に関する考察

$p \sim s$ 応力面上の降伏線に関してAlonsoらは、降伏線上の応力点間での間隙比変化を考慮することにより、図-4.22に示すような下に凸の形状をもつ降伏線を提案している。一方、軽部はサクシオン一定条件下の等方圧縮試験結果からサクシオン応力 p_s を考慮した $e \sim \log(p + p_s)$ 関係を提案し、その関係をもとに図-4.23に示すような $p \sim p_s$ 応力面上に放射直線状に示される降伏線を提案している³⁸⁾。ここでは、今回の水浸試験結果に基づいて等方応力面上の降伏点を求め、これらの理論との比較を行うものである。

図-4.24は図-4.13の水浸試料のデータを $\log s$ により整理し直したものである。(なお、横軸に対数目盛を用いているため、データは $s = 245 \text{ kPa} \rightarrow 10 \text{ kPa}$ の間について表示している。) ▼印の $p = 20 \text{ kPa}$ のデータ以外は、 $\Delta e \sim \log s$ 関係は通常の拘束応力による圧縮試験における $e \sim \log p$ 関係のような形状を示している。そして、先行圧縮応力に対応するサクシオンの大きさが、 p が大きくなるほど大きくなる傾向を示している。この先行圧縮応力に対応するサクシオンの大きさを求めるため、 $\Delta e \sim \log s$ 関係において $s = 245 \text{ kPa}$ 付近の直線部分を延長し、 s が小さくなって現れる直線部分との延長線との交点を求め、その交点でのサクシオンの大きさを先行圧縮応力に対応するものとした。そして、そのサクシオンとその時の平均主応力により決定される点を $p \sim s$ 応力面上に示したものが図-4.25である。図-4.24の結果から、水浸時に先行圧縮応力に対応するサクシオンの大きさよりもサクシオンが小さくなると、塑性ひずみが生じているものと考えられることができる。

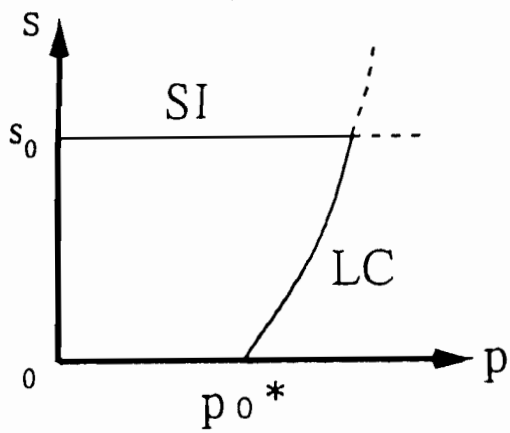


図-4.22 Alonso らによる $p \sim s$ 応力面上における降伏線

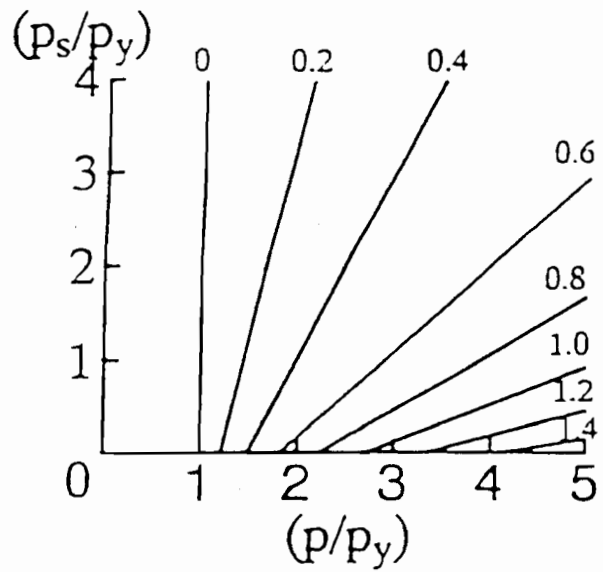


図-4.23 軽部による $p \sim f(s)$ 応力面上における降伏線

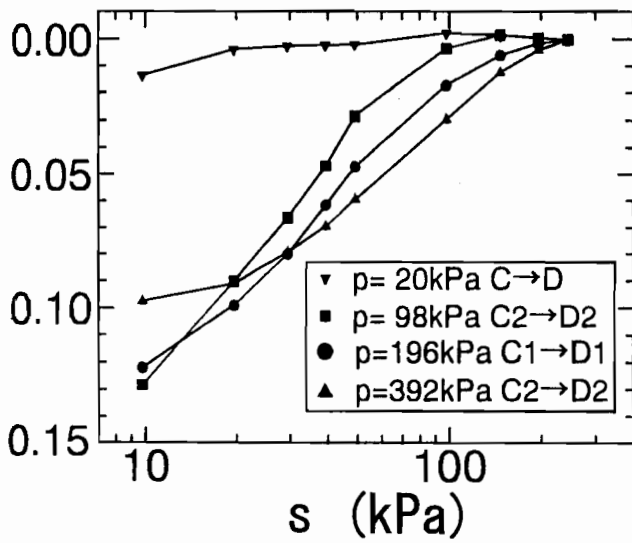


図-4.24 水浸時の間隙比変化 $\sim \log s$ 関係

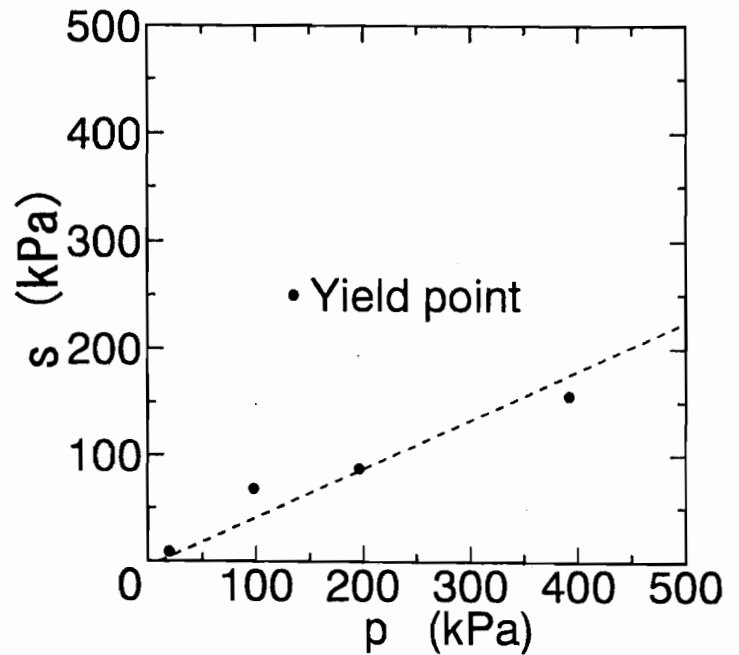


図-4.25 $p \sim s$ 応力面上における降伏点

つまり、この $p \sim s$ 平面上の応力点は降伏点を示していると考えられる。(なお、 $p = 20 \text{ kPa}$ の場合は、 $s = 10 \text{ kPa} \rightarrow 0 \text{ kPa}$ の間に大きな圧縮を生じているので、 $s = 10 \text{ kPa}$ を降伏点としている。) 図-4.25から、降伏点は図中に点線で示す直

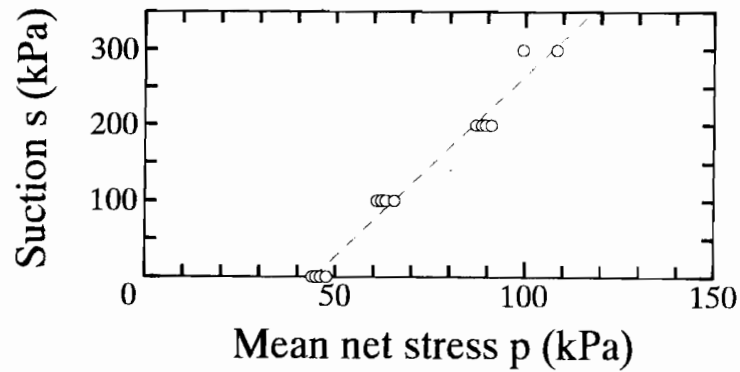


図-4.26 Wheeler らによる $p \sim S$ 応力面上における降伏点

線付近に分布していることがわかる。そしてこの直線は、締固めにより作製された供試体がもつ等方応力面上の初期降伏線を示していると考えられる。この初期降伏線の形状は、軽部の提案する「 $p \sim p_s$ 平面上に放射直線状に示される降伏線」³⁸⁾ に似た直線分布を示している。一方、Wheelerら⁷³⁾は、その論文の中で締固めたカオリン粘土供試体の水浸試験の結果から求めた降伏点を $p \sim s$ 応力面上に示している。そして、Alonsoらの提案するLCライン (式(2.12)) の適用性を検討し、式(2.12)中の降伏線を決めるパラメーターがサクシジョンの影響を受けることを指摘している。なお、Wheelerらの求めた降伏点は図-4.26に示すように、図中に示す直線付近に分布していると見ることができる。

(4) 水浸後の圧縮せん断挙動

ここでは等方応力面上のサクシジョンが0である同じ応力点より行った初期水浸試料と水浸試料の三軸圧縮せん断試験について変形・強度特性を比較し、せん断挙動の応力経路依存性について考察する。

図-4.27(a)、(b)は水浸試料と初期水浸試料について、同じ応力点であるD1、D2点より、 s 、 p 一定条件で行った三軸圧縮試験のせん断中の主応力比～主ひずみ～

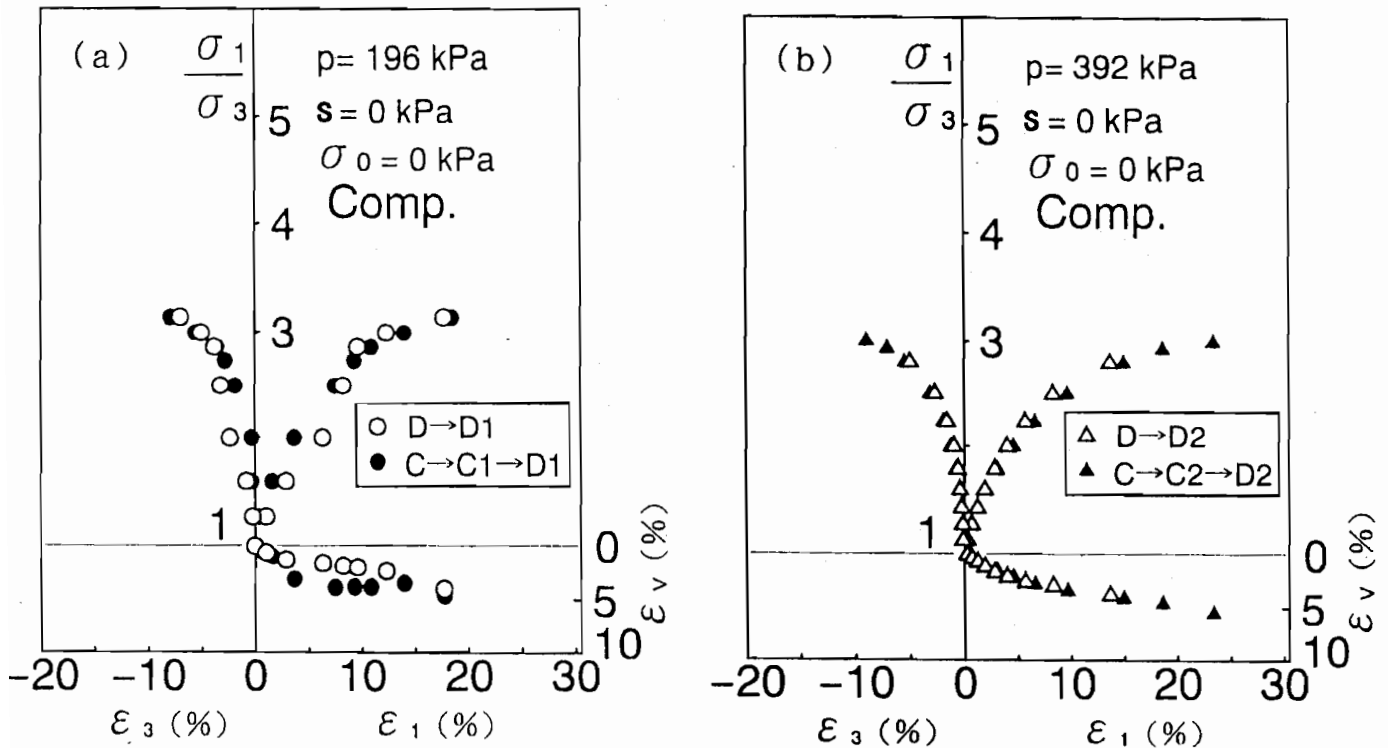


図-4.27 水浸後の圧縮せん断時の $\sigma_1/\sigma_3 \sim \epsilon_1, \epsilon_3 \sim \epsilon_v$ 関係

体積ひずみ関係を示している。また、図-4.28は破壊時のモール円を示している。これらの図より、水浸試料と初期水浸試料の主応力比～主ひずみ関係がそれぞれほぼ一致し、また、両者の破壊時の主応力比の大きさもほぼ等しいことがわかる。よって、同じ応力点であるD1、D2点において両者の粒子構造にはあまり差異がないと推測される。

このような水浸試料と初期水浸試料の挙動は、従来提案されている不飽和土の変形に関する構成モデルに基づいて考えると、同じ応力点において同一の降伏曲面を有するものとして説明される。すなわち、等方応力条件下で水浸時にコラプスを生じた場合、その水浸後の応力点はある降伏線（ポテンシャル）上に存在することになる（図-4.29(b)）。この降伏線の形状は飽和状態のものと等しいとされているが（図-4.29(a)）、今回の結果からその降伏線の形状が一致することが確認されたと考えられる。

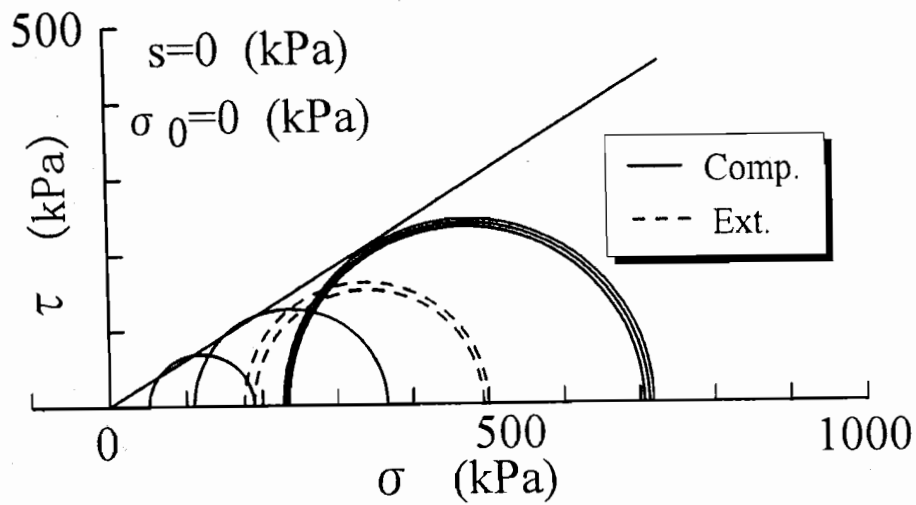


図-4.28 水浸後の圧縮せん断時の破壊時のモール円

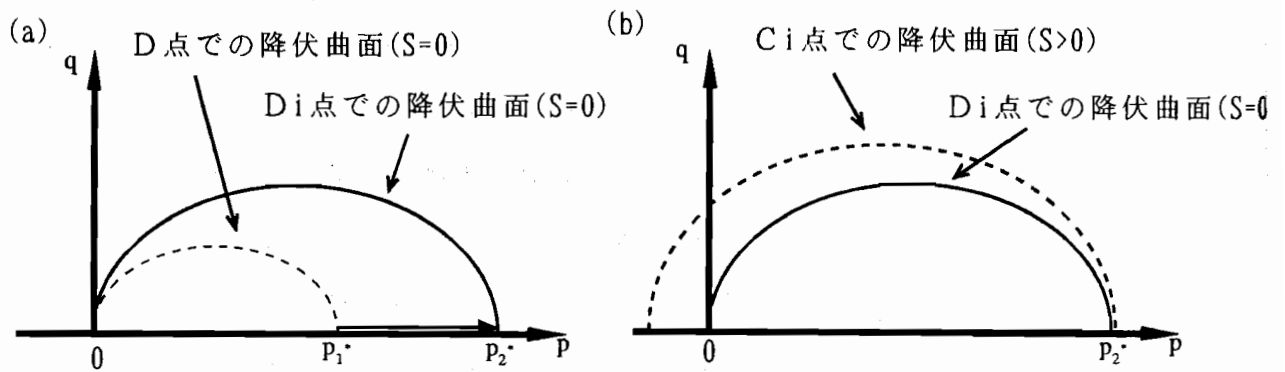


図-4.29 水浸時の降伏面の移動に関する概念図

4. 4 せん断応力条件下におけるサクシヨン減少時の変形特性とその解析

コラプスの本質をとらえるために4.3節では等方応力条件下の水浸時の変形特性について示したが、ここでは一定のせん断応力条件下におけるサクシヨン減少時(水浸時)の変形特性について、試験結果を整理して述べる。そして、せん断条件下におけるコラプス時の変形挙動の経時変化が、等方応力条件下の場合と大きく異なる

ことを示す。また、せん断応力一定条件下におけるコラプス時の変形特性としてせん断ひずみが生じるが、吸水挙動を考慮するとせん断応力条件下と等方応力条件下におけるコラプスは本質的に同じ現象であるとする事ができることを、実験結果に基づいて述べるものである。また、繰返しせん断・水浸試験時の変形特性は、現在提案されている変形に関する構成モデルでは説明できないことを示すものである。

(1) 変形の経時変化に関する考察

図-4.30(a)、(b)、(c)は前節で示した等方応力条件下の水浸時における(a)間隙比、(b)飽和度、(c)含水比について、各サクシオン減少段階での経時変化を示している。(a)図より間隙比の減少は载荷時間内に収束していることがわかる。また、(b)、(c)図から飽和度、含水比の増加も载荷時間内に収束していることがわかる。

図-4.31(a)、(b)は圧縮せん断試験の途中で平均主応力 p およびせん断応力 q を一定に保った状態でサクシオンを $245 \text{ kPa} \rightarrow 0 \text{ kPa}$ に減少した水浸試料の、サクシオン減少段階(図-4.2におけるE1→F1、E2→F2経路)における(a)間隙比、(b)飽和度および(c)含水比の経時変化を示している。間隙比、含水比および飽和度とも時間の経過とともにゆるやかに変化している。その後、急激に変化して間隙比の減少と含水比の増加を同時に生じていることがわかる。また、このような急激な変化が生じるのに必要な経過時間は、せん断応力の大きな $q = 421 \text{ kPa}$ の場合の方が長くなっていることがわかる。

このような経時変化特性には、以下に述べるようにせん断変形によるバルク水のメニスカス化が影響していると考えられる。すなわち、せん断変形によりバルク水が存在する大きなポアが変形し、バルク水が破れてバルク水は周りの粒子接点に分配される。このため、せん断変形(圧縮変形)が進むとバルク水が連続していた部分でメニスカス化した間隙が発生し、このため土全体の透水性が低くなる。このような状況でサクシオンを減少すると粒子接点のメニスカスが大きくなり、周りのメ

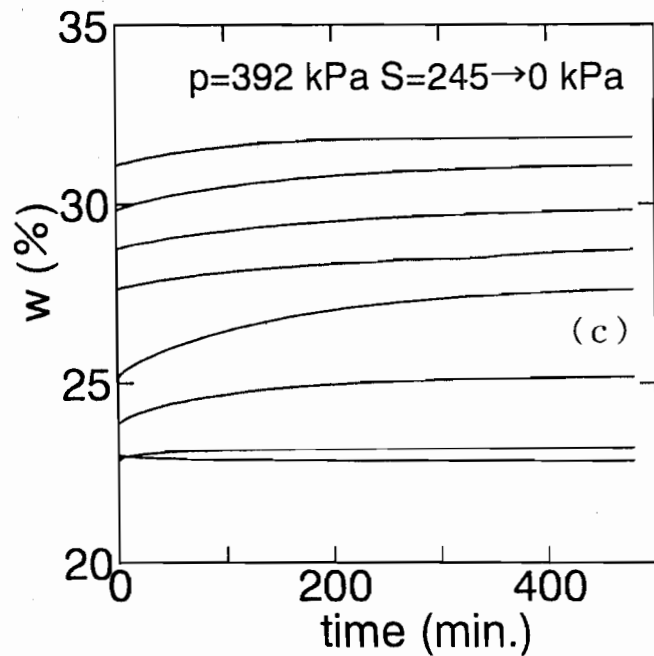
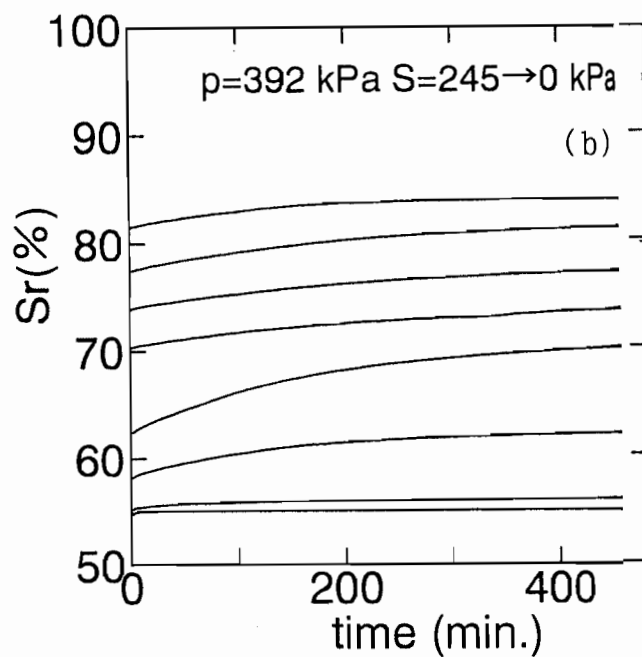
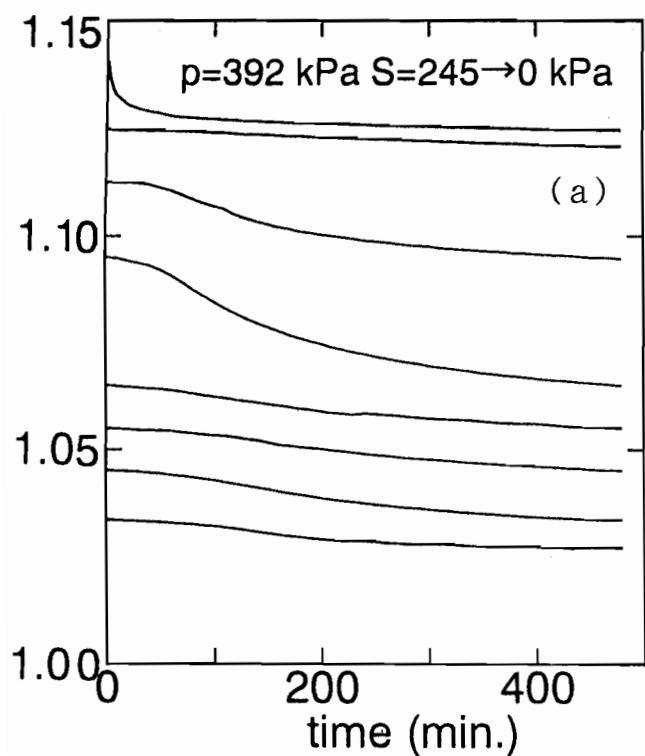


図-4.30 等方圧縮条件下のサクション減少過程における
間隙比、飽和度および含水比の経時変化

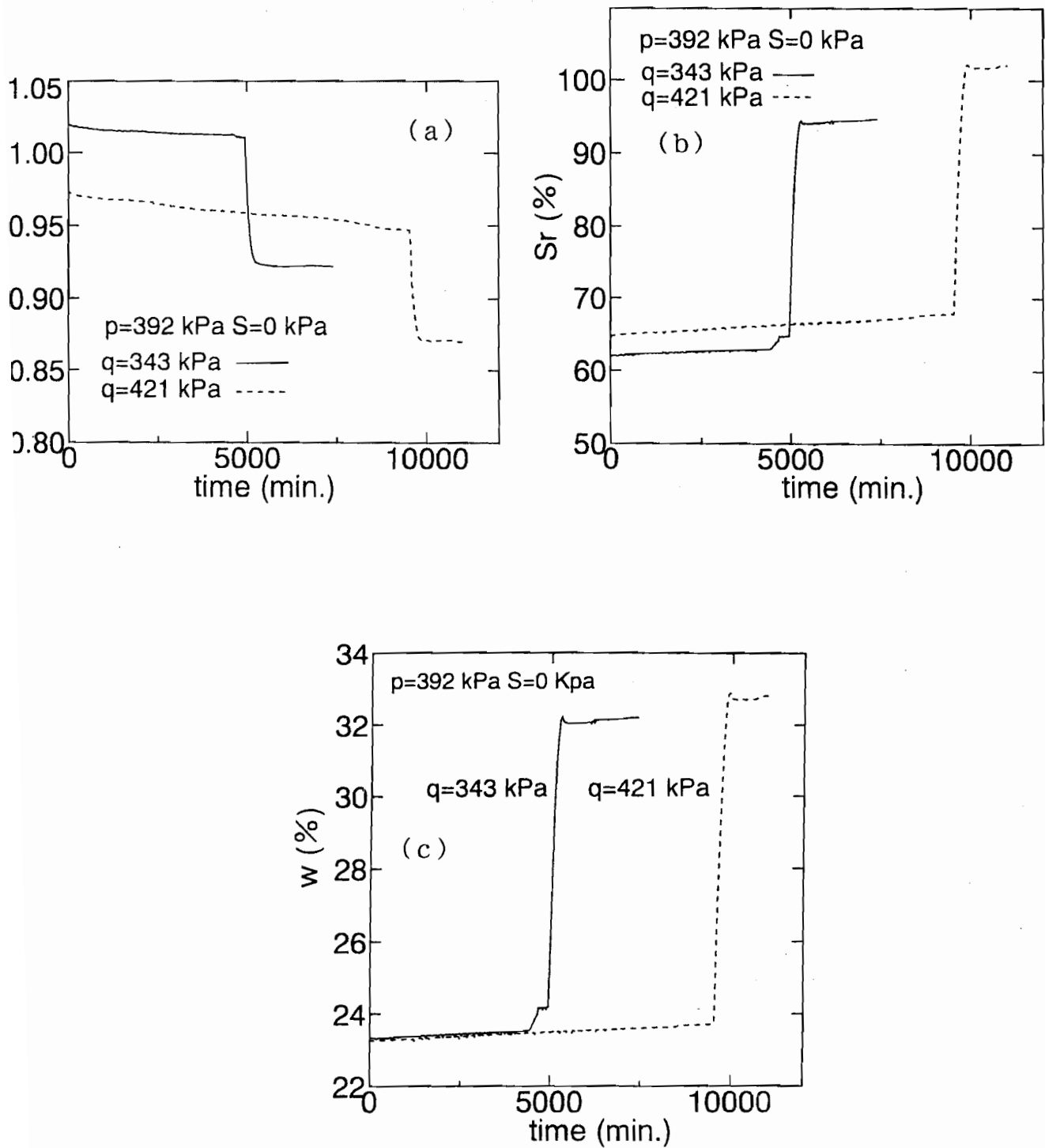


図-4.31 せん断条件下のサクション減少過程における
間隙比、飽和度および含水比の経時変化

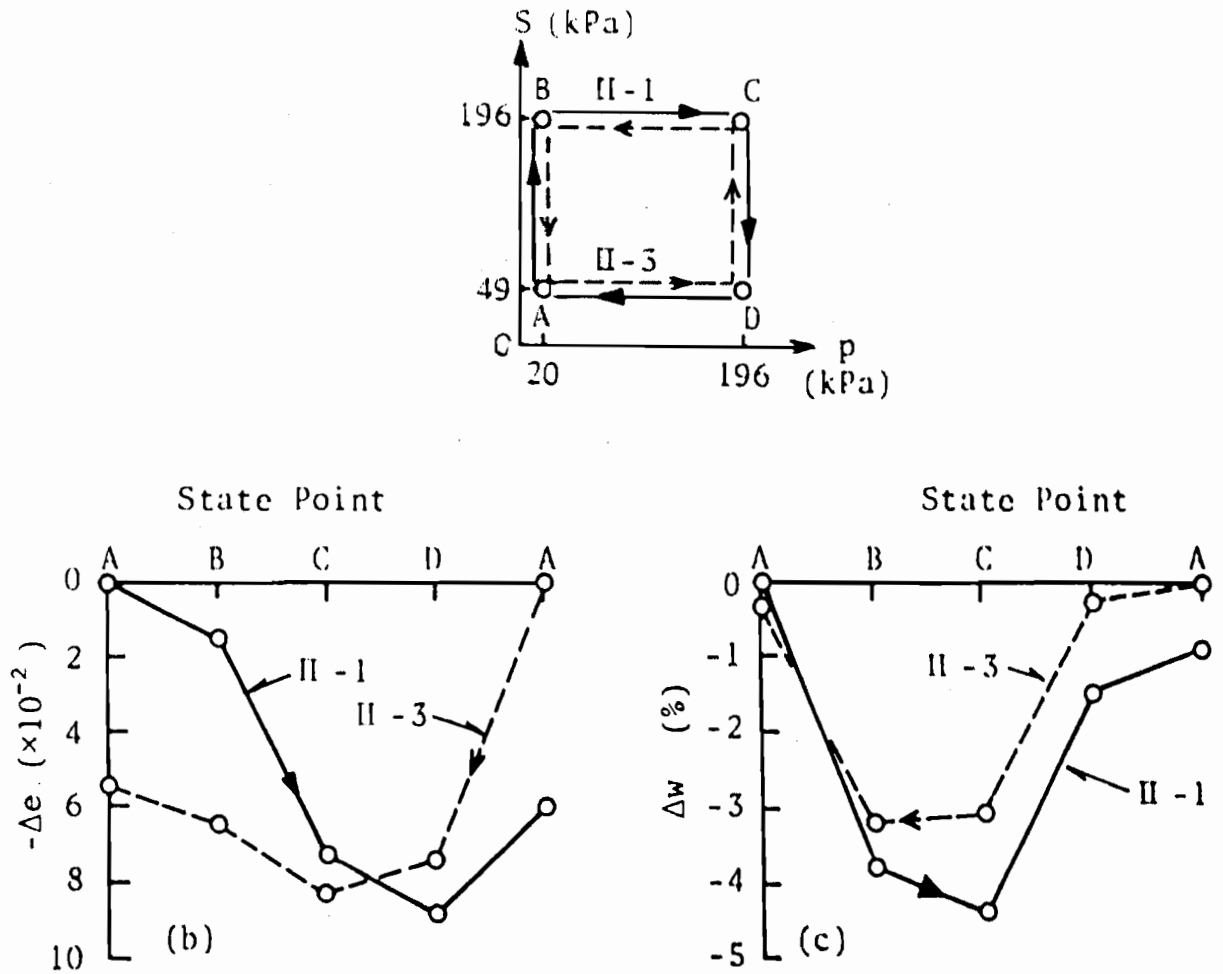


図-4.32 軽部らによる p～s 応力面上のループ試験

ニスカスと接合してバルク水となる。その結果、バルク水を持つ間隙が連続して間隙水の流れる経路がある程度できると、間隙内に水が侵入してコラプスを生じるものと考えられる。

このようにバルクが破れて吸排水挙動に影響を与えていると推察される例として、軽部らのサクションと平均主応力によるループ試験の結果³⁶⁾が挙げられる。軽部らは締固めたカオリン粘土供試体を用い、等方応力条件下で図-4.32(a)に示すような応力経路において、サクションと平均主応力によるループ試験を行い、図-4.32(b)、(c)の結果を示している。図中の応力経路C→B間では体積膨張とともに排水を生じている。この現象の理由として、体積膨張によりバルク水の水膜が破れて

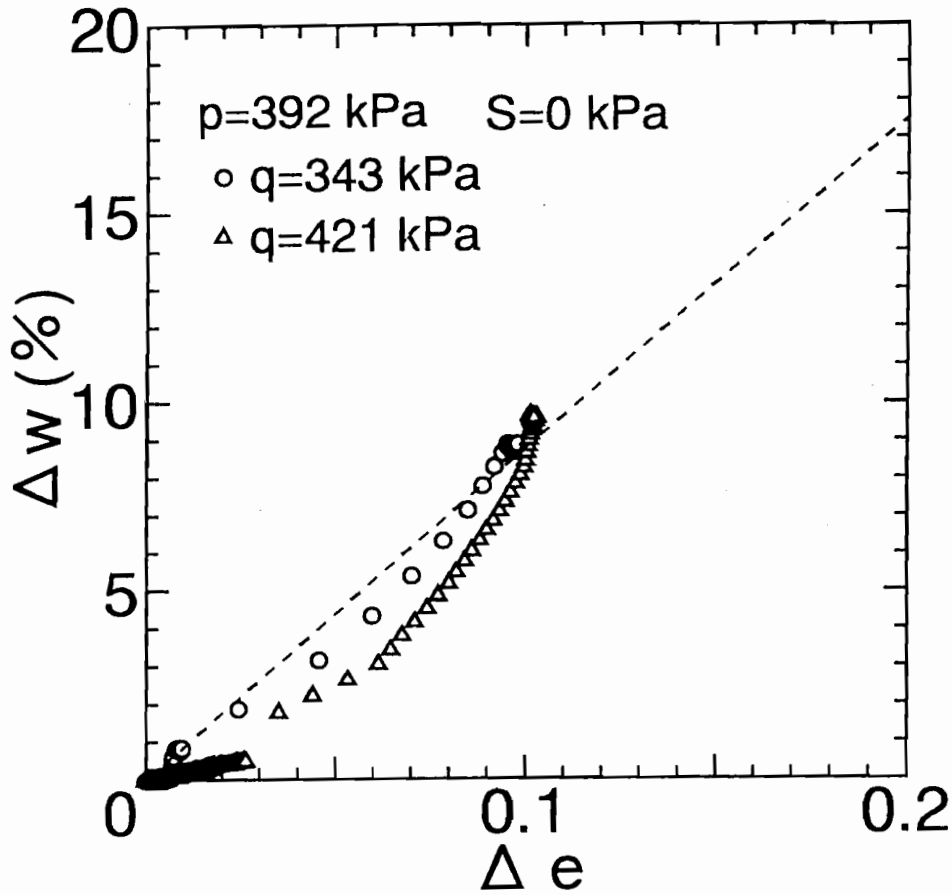


図-4.33 せん断条件下のサクシヨン減少過程における含水比変化と間隙比変化の関係

バルク水が排水されたことが挙げられる。

図-4.33は、図-4.31の結果についてサクシヨン減少開始時からの間隙比変化 Δe と含水比変化 Δw の関係を示したものである。図中のプロットは○印が $q = 343$ kPa、 Δ 印が $q = 421$ kPa に q を一定に保った場合における結果を示している。また、図中の点線は図-4.17中の点線と同じものである。プロットは点線に沿って変化しており、コラプス後の定常状態はほぼ点線上に存在している。このことはせん断応力一定条件下に生じるコラプスにおける吸水量と圧縮量がほぼ比例し、その状況が4.3節で述べた等方応力条件下におけるコラプスと同じであることを示している。すなわち、せん断状態で生じるコラプスも等方応力状態で生じるコラプスも原因は吸水による土骨格剛性の低下であり、本質的には同じ現象であることを示して

いると考えられる。そして、サクシジョンの減少により土骨格構造の剛性が低下するとき、その時の応力状態に変形のモードも依存する。このようにコラプス現象をとらえるならば、従来の変形に関する構成モデルにおいて体積ひずみを硬化パラメータとするのは、せん断条件下と等方応力条件下におけるコラプスが本質的に同じであることと対応しているものと考えられる。

(2) 間隙比変化・含水比変化および応力～ひずみ関係

図-4.34(a)、(b)、(c)は、圧縮せん断応力一定条件下の水浸試料(図-4.2のC2→E1→F1、C2→E2→F2経路)と初期水浸試料(図-4.1中のA→D→D2経路を経て、D2点より s 、 p 一定で圧縮せん断したもの)のせん断過程における応力比 q/p と間隙比、含水比、飽和度の関係をそれぞれ示している。また、図-4.35(a)、(b)、(c)は伸張せん断応力一定条件下の水浸試料(図-4.3のC2→G1→H1経路)と初期水浸試料(図-4.1中のA→D→D2経路を経て、D2点より s 、 p 一定で伸張せん断したもの)のせん断過程における応力比 q/p と間隙比、含水比、飽和度の関係をそれぞれ示している。図-4.34、4.35から水浸試料の水浸後の応力点F1、F2およびH1点における間隙比、含水比、および飽和度が、同じ応力点における初期水浸試料の状態に一致あるいは近づく傾向を示していることがわかる。このような傾向は図-4.5に示す等方応力条件下における結果と対応している。すなわち、せん断応力条件下においても、サクシジョン減少経路における間隙比、含水比、飽和度は応力経路に依存しないものと考えられる。

図-4.36(a)、(b)、(c)は、図-4.34および4.35と同じデータについて、せん断中の応力比 q/p ～せん断ひずみ ϵ_d ～体積ひずみ ϵ_v 関係を示したものである。なお、図中のプロットは図-4.34および4.35と対応している。また、図中の△印のプロットは、図-4.1中のA→C→C2経路を経て、C2点より s 、 p 一定で圧縮せん断したデータを示している。図より、水浸後の応力点F1、F2およびH1におけるせん断ひ

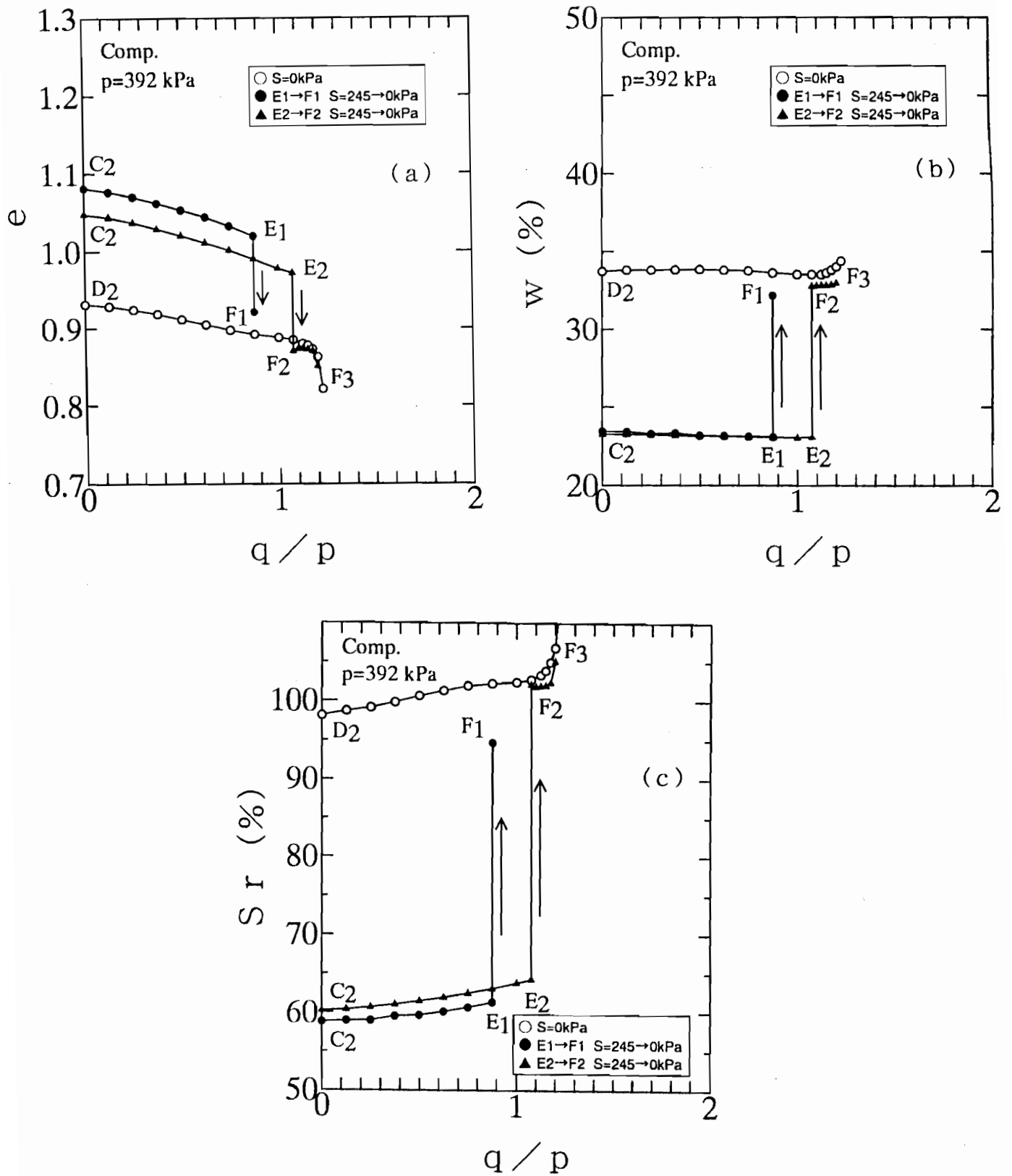


図-4.34 圧縮せん断時の水浸試験における $q/p \sim e$ 、 w および S_r 関係

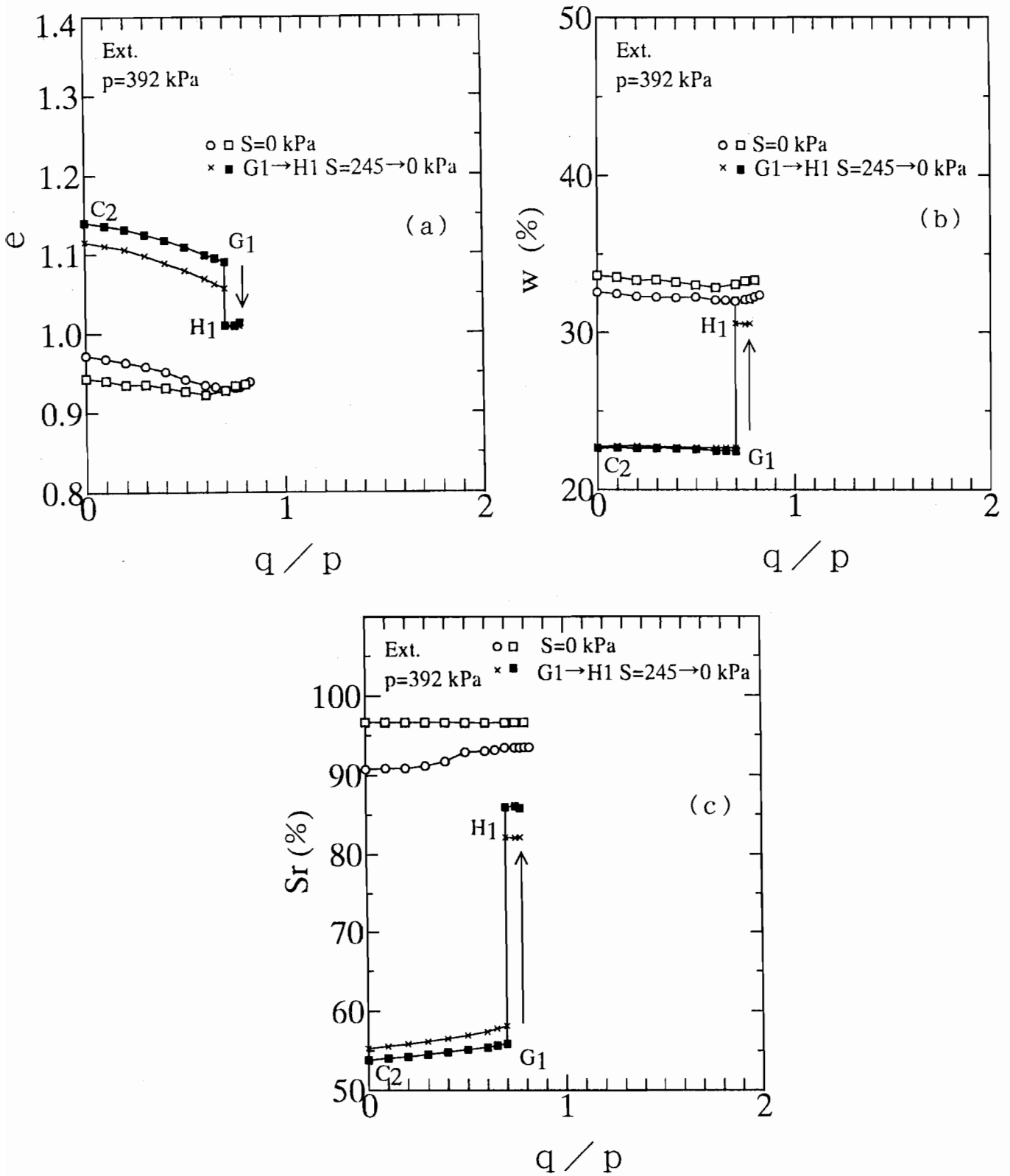


図-4.35 伸張せん断時の水浸試験における $q/p \sim e$ 、 w および Sr 関係

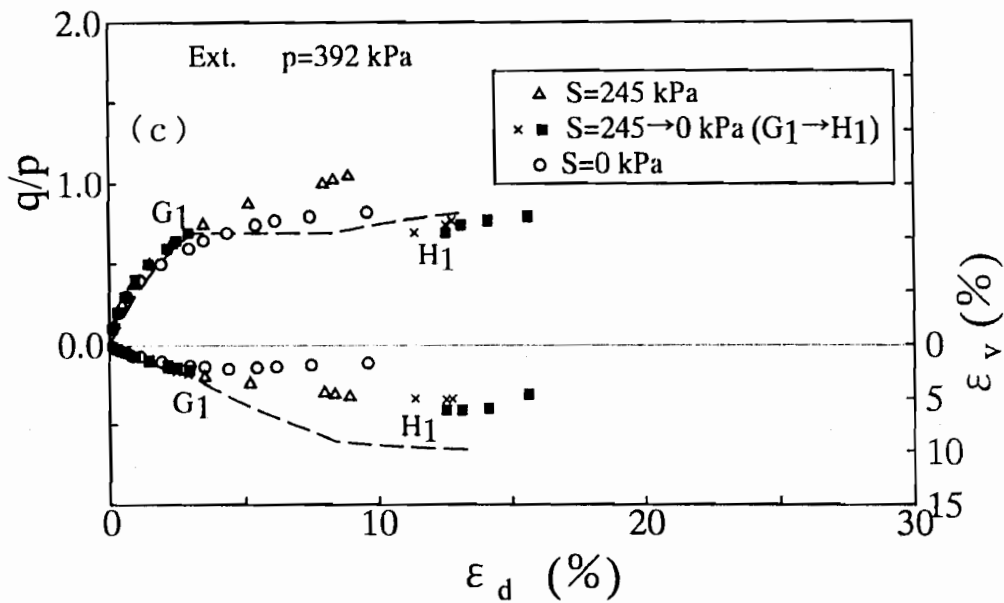
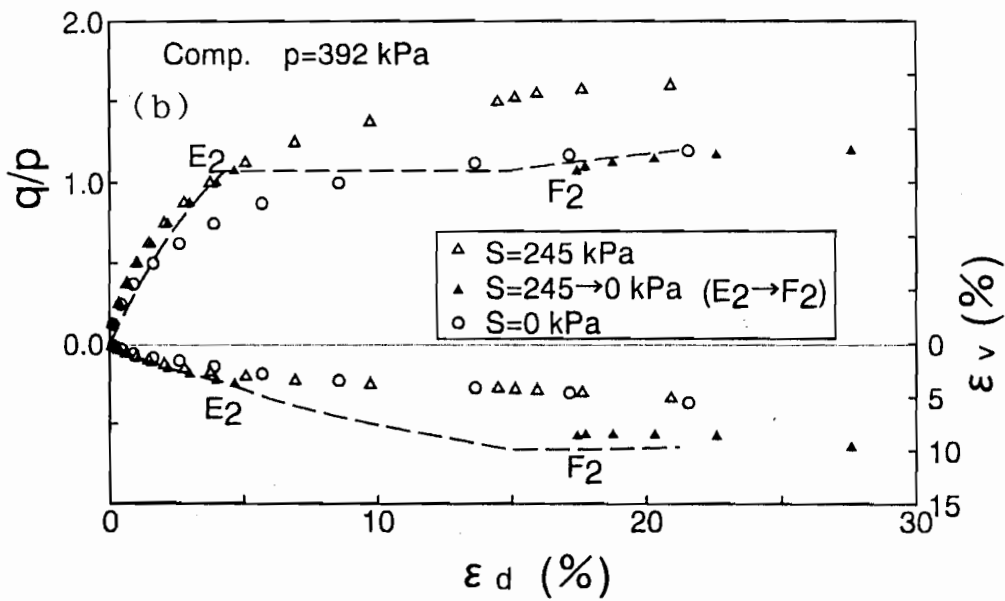
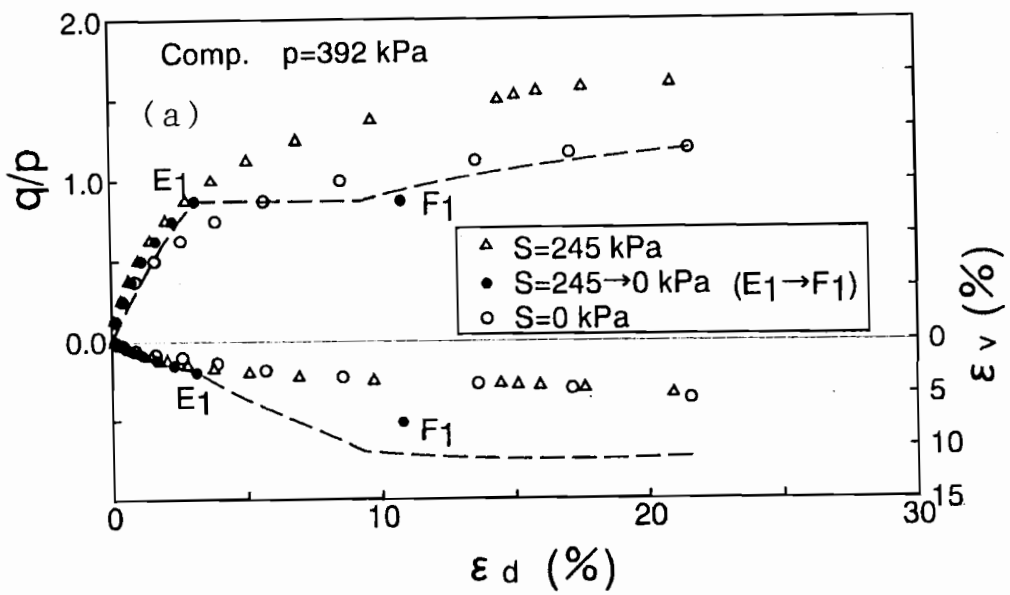


図-4.36 せん断時の水浸試験における $q/p \sim \epsilon_d \sim \epsilon_v$ 関係

ずみおよび体積ひずみは、圧縮せん断・伸張せん断とも同じ応力点における初期水浸試料よりも大きく生じていることがわかる。図-4.37は、西田ら¹¹⁾によるシルト質粘土を用いた側圧一定の三軸圧縮せん断中の水浸試験結果を示している。図中の非水浸せん断の結果は、せん断中のサクシオンを制御して行ったものではないが、せん断途中の水浸後に生じる軸ひずみは、せん断前に水浸した場合よりも大きく生じており、本研究における実験結果の傾向と一致している。

図-4.36(a)、(b)、(c)中に示した水浸試料(○印のプロット)のひずみの原点は、せん断前の応力状態(図-4.2中のD2点)を基準としている。一方、図中の他のプロットのひずみの原点は図-4.2中のC2点の状態であり、水浸試料とはひずみの原点となる応力状態が異なっている。そこで、水浸試料についてひずみの原点を図-4.2中のC2点の状態として整理し、他の結果と比較したものが図-4.38である。図からわかるように体積ひずみについては水浸後のひずみの量は初期水浸試料の結果と一致している。しかし、せん断ひずみについては、水浸後のひずみの量は初期水浸試料の結果よりも大きなひずみを生じていることがわかる。このことは、不飽和土において体積ひずみは状態量となりうるが、せん断ひずみは状態量とはならないことを示していると考えられる。

図-4.36(a)、(b)、(c)に示すような水浸後のひずみが水浸試料よりも大きくなる現象は、現在提案されている変形に関する構成モデル⁵⁾に基づいて考えると、図-4.39(a)、(b)、(c)に示すように、硬化パラメーターの変化の大きさの違いとして解釈される。等方応力面上で塑性状態にある応力点C2は、 p_1^* で示される硬化パラメーターをもつ降伏面上に存在する。そして、C2→E1点へとせん断が進むとE1点は p_2^* で示される硬化パラメーターをもつ降伏面上に存在する(図-4.39(a))。その後サクシオン減少によりE1→F1点へと応力点が移動する間に、硬化パラメーターは p_2^* から p_3^* へと変化することになる(図-4.39(b))。一方、等方応力面上でA→C→D→D2という経路を経た試料は、D2面上では p_4^* という硬化パラメーターをもつ降伏面上に存在する。この場合、等方応力面上の降伏面の形状から、硬化パ

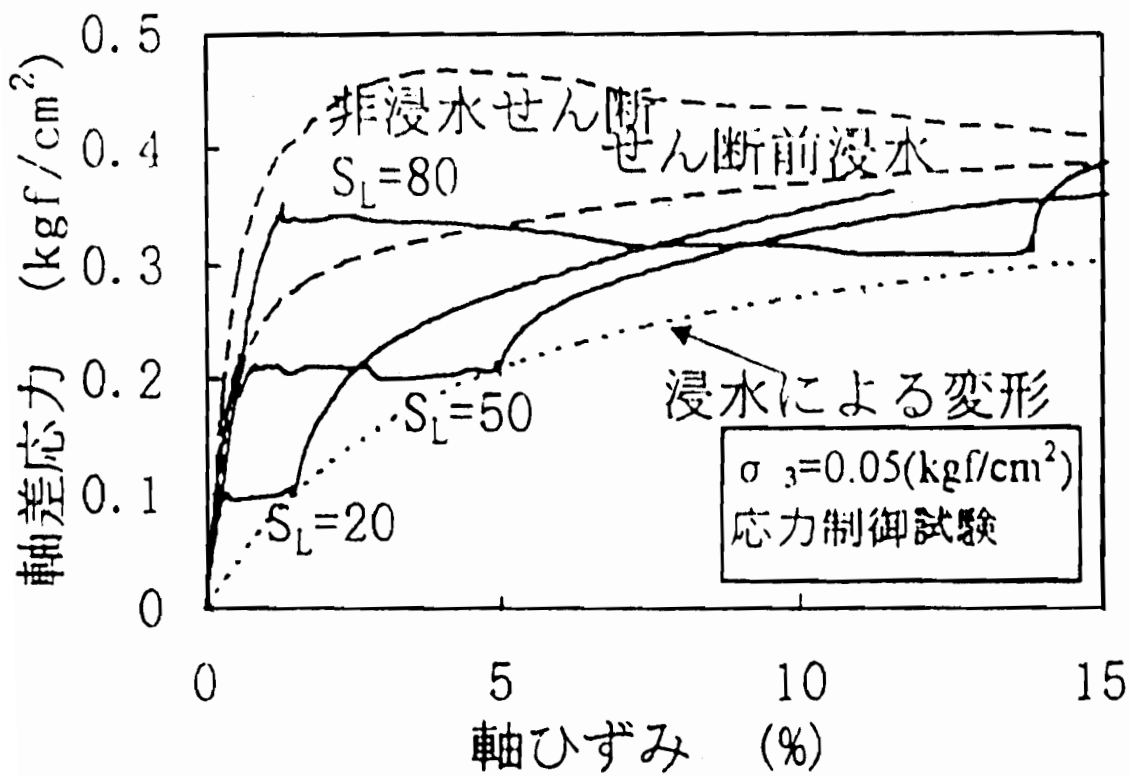


図-4.37 西田らによる水浸試験時における軸差応力～軸ひずみ関係

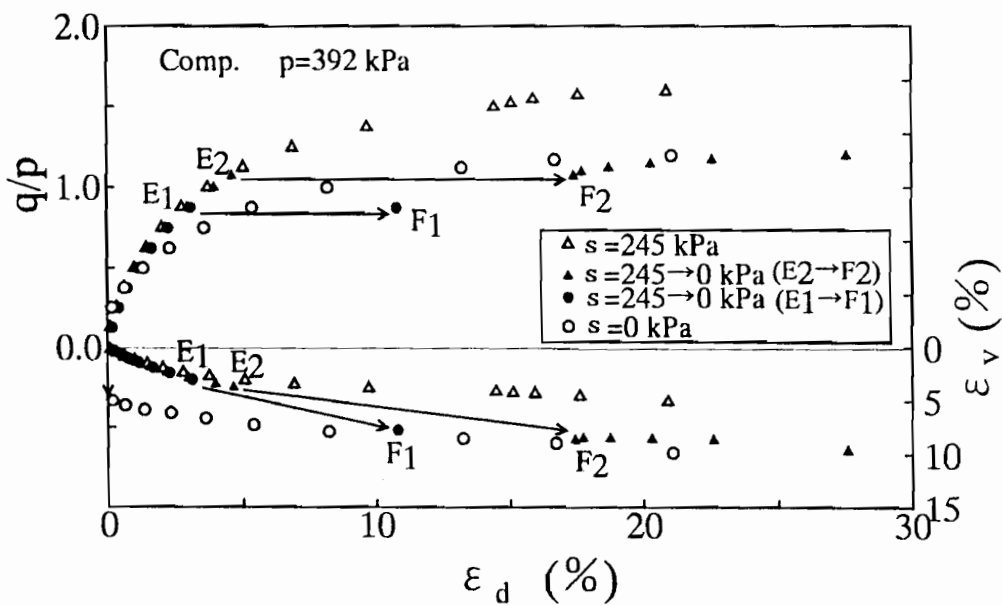


図-4.38 せん断時の水浸試験における $q/p \sim \epsilon_d \sim \epsilon_v$ 関係
(ひずみの原点を図-4.2中のC2点とした場合)

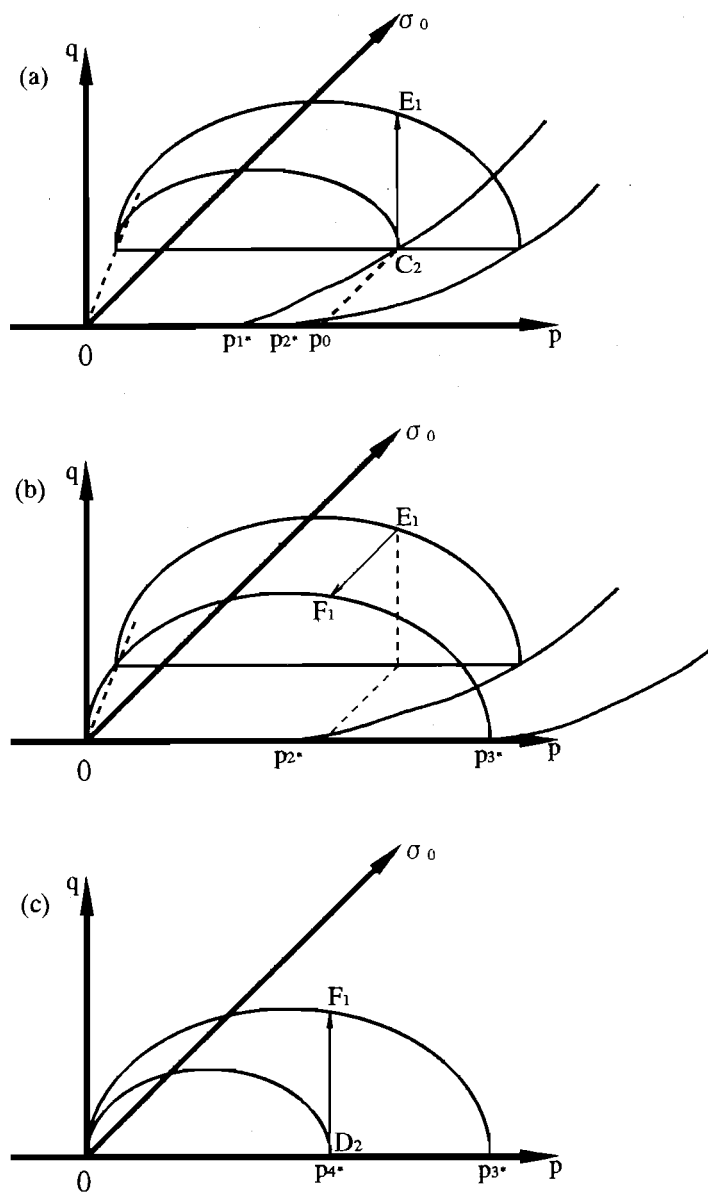


図-4.39 せん断時の水浸試験における降伏曲面の拡大に関する概念図

ラメーターの大きさとしては、 $p_1^* < p_4^*$ となる。せん断により応力点が $D2 \rightarrow F1$ へと変化すると、 $F1$ 点は p_3^* で示される硬化パラメーターをもつ降伏面上に存在する。よって、 $D2 \rightarrow F1$ 点へという経路の間に硬化パラメーターは $p_4^* \rightarrow p_3^*$ と変化する。この間の硬化パラメーターの変化量を $C2 \rightarrow E1 \rightarrow F1$ という経路における変化量と比較すると、 $p_1^* < p_4^*$ であるので、 $C2 \rightarrow E1 \rightarrow F1$ 経路の方が硬化パラメーターの変化量は大きくなる。よって、ひずみの発生量も $C2 \rightarrow E1 \rightarrow F1$ 経路の場合の

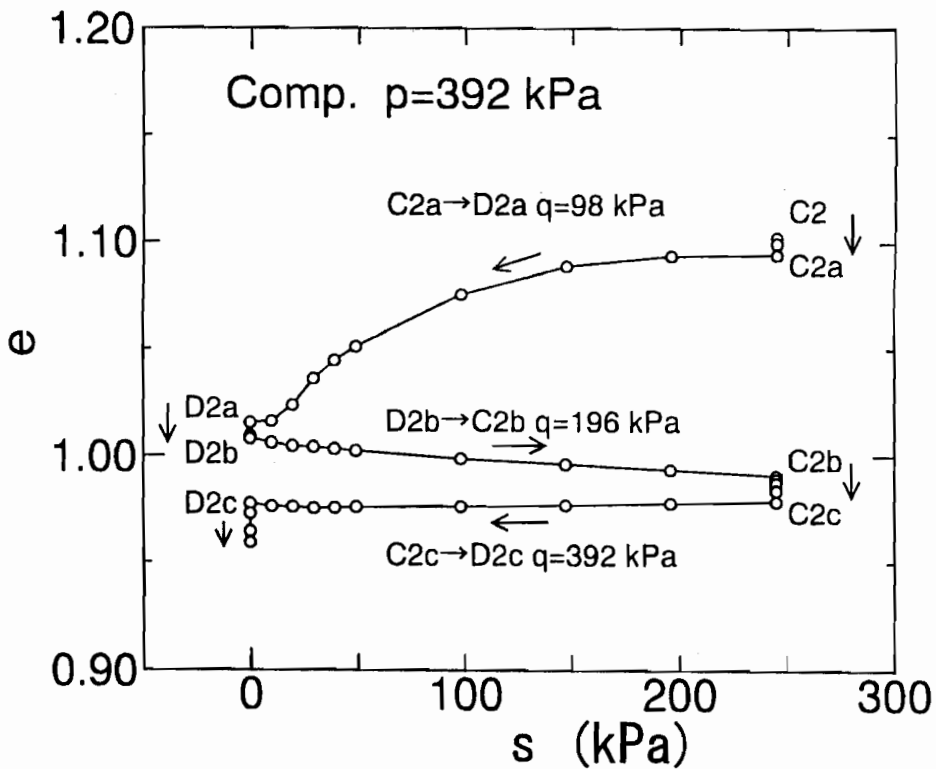


図-4.40 繰返し試験時の間隙比～サクシオン関係

方が大きくなると解釈される。

なお、前掲の図-4.36(a)、(b)、(c)中の点線は、せん断途中でサクシオンを減少させる今回の試験経路に関する、4.2節に示した提案構成モデルによる予測結果を示している。予測結果は、上述のサクシオン減少過程において生じるひずみの発生を表現していることがわかる。

(3) 繰返しせん断・水浸時の変形特性

図-4.40は繰返しせん断・水浸試験における間隙比～サクシオン関係を示している。この試験では平均主応力一定条件下で、せん断応力の増加（図-4.4中におけるC2→C2a、C2b→C2c経路）とサクシオンの増加（図-4.4中におけるD2b→C2b経路）およびサクシオンの減少（図-4.4中におけるC2a→D2a、C2c→D2c経路）を行

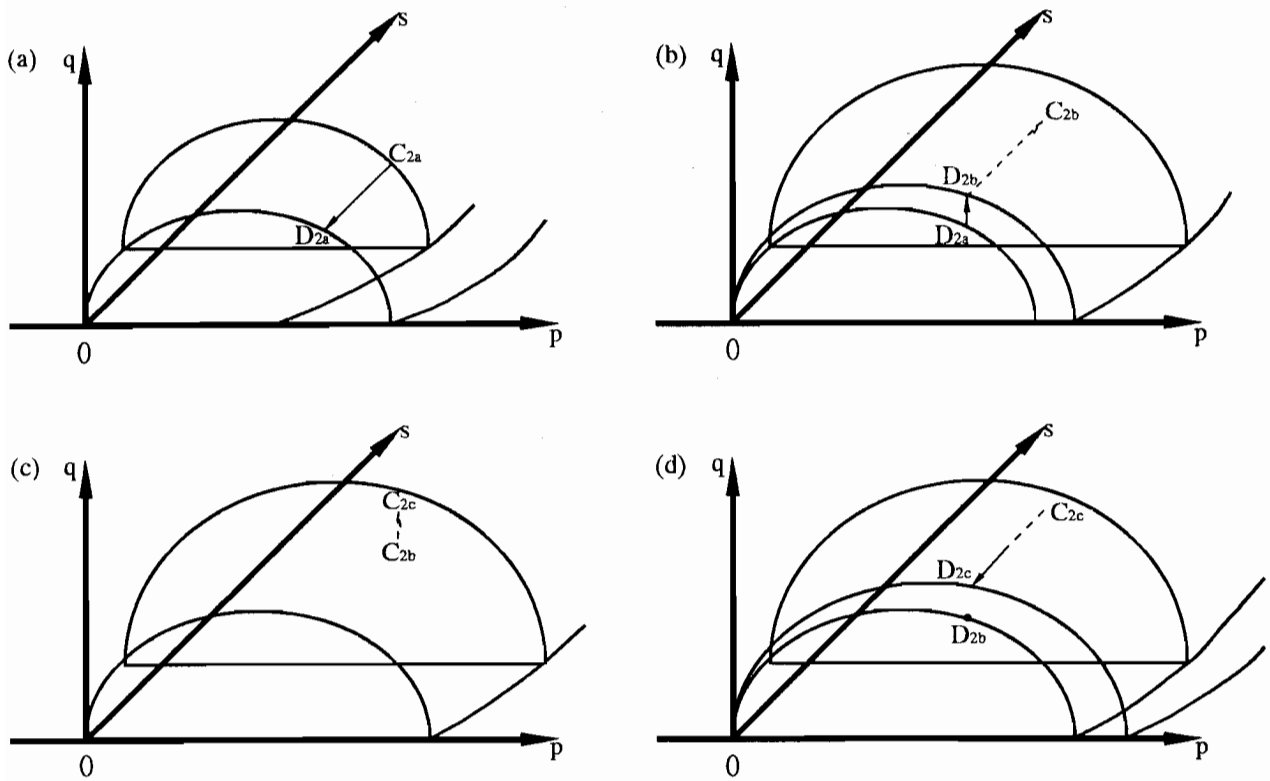


図-4.41 繰返し試験時の降伏曲面の拡大に関する概念図

っている。図から間隙比は応力経路中に減少し続けているが、 $q = 98 \text{ kPa}$ 一定でサクシオンを減少させた $C2a \rightarrow D2a$ の経路において、大きな圧縮（コラプス）を生じていることがわかる。そして、さらにせん断応力の大きな $q = 392 \text{ kPa}$ の状態での2度目のサクシオン減少を行った場合は、ほとんど圧縮していないことがわかる。

このような変形挙動を、提案されている構成モデルに基づいて定性的に考察してみる。 $q = 98 \text{ kPa}$ でサクシオンを減少させた場合にはコラプスを生じているので、サクシオン減少後の応力点 $D2a$ は降伏面上に存在する（図-4.41(a)）。その後、せん断過程（ $D2a \rightarrow D2b$ ）およびサクシオン増加過程（ $D2b \rightarrow C2b$ ）を経た応力点 $C2b$ は、降伏面の形状から弾性領域内に存在すると考えられる（図-4.41(b)）。ここで、 $C2b \rightarrow C2c$ のせん断過程を経て $C2c$ 点が塑性状態にあるとすると、 $C2c \rightarrow D2c$ 点へのサクシオン減少過程では降伏面の形状から考えて常に塑性状態にあり、この経

路においてもコラプスを生じるものと考えられる。しかし、前述のようにC2c→D2c点へのサクシオン減少過程（水浸）中はコラプスを生じていないと考えられるので、C2c点は弾性領域内の存在すると推察される（図-4.41(c)）。さらに、D2c点はD2b点が塑性状態にあることから、同じように塑性状態にあると考えられる。このような推論からC2c→D2c点の応力経路（水浸経路）の途中で弾性状態から塑性状態に変化すると考えられ（図-4.41(d)）、従来の構成モデルに基づいて予測すると、C2c→D2c点の経路間においてコラプスを生じることが予測される。しかし、このような予測は図-4.40のC2c→D2c点の経路間における挙動とは対応していないことがわかる。一方、C2c点の間隙比、飽和度は図-4.34中のC2→E2→F2→F3経路の結果におけるE2点（ $q = 421$ kPa）の状態とほぼ近い。この結果ではE2→F2点間のサクシオン減少過程においてコラプスを生じており、従来の構成モデルに基づく予測結果に対応している。C2c→D2c点の経路の結果は、 $q = 98$ kPaの段階で一度コラプスを生じていることが図-4.40におけるC2→E2→F2→F3経路の結果との違いである。このように、コラプス後のサクシオン減少過程における変形挙動については、現在提案されているモデルでは予測できないことがわかる。この理由としては、これまでの構成モデルの降伏曲面が土の骨格剛性を反映していると考えられることが挙げられる。このため、コラプスにより土粒子が再配列し、土の骨格剛性が変化した場合にはその挙動を予測できないと考えられる。

図-4.42、4.43は繰返しせん断・水浸試験における含水比～サクシオン関係および飽和度～サクシオン関係をそれぞれ示している。これらの関係は水分特性曲線を表しており、C2a→D2a点およびC2c→D2c点の経路の結果は吸水曲線を、D2b→C2b点の結果は排水曲線を表している。図からC2a→D2a点における吸水曲線とC2c→D2c点における吸水曲線の形状がかなり異なっていることがわかる。これは、C2c点においてはC2b→C2c点におけるせん断変形により、前述のようにバルク水のメニスカスが部分的に進んでおり、土塊全体としての透水係数が変化しているためと考えられる。せん断変形によるバルク水のメニスカス化は、以下に述べるように $s = 0$

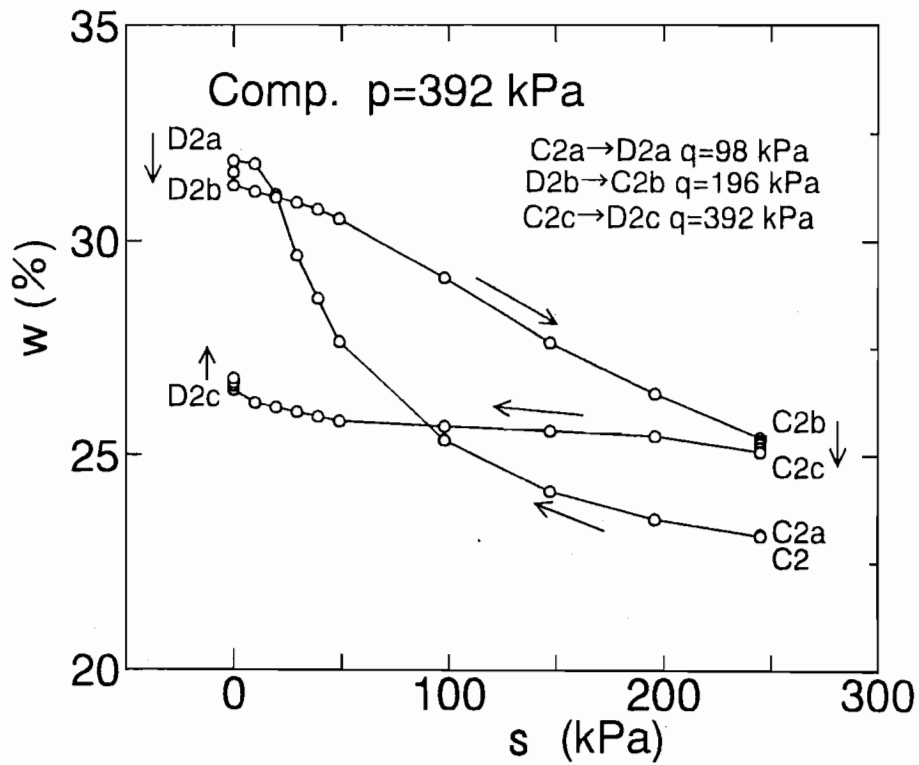


図-4.42 繰返し試験時の含水比～サクシオン関係

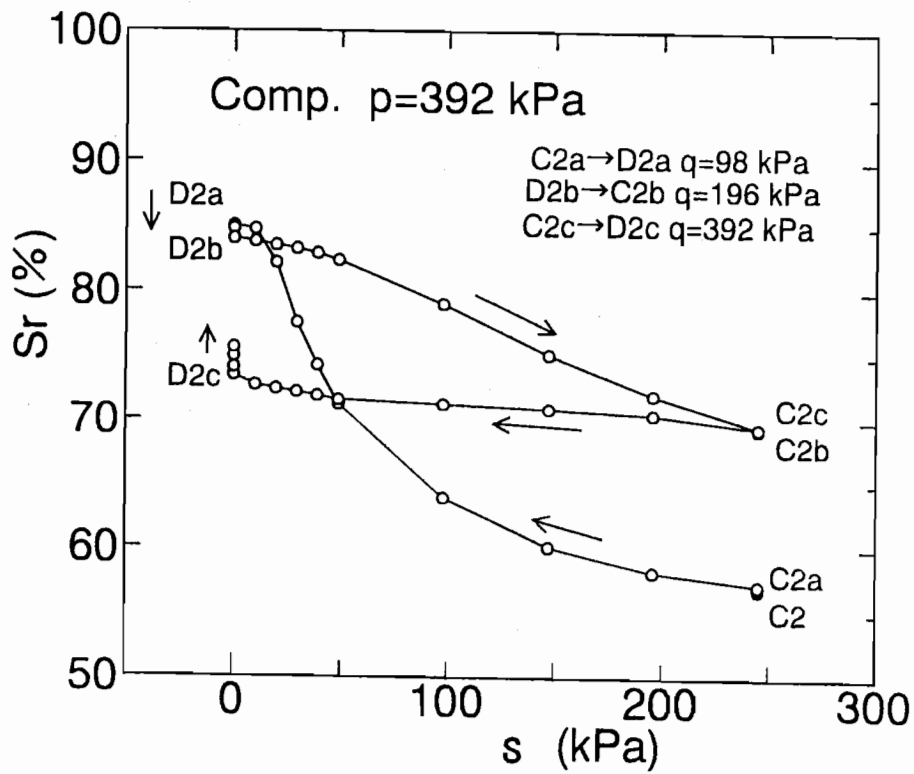


図-4.43 繰返し試験時の飽和度～サクシオン関係

kPaにおけるせん断時の吸排水挙動にも影響を与えていると考えられる。図-4.42に示すようにせん断中の吸排水挙動はD2a→D2b点では排水を生じ、D2c点からは吸水を生じている。このような吸排水挙動の違いは、C2b→C2c点での高いサクシジョンのもとでのせん断変形によりバルク水がメニスカス化していることによると考えられる。このためD2c点では、せん断中の圧縮による粒子接点の増加によりメニスカスを形成するためのメニスカス水を必要とし、吸水するものと考えられる。

図-4.44(a)は $q = 98$ kPaおよび $q = 392$ kPa一定条件下でサクシジョンを減少させた経路（図-4.4中のC2a→D2aおよびC2c→D2c経路）における間隙比とサクシジョンの関係（図中の白印のプロット）を、初期水浸試料のせん断中の同じ応力点における間隙比（図中の黒印のプロット）と比較したものである。 $q = 98$ kPaにおけるサクシジョン減少後の応力点D2aにおける間隙比は、初期水浸試料と比較的近い状態になっている。一方、 $q = 392$ kPaでサクシジョンを減少させた経路においては、初期水浸試料の間隙比（図中の▲印のプロット）との違いが大きくなっていることがわかる。図-4.44(b)、(c)は飽和度～サクシジョン関係および含水比～サクシジョン関係について同様な比較を行ったものである。 $q = 392$ kPaでサクシジョンを減少させた経路後の含水比、飽和度は初期水浸試料の場合よりも低い状態となっており、供試体内にメニスカス水が多く存在することを示している。

図-4.45は繰返し試験中の応力比 q/p ～せん断ひずみ ε_d ～体積ひずみ ε_v 関係（図中の●印のプロット）を示したものである。また、図中の○印のプロットは図-4.4中のC2点から $s = 245$ kPa一定で圧縮せん断した結果を示しており、△印の結果は初期水浸試料の結果を示している。図から $q = 98$ kPa一定でサクシジョンを減少させた過程ではコラプスのためにせん断ひずみと体積ひずみが増大していることがわかる。その後、せん断応力の増加を繰返し行くと、応力比 q/p ～せん断ひずみ ε_d 関係は $s = 245$ kPa一定で圧縮せん断した結果に近づく傾向を示している。

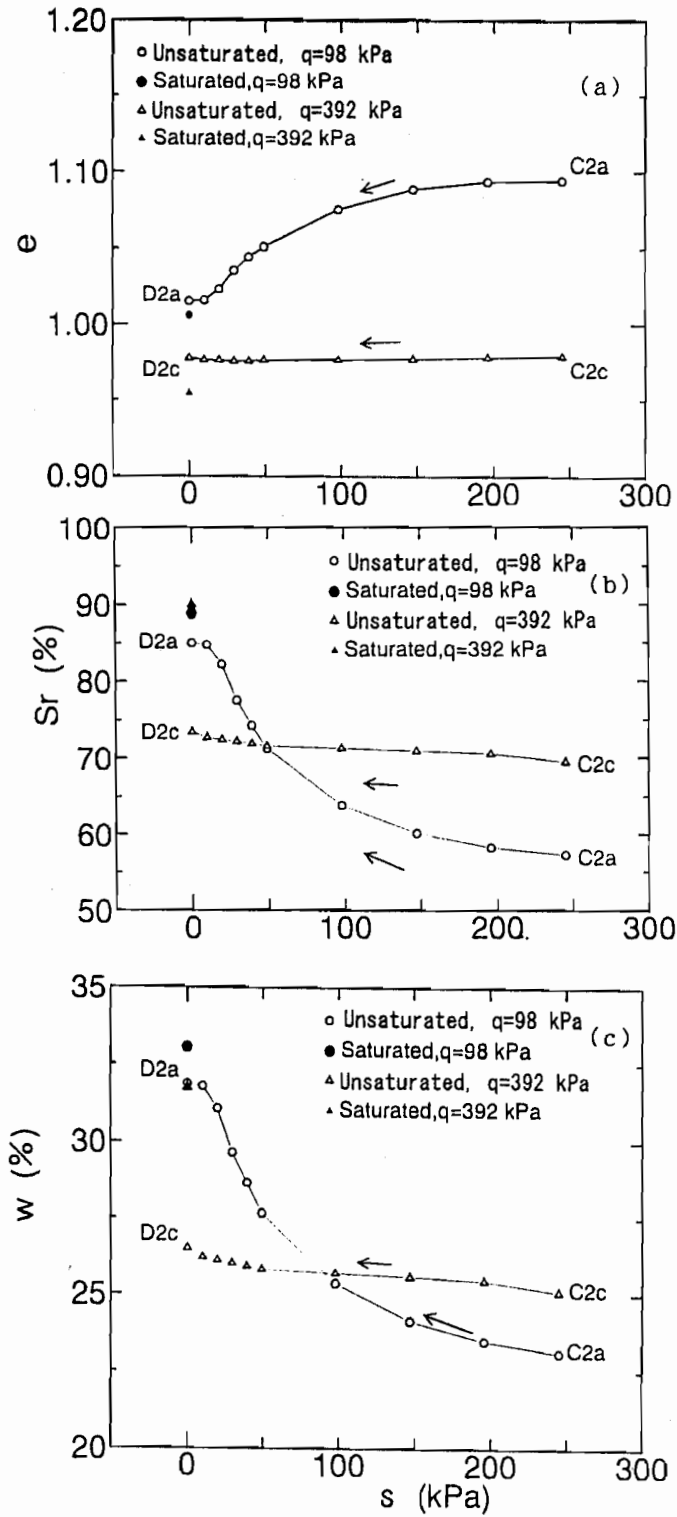


図-4.44 サクシオン減少過程における間隙比、飽和度および含水比～サクシオン関係

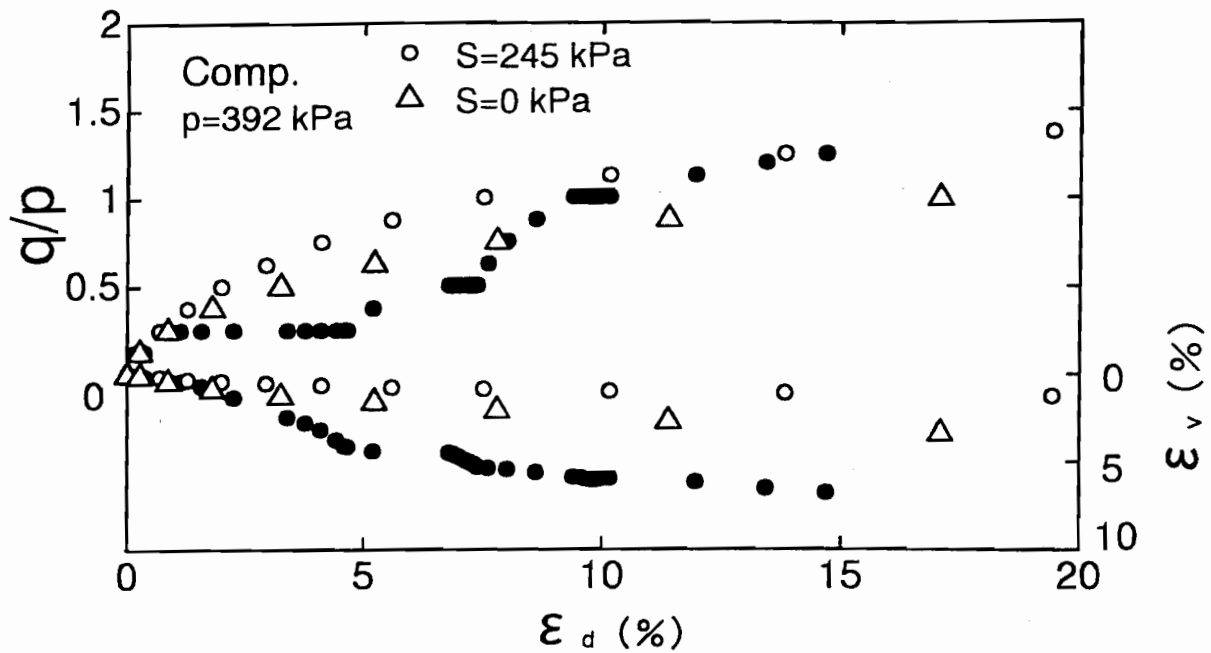


図-4.45 繰返し試験時の $q/p \sim \varepsilon_d \sim \varepsilon_v$ 関係

4.5 まとめ

不飽和土のコラプスに関する研究は、一次元圧縮試験装置に基づいて従来数多く行われている。このような装置では供試体に与えるサクションを制御する形式がとられているが、供試体内の応力として上載圧以外は未知な状態にあり、また、供試体への吸排水量は不明である。このため、コラプスの本質をとらえることは難しいものと考えられる。

本章においては、不飽和土のコラプス時の変形挙動について三軸試験装置を用いた実験を行った。そして、等方応力条件下での平均主応力を一定とした水浸試験およびせん断応力および平均主応力を一定とした水浸試験を行い、実験結果について初期水浸試料の結果との比較も含めて検討を加えた。また、平均主応力一定条件下の繰返しせん断・水浸試験を行い、実験結果について検討を加えた。以下に得られた知見を示す。

等方応力条件下での平均主応力を一定とした水浸試験については、以下のように

まとめられる。

1. 平均主応力载荷段階の初期に水浸し、その後圧縮した試料（以下、初期水浸試料と呼ぶ）は水浸直後に飽和度が約90%程度になり、サクシヨン一定で圧縮後に水浸する（以下、水浸試料と呼ぶ）と、水浸試料と非水浸試料は同じサクシヨンが0の等方応力下において間隙比だけでなく飽和度・含水比も一致する傾向を示した。
2. 水浸試料の水浸時における圧縮量はその時の平均主応力に依存し、また、水浸試料と初期水浸試料との飽和度差（ δS_r ）の変化に対応した関係を示した。そして、水浸時の最大圧縮量は δS_r が最大となる平均主応力のもとで生じた。なお、このように水浸時圧縮量が平均主応力に依存した特性が見られるのは、サクシヨンおよび平均主応力という2つの要因が土の骨格剛性に影響を与えているためである。
3. サクシヨン～含水比関係の方がサクシヨン～飽和度関係よりサクシヨン減少過程における水分特性曲線（吸水曲線）の形状のばらつきが少なくなる傾向を示した。また、水侵入値が吸水曲線上に明確に現れるかどうかは、サクシヨンが0となる状態付近での間隙内部の間隙空気の量が影響を与えている。
4. コラプス時の間隙比変化量（圧縮量）は、含水比変化量（吸水量）に対し比例的に増加する傾向を示した。このことは、コラプス時に吸水して間隙内へ水が侵入した間隙で圧縮が生じていることを示している。
5. コラプス時の $\log s$ ～圧縮量関係から決定された降伏点は、サクシヨン～平均主応力面上で直線上に分布した。この直線は締固めた粘性土のもつ初期降伏線を示している。また、初期降伏線の形状はWheelerらの試験結果においても直線と見なすことができる。また、この形状はAlonsoら⁵⁾の提案するLCラインよりも、むしろ軽部の提案する等塑性体積ひずみ線³⁸⁾に近いものと考えられる。
6. 初期水浸試料をせん断した場合と水浸試料を水浸後に同じ応力点からせん断した場合を比較すると、せん断強度だけでなく変形特性もほぼ同じであることが

わかった。このことは、従来提案されている構成モデルにおいて用いられている仮定に基づく予測と一致している。

7. 軽部による等塑性体積ひずみ線³⁸⁾の考え方を取り入れた提案モデルによる予測値は、等方応力条件下のコラプス挙動をよく表現している。

せん断応力および平均主応力を一定とした条件下での水浸試験については、以下のようによまとめられる。

1. 高いサクシジョンのもとで圧縮せん断すると、せん断変形とともに供試体の透水性が極端に低下する。この現象には変形によりバルクが破れてメニスカス化することが影響していると考えられる。
2. コラプス時の間隙比変化量（圧縮量）と含水比変化量（吸水量）の関係は、等方応力条件下における場合と同様に比例的に増加する傾向を示した。このことは、コラプスが本質的には吸水による土骨格剛性の低下により生じる現象であることを示していると考えられる。
3. コラプス時に生じるせん断ひずみおよび体積ひずみは、同じ応力状態における初期水浸試料の場合よりも大きくなる。しかし、初期水浸試料のひずみの原点を水浸試料におけるせん断初期の応力状態とすると、体積ひずみは一致する傾向を示した。このことは体積ひずみはコラプスを含めた現象に対して状態量となりうることを示している。なお、現在提案されている構成モデルに基づけば、せん断ひずみが異なるのは硬化パラメーターの変化量の違いであると解釈される。

平均主応力一定条件下における繰返しせん断・水浸試験については、以下のようによまとめられる。

1. コラプス後にもう一度サクシジョンを減少させてもコラプスは生じなかった。この現象を、現在提案されている構成モデルに基づいて説明することはむずか

しい。この理由としては、提案されている構成モデルにおいては、降伏曲面がある土粒子構造における骨格剛性を示しており、コラプスによる粒子の再配列が生じた後の構造に対しては対応していないためである。

2. せん断変形を生じると、サクシヨン減少時の吸水曲線（水分特性曲線）は変化する傾向を示した。これには間隙径分布の変化およびバルク水のメニスカス化が影響を与えているものと考えられる。

第5章 サクシヨン履歴により生じる間隙水分布の違いが不飽和土の変形・強度特性に与える影響の評価方法

5.1 概説

水分特性曲線におけるヒステリシスに示されるように、不飽和土の含水状態はそのサクシヨンと対応していない。本章では、このような間隙水分布の違いが不飽和土の変形・強度特性に及ぼす影響と、その評価方法について述べている。このため、不飽和細粒土の力学的挙動を水分特性曲線を拠り所として考察した。すなわち、間隙水を吸着水、メニスカス水、バルク水から成るとし、これらの力学的作用を求める方法を提案した。提案法によっていくつかの理論値を算定して、実測力学挙動と比較した。また、間隙水分布がサクシヨン応力に与える影響の違いを考慮した塑性体積ひずみ式を提案した。さらに、Cam Clayモデル⁶³⁾をせん断時に体積膨張を示す不飽和状態の土に拡張した変形に関する構成モデルを提案した。そして、サクシヨン履歴を与えて間隙水分布の異なる不飽和供試体を作製し、それを用いてサクシヨン一定の等方圧縮試験を実施し、体積変化挙動や含水比挙動の違いを実証した。また、同じ供試体による一連の三軸圧縮せん断試験を行い、軸圧縮中の応力・ひずみ・飽和度変化などの測定結果を分析し、モデルの妥当性を検証した。

5.2 変形・強度特性に与える影響の評価方法

(1) サクシヨン応力に関する考察

a) 間隙水分布の違いが粒子間力と等方圧縮応力へ与える影響

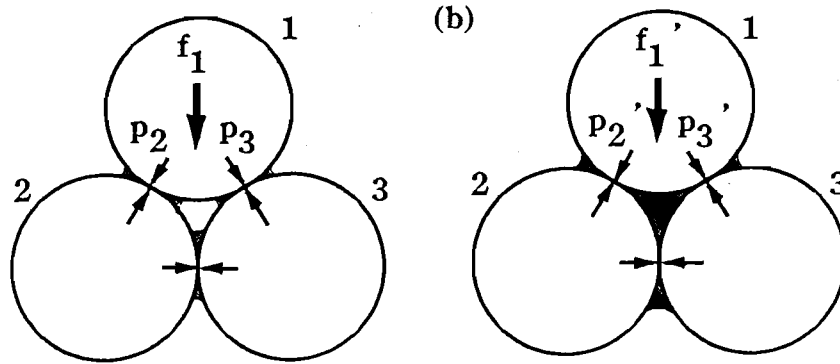


図-5.1 3粒子モデルでの間隙水分布と圧縮内力

間隙水分布と粒子間力の大きさの関係について考察するために、図-5.1(a)、(b)に示すような間隙水分布の異なる3粒子モデル⁵⁵⁾を考える。ただし、簡単のために粒子として等大径の円柱(2次元モデル)を考える。図-5.1(a)ではメニスカス水は互いに独立した状態にある。ここで番号1の粒子(上段の粒子)と他の粒子との2つの接点では、粒子接平面に垂直な方向にメニスカスによる圧縮内力 p_2 、 p_3 がそれぞれ作用しているから、結局粒子1にはそれらの合力 f_1 が作用することになる。一方、図-5.1(b)では3粒子がつくる間隙(バルク)を水(バルク水)が満たしている。この場合、粒子1に付着している左右のメニスカスを結ぶ線に垂直な方向に内力 f_1' が作用する。したがって、粒子1と他の粒子との2つの接点では、合力 f_1' の分力が圧縮内力 p_2' 、 p_3' としてそれぞれ作用することになる。図-5.2は、図-5.1(a)、(b)のそれぞれの場合について、粒子1の接点に作用する圧縮内力を粒子直径で除した力とサクシヨンの関係を示している。(計算手順は付録-1を参照のこと。)この計算ではサクシヨンの大きさにかかわらず間隙水の分布状態は不変としている。このためサクシヨンが0となっても、メニスカスの方向に作用する表面張力のため、圧縮内力は0とはならない。しかし、実際にはバルク水はサクシヨンが増加していくと、突然に消失してメニスカスが独立する(図-5.1(a))と考えられる。すなわち、図-5.2中のサクシヨン増加過程(実線)では、水分特性曲線に示される空気侵入値に対応するサクシヨンの大きさ(B点)になる

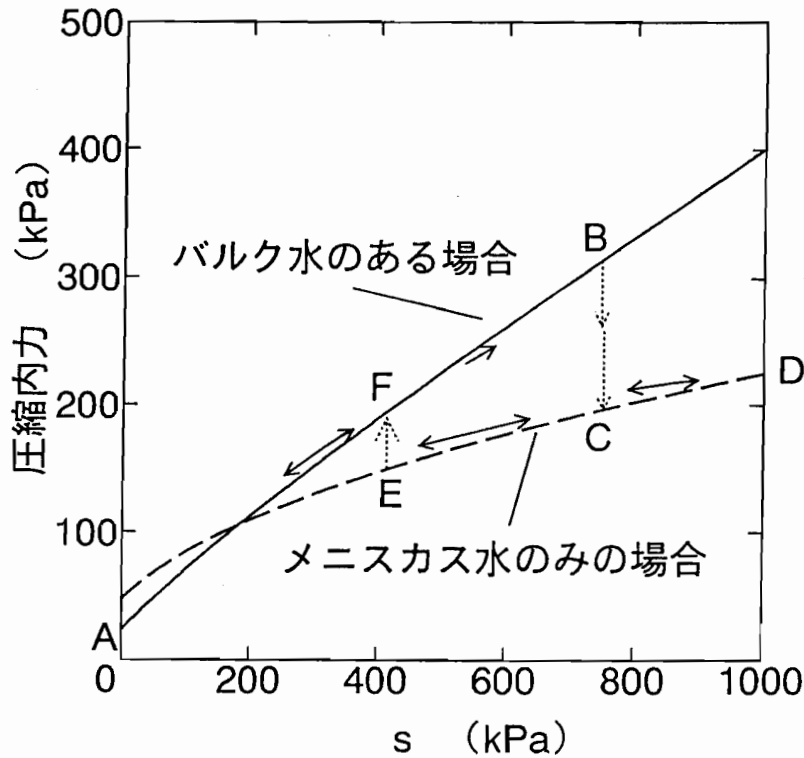


図-5.2 サクションと圧縮内力の関係

と実線 (A→B) から点線へと乗り移る (B→C) と考えられる。そして、サクション減少過程では破線にそって変化する (D→E) というヒステリシスを示すと考えられる。さらに、サクションが減少すると、水分特性曲線に示される水侵入値に対応するサクションの大きさ (E点) になると点線から実線へと乗り移り (E→F)、間隙が水に満たされると考えられる。(B点、E点でのサクション値は、図-5.1のモデルからは求められない。) 結局、図-5.1の3粒子モデルから次の結論が得られる。①サクションがある程度以上大きくなると、バルク水を持つ方が粒子間力は大きい、②粒子間力は、いずれの場合も接点を通る垂直力となる。しかし、②は一般的結論ではない。例えば図-5.3は、上下粒子の間にわずかな隙間がある4粒子モデルである。このような場合でも、図-5.3(a)のように間隙水がメニスカス水だけである場合は、粒子間力は垂直力のみで剛性を付与している。ところが図-5.3(b)のようにバルク水が存在すると、各接点にせん断力が発生するためにモデ

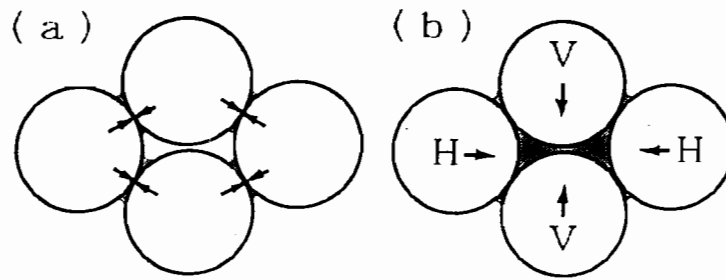


図-5.3 4粒子モデルの粒子間力

ルは不安定となる。たとえば、メニスカスの先端の位置と土粒子接点が粒子の中心に対して 30° を成す場合、粒子はモデルの中心に向かって $H = \sqrt{3}(R \cdot s + T)$ の水平力を受け、上下の粒子は $V = 2(R \cdot s + T)$ の鉛直力を受ける(ただし、 R : 粒子の半径、 T : 水の表面張力。水平力 H および垂直力 V の誘導は付録-2参照のこと)。このために、接点には垂直力 $N = (1/2)(R \cdot s + T)$ 、せん断力 $F = (\sqrt{3}/2)(R \cdot s + T)$ が作用することになる。したがって粒子表面の摩擦角が $\phi_\mu \geq 60^\circ$ でないと、上下の粒子は接触してしまい、コラプスを起こす。このようにバルク水は粒子間力を増大させるが、必ずしも土粒子骨格を保持するように作用するわけではない。

不飽和土中の間隙水と間隙空気が土塊の体積圧縮特性に与える影響を定性的に考察する。図-5.4は、仮想した土粒子骨格要素である。土粒子は円柱あるいは球であり、これが骨格伝達力 P' の作用線上に接点ができるように重なりあっている。 P' の作用線と、隣り合う粒子の中心を結ぶ線の成す角(傾角)を θ とすると、 θ が土粒子の摩擦角以下であれば、この骨格要素は P' に対して安定している。つまり、土粒子が剛体であれば P' がいくら大きくなっても何の変化も起こさない。しかし、土粒子が弾性体であれば、傾角 θ は P' と共に増大して、遂に $\theta > \phi_\mu$ に達するとすべりが起こり、骨格は座屈する。図-5.5は図-5.4の要素を4列に並べた不飽和土塊の1

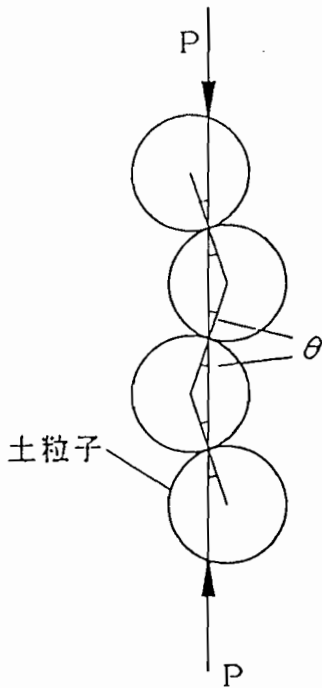


図-5.4 骨格要素

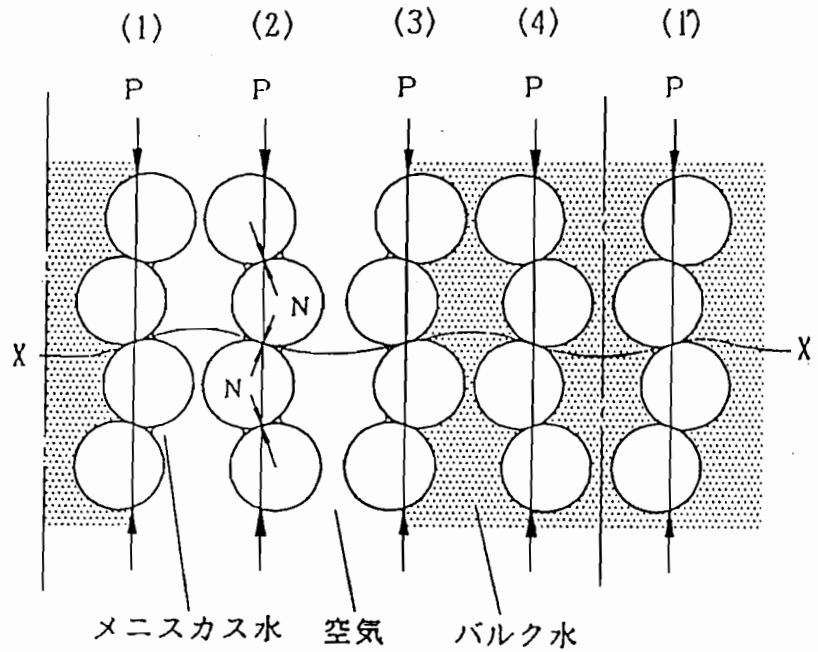


図-5.5 不飽和土の一次元模型

次元モデルである。要素第2列の両側は空気で占められているので、土粒子接点の全周をメニスカス水が取り巻いている。一方、第4列の両側はバルク水に占められているので、接点にメニスカス水は無い。第1, 3列の接点には、その空気側にだけメニスカスが出来ている。骨格に作用する力に関する考察を簡単にするために、次のPを定義する。

$$\frac{\Sigma P}{A} = \frac{\Sigma P_T}{A} - u_a \quad (5.1a)$$

ここに、Aはモデルの断面積。

上式において、 $(\Sigma P_T/A) = p_T$ は作用全応力である。また、

$$\frac{\Sigma P}{A} = p \quad (5.2)$$

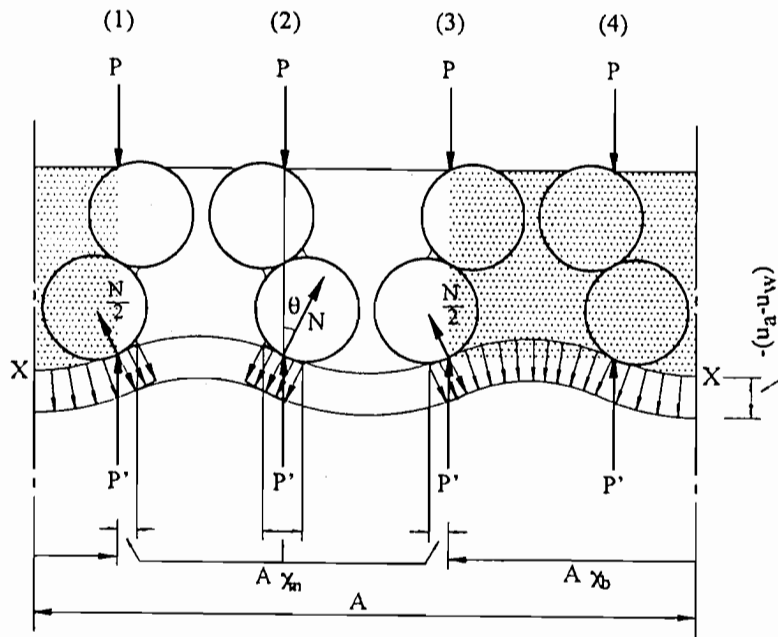


図-5.6 作用力の釣合

と定義すると、式(5.1a)は次の通り書き直される。

$$p = p_T - u_a \quad (5.1b)$$

p の名称としては、「Net stress」が定着しつつある。図-5.6はモデルに作用する P と間隙圧差($u_a - u_w$)=サクション s を表している。ここで、波形断面 $x-x$ を仮定すると、この断面には、間隙圧差のほかに釣合力 N と P' が作用する。ただし、 N は、空気圧とメニスカス水の圧力差に釣合うために、また、 P' はバルク水の圧力差に釣合うために生じる。すなわち、図-5.6においてモデル上面から波形断面までの間の釣合式は、

$$\Sigma P = \Sigma P' + \Sigma N' - A\chi_b - A\chi_m(u_a - u_w) \quad (5.3)$$

ここに、 $N' = N \cos \theta$ 、 $A\chi_b$ および $A\chi_m$ ：バルク水およびメニスカス水がそれぞれ波形面に占める面積の水平面への投影面積。

上式を変形すると、

$$\frac{\Sigma P' + \Sigma N'}{A} = p + \chi_b(u_a - u_w) + \chi_m(u_a - u_w) \quad (5.4)$$

式(5.3)および式(5.4)は、骨格の断面応力を表す式である。ところで、両式における項のうち、 $\Sigma N'$ は各メニスカス接点において、メニスカス水が土粒子を $A \chi_m (u_a - u_w) \sec \theta$ の力で引き付けるために、その反力として各接点に現れる内力 N の鉛直成分の総和であるから、

$$\Sigma N' - A \chi_m (u_a - u_w) = 0 \quad (5.5)$$

上式を式(5.4)に代入すると、

$$\frac{\Sigma P'}{A} = p' = p + \chi_b (u_a - u_w) \quad (5.6)$$

ただし、

$$p' = \frac{\Sigma P'}{A} \quad (5.7)$$

式(5.6)の P' は骨格要素(図-5.6)に作用する骨格伝達力を表すから、要素を座屈させる力であり、したがって p' は1次元モデルを圧縮する応力である。式(5.3)、(5.4)および式(5.6)は、1次元モデルに関する式であるが、これらを3次元に拡張すると、式(5.4)は骨格の断面応力としての等方応力を表す。したがって、土塊のせん断強度や体積圧縮に対する剛性(体積圧縮係数の逆数)は、式(5.4)に比例すると考えられる。一方、式(5.6)の p' は、土塊の体積圧縮を引き起こす原動力としての载荷等方応力となる。ここで、式(5.4)に式(5.6)を代入すると、

$$\frac{\Sigma P' + \Sigma N'}{A} = p' + \chi_m (u_a - u_w) \quad (5.8)$$

結局、不飽和状態では、内部応力 $\chi_m (u_a - u_w)$ を含む断面応力としての等方応力、

式(5.8)と、内部応力を除いた載荷応力としての等方応力、式(5.6)が定義されることになり、その的確な使い分けが必要とされる。その一例として、Bishopの有効応力式をめぐる議論をあげることができる。

Bishopは不飽和土の有効応力として前掲の式(1.2)を提案し、Skemptonはこれを証明した⁶⁶⁾。

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w) \quad (\text{bis1.2})$$

ここに、 χ は0と1の間の値をとる実験定数。

上式は、土のせん断強度を論じる上で、従来何の矛盾も引き起こしていない。問題は、体積変化に対する適用性にある。今、等方応力状態において u_w のみが増加すると、 σ' は減少するので土は膨張すると予想されるが、乾燥側にある不飽和土の多くは圧縮する。ここで、本論文の立場で体積ひずみ増分を記述すると、等方圧縮に関わる独立応力成分は、 p' と $\chi_m(u_a - u_w)$ であるから、全微分が成立するとすれば、

$$dv = \frac{\partial v}{\partial p'} dp' + \frac{\partial v}{\partial \{\chi_m(u_a - u_w)\}} d\{\chi_m(u_a - u_w)\} \quad (5.9)$$

右辺第1項は、これまでの議論により、

$$\frac{\partial v}{\partial p'} dp' = \frac{\lambda}{1 + e_1} \frac{dp'}{p' + \chi_m(u_a - u_w)} \quad (5.10)$$

ただし、 dv :体積ひずみ増分、 λ :自然対数表示の圧縮指数、 e_1 :基準間隙比。

式(5.10)の分母がBishopの式(1.2)に対応しているのに対して、分子はこれに対応していないために、 u_w のみの増加が体積圧縮を引き起こし得ることが示される。要するに、Bishopの式に適用限界がある理由は、式自体にあるのではなく、もう一

つの等方応力である p' の載荷応力が考慮されなかったことによると思われる。なお、飽和状態における c' を体積圧縮式へ取り込む方法は、式(5.10)において、 α_m ($u_a - u_w$) を $c' \cot \phi'$ におきかえ、また、 $p' = p_T - u_a$ (有効応力) とすればよいと思われる。

b) 水分特性曲線の性質

水分特性曲線は日常的に求められているが、全応力、間隙水圧、間隙空気圧を全面的に制御し、排水量に加えて体積変化量も測定した事例は少ない。本研究では、載荷応力 ($\sigma_3 - u_a$) を一定に保った水分特性曲線を次のように求めた。

飽和供試体を三軸セル内に設置し、初期応力状態として、セル圧(等方応力) $\sigma_3 = 20\text{kPa}$ 、 $u_a = u_w = 0$ (大気圧) に設定した。つぎに、 u_a を1段階分増加させ、同時に σ_3 も同量だけ増加させた。この時、 σ_3 は次式で表される。

$$\sigma_3 = \sigma_{30} + u_a \quad (5.11)$$

ここに、 σ_{30} : 初期状態における σ_3 ($=20\text{kPa}$)。

この操作を繰り返して、 $u_a = 490\text{kPa}$ に達すると、続いて u_a の減少段階を行い、この間の排水量と体積変化量を測定した。

図-5.7は、試験中の(a)間隙比 e 、(b)含水比 w 、(c)飽和度 S_r とサクシヨンの関係を示している。(b)と(c)は水分特性曲線と総称される。図からわかるように、 $s \leq 200\text{kPa}$ では $S_r \cong 100\%$ を保ちつつ、 e と w が減少している。ここで、 e 、 w 、 S_r は次式で関係づけられる。

$$S_r = \frac{w}{e} \left(\frac{\rho_s}{\rho_w} \right) \quad (5.12)$$

ただし、 ρ_s : 土粒子の密度、 ρ_w : 水の密度。

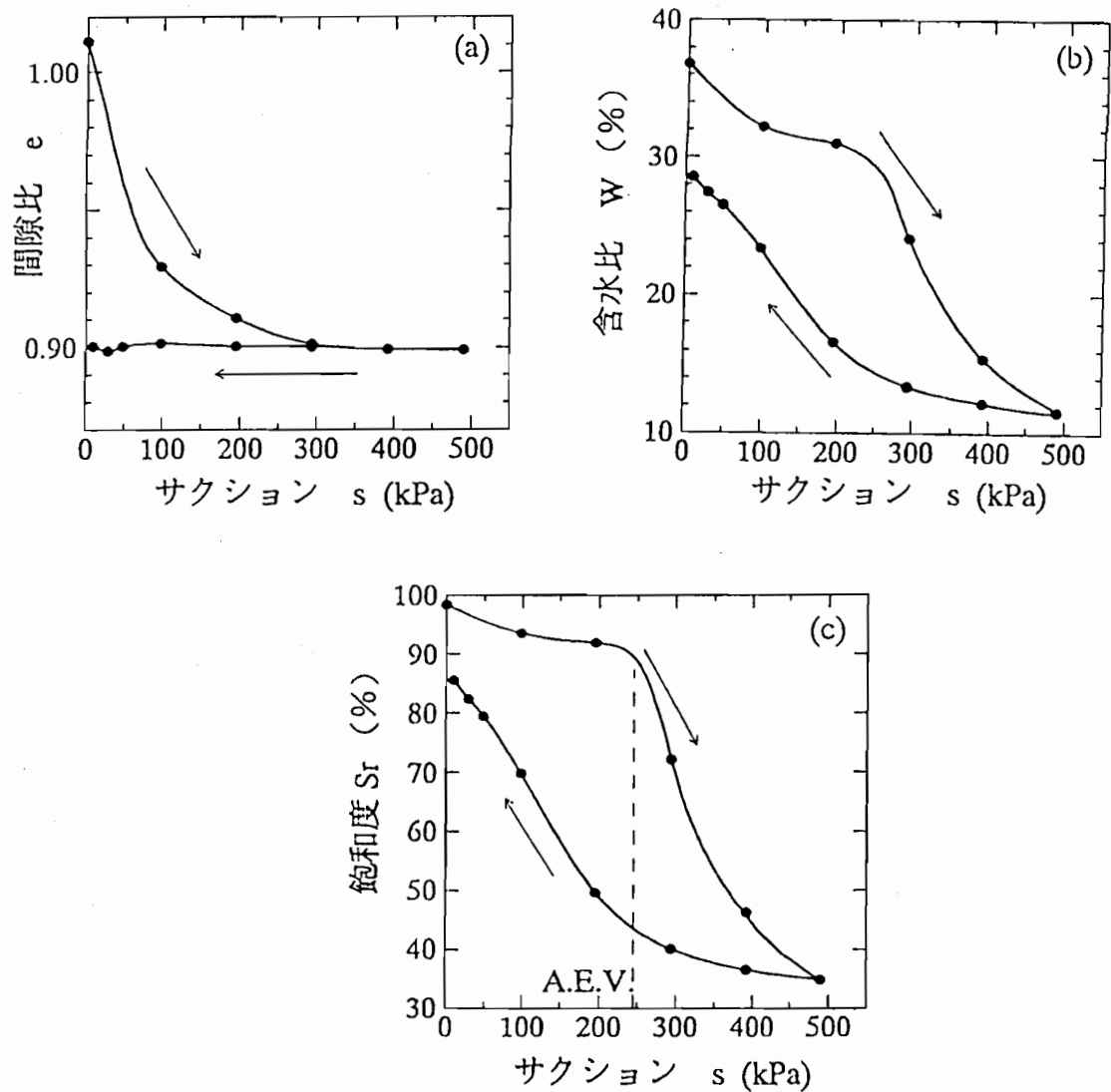


図-5.7 サクション載荷試験結果 (a) 間隙比変化 (b) 含水比変化 (c) 飽和度変化

したがって、 $S_r = 100\%$ である限り、 e と w が比例関係を保つことは自明であるが、 $S_r = 100\%$ が持続する間の応力状態については、考察を要する。土塊が飽和状態にある時は、土塊の表面は水で覆われているので、外部から作用する空気圧が小さいと、水の表面張力のために空気は内部に侵入できない。そのために、空気圧は供試体の表面に全応力として作用し、その時の供試体の有効等方応力 σ_3' は、次式で与えられる。

$$\sigma_3' = \sigma_3 - u_w = \sigma_{30} + u_a - u_w = \sigma_{30} + s \quad (5.13)$$

つまり、供試体には、それに作用する見かけのサクシオンに等しい等方応力増分が作用し、飽和状態のまま通常の圧密が進行することになる。

空気圧を表面張力に打ち勝つまで増加させると、空気は、骨格間の空間(バルク=bulk)を占める水(「バルク水」と呼ぶ)を排除し始める。この時のサクシオンを空気侵入値(A. E. V.)という。図-5.7(c)より、試料のA. E. V. \approx 240kPaである。バルク水が排除されても、土粒子表面の吸着水はそのまま残留し、またすべての土粒子接点には水が残留して接点を取り巻くメニスカスを形成する(この水を「メニスカス水」と呼ぶ)。空気圧をどんどん高くすると、ほとんどすべてのバルクを空気が占めるに至り、バルクからの排水は少なくなるが、メニスカスが縮小する分だけメニスカス水が排出されるので、供試体からの排水は継続する。実験的には、サクシオン s は試験機のセラミックディスクのA. E. V. までしか増加させられないが、 $s \sim w$ 線を $s \rightarrow \infty$ に外挿すれば漸近線 $w = w_0$ を推定できる。 w_0 は残留含水比と呼ばれ、吸着水量と考えられる。次に、空気圧を減少させ始めると、メニスカスが可逆的に回復に向かい、それに必要な吸水が起こる。メニスカスが大きくなると隣接するメニスカスの裾同士が接触してバルクを囲む土粒子骨格が自由水で覆われるため、バルクにはその内径で決まる毛管引力が生じることになる。空気圧をこの毛管引力より小さくすると、水がバルクに急速に侵入する。この時のサクシオンを水侵入値(W. E. V.)といい、A. E. V. の半分程度といわれている。ただし、図-5.7(b)や(c)ではこの点は判別し難い。

つぎに、この間の間隙比の変化を検討する。図-5.7(a)のサクシオン増加(脱水)過程において、サクシオンがA. E. V. を超えると、 (de/ds) は急速にゼロとなり、この状態は、サクシオンを減少(吸水)方向に転じても持続する。 (de/ds) には、バルク水の量に関係していることを示すものと考えられる。このようにバルク水、メニスカス水および吸着水は独自の働きをするため、これらの構成割合

を知ることが重要となる。

c) 最も乾燥側の水分特性曲線

与えられた試料の間隙水の構成割合を推定するために、試料がバルク水を失った状態で描く水分特性曲線、いわば「最も乾燥側の水分特性曲線」—以下「最乾燥水分線(driest curve)」と略記する—を仮定する。最乾燥水分線は、拘束圧 $\sigma_{30} = \sigma_3 - u_a$ が一定の下では、可逆性を示すと考えられる。また、後掲の表-5.1に示した供試体のうち、一旦サクシオンを $s = 490\text{kPa}$ まで載荷してから $s = 250 \sim 300\text{kPa}$ に戻した供試体ではバルク水が少ないと思われるが、この供試体は、引き続き圧密過程および軸圧縮過程において殆ど吸排水しなかった。したがってバルク水を全く持たない最乾燥水分線は、応力条件にあまり影響されないと思われる。

最乾燥水分線は、具体的には与えられた試料のサクシオンを一旦無限大としてから徐々に減少させて得られる吸水曲線で基本的に表されると仮定される。ただし、サクシオンの値が小さくなってくると、近接した土粒子接点のメニスカス水の裾が接触してバルク水に転化する機会が増加するので、最乾燥水分線は現実の吸水曲線から徐々に下方へずれていき、ついにサクシオンが水侵入値にまで低下すると、定義できなくなると思われる。したがって、間隙比の変動の影響が無視できるならば、最乾燥水分線は $s \sim S_r$ 面上における水分特性曲線の下限を与えることになる。

以上の考察のもとに、ここでは最乾燥水分線を次のように設定した。

- ①サクシオンが空気侵入値より大きい領域では、最乾燥水分線は、実測脱水曲線を $s \rightarrow \infty$ まで外挿した $S_r (= S_{r0})$ から発する吸水曲線で表される。
- ②サクシオンが水侵入値と空気侵入値の間にある時は、最乾燥水分線は①の吸水曲線の空気侵入値における接線で与えられる。

最乾燥水分線の式を得るためには、したがって、実測脱水・吸水曲線が与えられなければならない。実測水分特性曲線を式示するために通常用いられるのは、van Genuchten式⁷²⁾あるいはBrooks&Corey式¹²⁾の2つの経験式である。前者は実測曲線

の全区間にわたって近似できるが、実験定数の個数が多く、またサクシヨンが大きくなると近似度が劣るとの結果がある⁷¹⁾。一方、後者はサクシヨンが空気侵値(あるいは水侵入値)において $S_r = 100\%$ となってしまうが、大きいサクシヨンにおいて近似度がよく、また実験定数は3個であり、決定しやすい。以上の理由から、ここでは後者を用いることとした。すなわち、実測脱水曲線を次式で近似する。

$$S_e = \frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} = \left(\frac{s_A}{s} \right)^{\lambda'} \quad (5.14a)$$

ここに、 S_e は上式中央項で定義される相対飽和度。また、 S_{r0} 、 λ' 、 s_A は、それぞれ脱水曲線の残留飽和度、曲線形状に関する指数、空気侵入値である。

つぎに、実測吸水曲線を次式で近似する。

$$S_e = \frac{S_r - S'_{r0}}{100 - S'_{r0}} = \left(\frac{s_w}{s} \right)^{\lambda'} \quad (5.14b)$$

ここに、 S'_{r0} 、 λ' 、 s_w は、それぞれ吸水曲線の残留飽和度、曲線形状に関する指数、水侵入値である。

なお、式(5.14a, b)中のパラメーターのうち、 S_{r0} 、 S'_{r0} 、 s_A および s_w については実測された水分特性曲線から決定される。また、 λ' についてはフィティングパラメーターとして、式(5.14a, b)による水分特性曲線が実測値に最もよく合うように決定される。

最乾燥水分線の式は、したがって上記①、②より次式となる。

$$s \geq s_A; \quad S_e = \frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} = \left(\frac{s_A}{s} \right)^{\lambda'} \quad (5.15a)$$

$$s_w < s < s_A; \quad S_e = \left(\frac{s}{s_A} \right)^{\lambda} \left\{ -\lambda \left(\frac{s}{s_A} \right) + (1 + \lambda) \right\} \quad (5.15b)$$

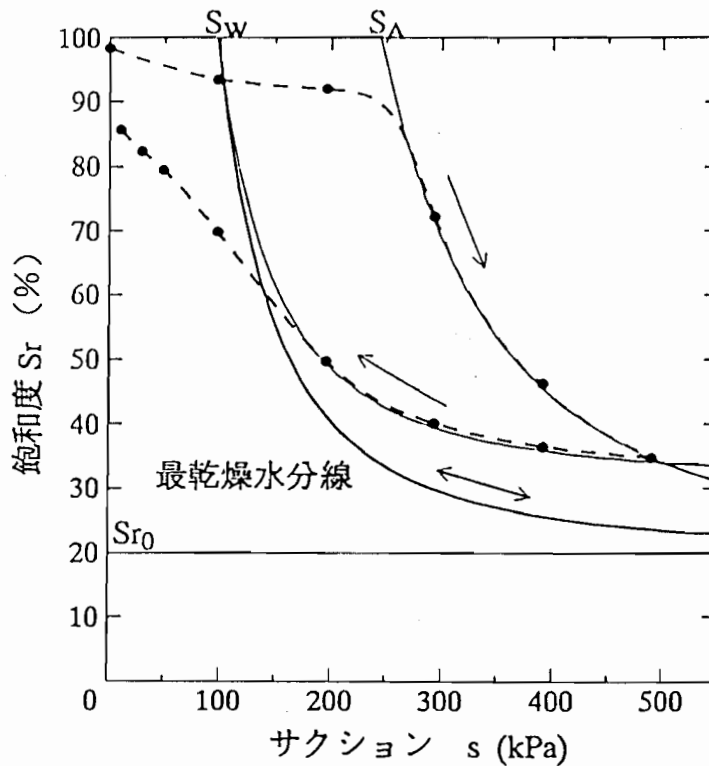


図-5.8 最乾燥水分線の設定

図-5.8において破線は図-5.7(c)の実測脱水・吸水曲線であり、細い実線はそれぞれ式(5.14a)、(5.14b)による結果を表している。式中の実験定数は次の通りとなった。 $S_{r0}=20\%$ 、 $S'_{r0}=31\%$ 、 $\lambda'=2.42$ 、 $\lambda=1.90$ 、 $s_A=245\text{kPa}$ 、 $s_w=98\text{kPa}$ 。また、図-5.8中の太い実線は、最乾燥水分線の式として提案した式(5.15a)、(5.15b)を表している。

d) 間隙水の構成割合

間隙水量は飽和度分により次式で与えられる。

$$S_r = S_{r0} + S_{rb} + S_{rm} \quad (5.16)$$

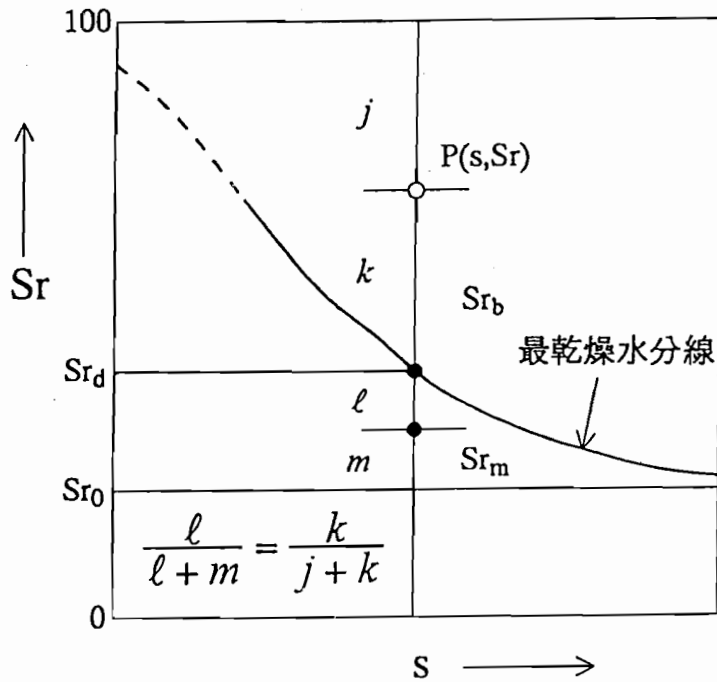


図-5.9 各間隙水量の求め方

ここに、 S_r : 土の飽和度。また、 S_{r0} 、 S_{rb} 、 S_{rm} : 吸着水（残留水）、バルク水、メニスカス水がそれぞれ占める飽和度分。

上式中の各飽和度分を以下のように定義する。

1) 吸着水が占める飽和度分 S_{r0} : 吸着水の存在は、土粒子の親水性の表れであるから、本来、含水比で定義されるものと考えられる。したがって、

$$S_{r0} = \frac{w_0}{e} \left(\frac{\rho_s}{\rho_w} \right) \quad (5.17)$$

ここに、 e : 土の間隙比、 w_0 : 吸着水が占める含水比分(試料に固有の値とする)。

2) バルク水が占める飽和度分 S_{rb} : 土のサクシヨンと飽和度が、図-5.9の $s \sim S_r$ 座標面上の1点 $P(s, S_r)$ で表される時、その S_{rb} を次式で定義する。

$$S_{rb} = \frac{(100 - S_{r0})(S_r - S_{rd})}{100 - S_{rd}} \quad (5.18)$$

ここに、 S_{rd} ：点Pの s に対応する最乾燥水分線の縦座標。

上式は、バルク水が占めるバルクにはメニスカス水が存在しないことを考慮している。

3) メニスカス水が占める飽和度分、 S_{rm} ：

式(5.16)と(5.18)より

$$S_{rm} = \frac{(100 - S_r)(S_r - S_{r0})}{100 - S_{rd}} \quad (5.19)$$

e) メニスカス応力とバルク応力

不飽和土中に働いている等方応力は、全応力表示の等方応力成分 p_T 、間隙空気圧 u_a 、間隙水圧としてのバルク水およびメニスカス水の水圧 u_w であるが、前項の議論によって間隙圧の基準を間隙空気圧にとると、等方応力は次の2つの成分にまとめられる。

①土塊の見かけの全断面積に作用する応力成分： $p' = p_T - u_a$

②作用面積が限られた応力成分： $s = u_a - u_w$

通常力学計算にとって、①は問題はないが、②は、換算式（圧力×作用面積／全断面積）によって全断面応力としての③バルク応力と④メニスカス応力に換算されなければならない。ここで、両者の作用面積（ x_m 、 x_b ）は不明であるが、先に、バルク水とメニスカス水が占める飽和度分を式(5.18)と(5.19)で表示しているので、その関数は面積に関係すると仮定できる。本論文では、簡単のため、土塊の体積から土粒子と吸着水の体積を除いた空隙に占める飽和度分で次のように定義する。

③バルク応力（全断面応力成分）

$$p_b = \frac{S_{rb}}{100 - S_{r0}} \times s = \frac{S_r - S_{rd}}{100 - S_{rd}} \times s \quad (5.20)$$

つまり $\chi_b = S_{rb} / (100 - S_{r0})$

④メニスカス応力（全断面応力成分）

$$p_m = \frac{S_{rm}}{100 - S_{r0}} \times s = \frac{(100 - S_r)(S_{rd} - S_{r0})}{(100 - S_{r0})(100 - S_{rd})} \times s \quad (5.21)$$

つまり $\chi_m = S_{rm} / (100 - S_{r0})$

ここに、 S_r ：土塊の飽和度、 S_{rd} ：土塊のサクシオン s に対応する「最乾燥水分線」の飽和度、 S_{r0} ：吸着水が占める飽和度、ただし、④ p_m は、メニスカスの表面張力を無視しているので過小評価の可能性がある。

これらの応力成分を用いて、次に示す2つの等方応力成分を考える。まず、土への等方載荷応力は次式で与えられる。

$$p' = p + p_b \quad (5.22)$$

また、土の断面応力(せん断強度および剛性に関する等方応力)は次式で与えられる。

$$\frac{\Sigma P' + \Sigma N'}{A} = p' + p_m = p + p_b + p_m \quad (5.23)$$

式(5.23)は、便宜的に、

$$[p = (p_T - u_a) \text{ (Net Stress)} + (p_b + p_m) \text{ (Suction stress)}]$$

と分解できる。したがって、土のせん断強度や剛性に関する限り、次のサクシオン応力 p_s が定義できる。しかし、上式では本質的には、 p_m は内部応力であり、一方、 p_b は載荷応力の成分であることに留意すべきである。

$$p_s = p_b + p_m \quad (5.24)$$

上式に、式(5.20)と(5.21)を代入すると、

$$p_s = (\chi_b + \chi_m)(u_a - u_w) = \frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} \cdot s \quad (5.25)$$

式(5.25)は、Bishopの有効応力係数 χ が次式で与えられることを示唆する。

$$\chi = \chi_b + \chi_m = \frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} \quad (5.26)$$

これに関連して従来の研究を紹介すると、Fredlundら²⁶⁾は、すでに有効飽和度に着目した研究を發表している。また、阿部らが¹⁾脱水曲線上で行った三軸試験の検討結果は、Bishop式におけるパラメーター χ を、式(5.25)に類似した次式にまとめることができることを示している。

$$\chi = \frac{\text{供試体含水比}}{(\text{pF} = 1 \text{の時の含水比}) - (\text{残留含水比})} \quad (5.27)$$

(2) 間隙水分布の影響を考慮した不飽和土の構成モデル

a) 等方応力面上の降伏線

飽和土が弾塑性状態にある場合の間隙比 e と平均有効応力 p' の関係は、経験的に次式で与えられる。

$$e = e_1 - C_c \log_{10}(p' / p'_1) \quad (5.28)$$

ここに、 C_c ：圧縮指数

e_1 ：任意の基準平均有効応力 p'_1 における間隙比。

式(5.28)を p' で微分すると

$$-\frac{dp'}{de} = \frac{2.303}{Cc} p' \quad (5.29a)$$

上式は、土の硬さ（ $-dp'/de$ ）が、作用有効応力 p' に比例することを示している。つまり、 p' は土に対する作用圧力として土を圧縮させるとともに、土の硬さの源泉ともなっているわけである。

不飽和土の場合、土の骨格を圧縮する応力成分は $p' = p + p_b$ であり、また、骨格の硬さは土粒子接点における垂直応力 $p' + p_m = p + p_b + p_m = p + p_s$ に比例すると考えられる。したがって、

$$-\frac{\partial p'}{\partial e} = \frac{2.303}{Cc} (p' + p_m) \quad (5.29b)$$

従来、不飽和土の圧縮挙動を調べるために、圧密リングや三軸圧縮試験機を用いた圧密水浸試験が数多く行われてきたが、これらの結論の一つとして、「水浸後の間隙比と作用応力の関係は、水浸以前の応力履歴によらず一致する」ことが指摘されている³²⁾。そこで、不飽和土の塑性体積ひずみは、 $p' \sim p_m$ 応力面上で応力経路によらず状態量として与えられると仮定すると、式(5.29b)は次のように書き直される。

$$\frac{dv^p}{dp'} = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \frac{1}{p' + p_m} \quad (5.30)$$

ここに、 dv^p ：塑性体積ひずみ増分、

λ と κ ：自然対数表示時の圧縮指数と膨潤指数

($\lambda = 0.4343 C_c$ 、 $\kappa = 0.4343 C_s$)、

e_0 ：体積ひずみゼロにおける間隙比。

状態量を求める計算であるから、 p_m を一定値として積分すると次式が得られる。

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \log_e(p' + p_m) + B \quad (5.31)$$

積分定数Bは土の初期降伏条件によって決定される。今、初期降伏線が $p' \sim p_m$ 面上で次式のように定義されるとする。

$$p' = p'_{y0} + a p_m \quad (5.32)$$

ここに、 p'_{y0} と a は試料によって決まる正の実験定数。

したがって、式(5.31)は次式となる。

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \log_e \frac{p' + p_m}{p'_{y0} + (a+1)p_m} \quad (5.33)$$

上式において注意すべきは、式中の p_m は v^p を求める時点の p_m であって、初期降伏時の値とは係わりがないことである。

さて、式(5.33)を $p' \sim p_m$ 面上の等塑性ひずみ線として表してみる。簡単のために、次のひずみ指標Hを導入する。

$$H = \exp\left(\frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} v^p\right) = \frac{p' + p_m}{p'_{y0} + (a+1)p_m} \quad (5.34)$$

式(5.34)を変形すると、

$$p_m = \left(\frac{1}{H(a+1)-1}\right)p' - \left(\frac{H}{H(a+1)-1}\right)p'_{y0} \quad (5.35)$$

図-5.10は、簡単のために $a = 0$ のときの式(5.35)を表している。このとき、初期降伏線は次式となる。

$$p' = p'_{y0} \quad (5.32a)$$

ここに、 p'_{y0} : 初期降伏応力

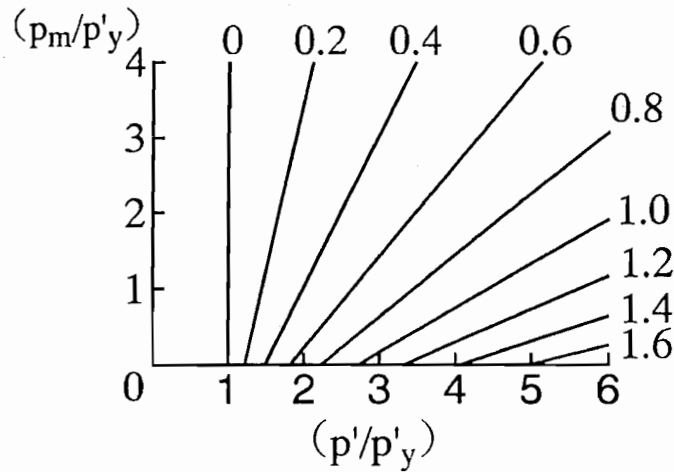


図-5.10 $p' \sim p_m$ 面上の等塑性ひずみ線
(図中の数値は式(5.34)の〔 〕内の値)

また、 $p_b = R \cdot p_s$ としてサクシオン応力に対するバルク応力の割合を示す係数 R を用いて式(5.34)を書き直すと、 $a = 0$ の場合は次式となる。

$$p_s = \frac{1}{H(1-R)-1} p - \frac{H}{H(1-R)-1} (p + R \cdot p_s)_y \quad (5.36)$$

ただし、 $(p + R \cdot p_s)_y$ は、初期降伏時における $(p + R \cdot p_s)$ である。

図-5.10や式(5.36)において、 $a = 0$ の場合を例示した理由は、後に5.3(3)に示すように、実測した圧縮曲線から逆算した降伏応力の値が $a = 0$ においても不自然ではないためである（後掲 表-5.5参照）。

図-5.11は、式(5.36)に R の代表的な値を代入して得られた $p \sim p_s$ 面上の等塑性体積ひずみ線を示している。(a)はサクシオン応力 p_s が外部作用応力 p と同質の場合であって、サクシオンの減少は膨張を引き起こす。間隙空気が気泡状に存在する場合に相当する。(c)は、サクシオンの減少が直ちにコラプスを引き起こす場合で

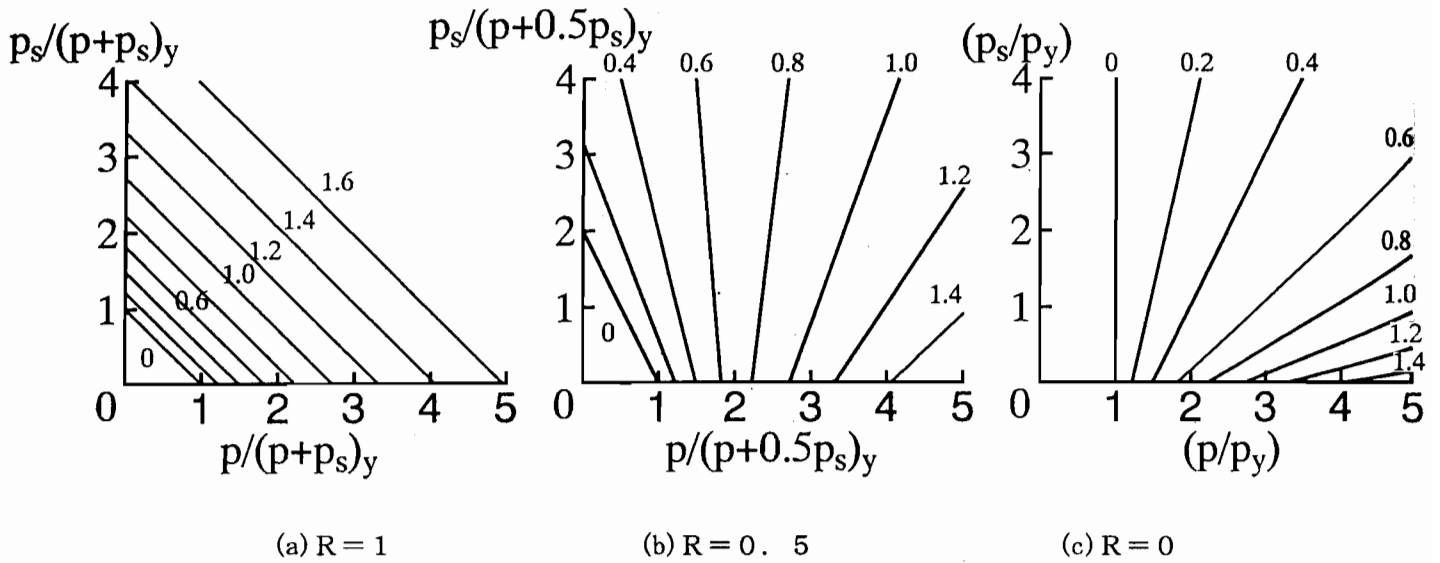


図-5.11 間隙水分布が塑性ひずみに与える影響
 (図中の数値は式(5.34)の〔 〕内の値)

ある。間隙水が吸着水とメニスカス水のみから成る場合に相当する。(b)は、両者の中間的な場合であって、 p が大きい範囲でコラプスが発生し得る。軽部ら⁴⁰⁾は、(a)がBishopの有効応力の概念に一致することから、この状態を「Bishopの不飽和土」、(c)を理想不飽和土と呼んでいる。

b) Cam Clayモデルの不飽和状態への拡張

Cam Clayモデルのエネルギー式は、次のように拡張できる。

$$\frac{dv^p}{d\varepsilon} = M \frac{p' + p_m}{p'} - \frac{q}{p'} \quad (5.37)$$

ここに、 $p' = p + p_b$ 。

土は不飽和状態においても関連流動則に従うとすると、直交則を適用して等塑性体積ひずみポテンシャル（負荷曲線）は次式のように求められる。

$$\frac{q}{M} = -p' \log \frac{p'}{p'_0} + p_m \left(1 - \frac{p'}{p'_0} \right) \quad (5.38)$$

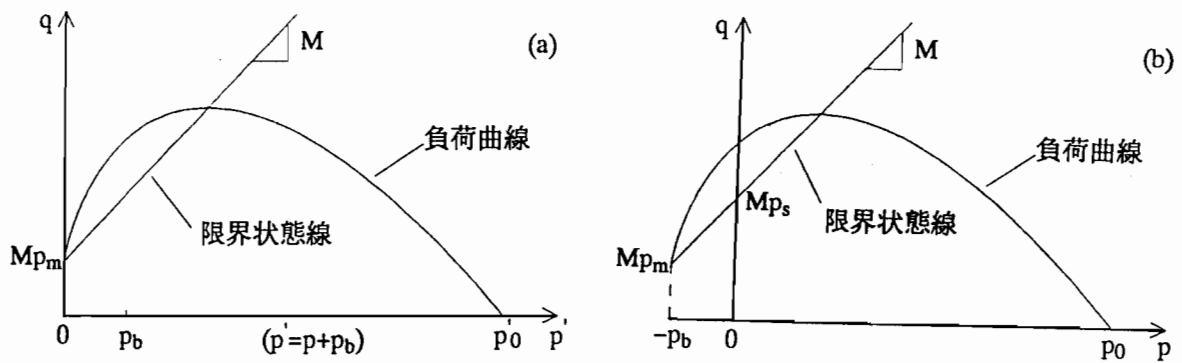


図-5.12 負荷曲面

ここに、 p'_0 : $q=0$ (等方応力状態)における p' 。

図-5.12(a)は式(5.38)を表している。また、図-5.12(b)は、横軸を p とした場合であるが、負荷曲線の左端の座標は、 $(p, q) = (-p_b, M_{p_m})$ となり、この点から下方は形式的に p 軸への垂線とされている。このような負荷曲面の形は、従来のも (たとえば Alonso et al⁵⁾, Kohgo et al⁵⁰⁾, Kato et al⁴⁴⁾) が p 軸から直接立上がっているのと対照をなしている。

塑性体積ひずみに関する状態境界面(SBS)は、負荷曲面の式(5.38)と等方応力下の塑性体積ひずみ式を連立させ、等方応力 p'_0 を消去すれば得られる。ここで、後者の式は、式(5.33)で与えられる。原式の等方応力記号 p' を、 p'_0 と改めると、

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \log \frac{p'_0 + p_m}{p'_y + p_m} \quad (5.39)$$

ところが、式(5.38)は p'_0 に関して解けないので、 p'_0 は消去できない。(消去できなくても、 p'_0 に数値を代入していくことにより、SBSの厳密な数値解は得られる。) そこで、 $\log X$ の展開式などを利用して、式(5.38)を p'_0 に関して解き、結局、SBSの近似式として次式を得た。

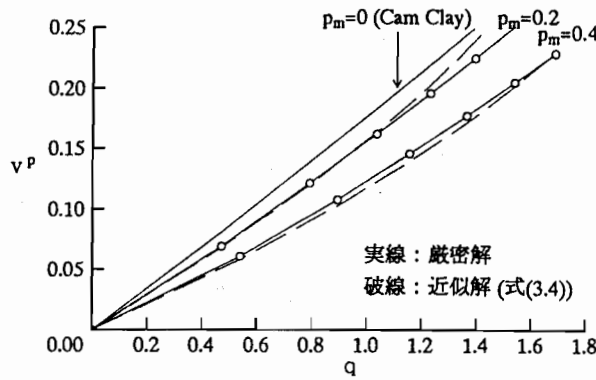


図-5.13 軸圧縮過程における体積ひずみ
計算条件 $(\lambda - \kappa)/(1 + e_0) = 0.2, M=1, p' = p'_y = 1$

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \times \left[\log \frac{p' + p_m}{p'_y + p_m} + \log \frac{(p' + p_m)^2 + \frac{q}{2M}(p' - p_m)}{(p' + p_m)^2 - \frac{q}{2M}(p' + p_m)} \right] \quad (5.40)$$

ただし、 $p' = p'_y$ 、 $q=0$ のとき $v^p = 0$

上式は、等方応力状態($q=0$)においては、式(5.38)に一致する。また、 $p_m=0$ とおき、限界状態である $q = Mp'$ を考えると、式(5.40)の右辺[]内の第2項は $\log 3 = 1.1$ となり本来の Cam Clayモデルの値(=1)より10%大きい。図-5.13は、2つの p_m 値における厳密解と近似解の比較例である。この図に関する限り近似度は実用範囲にあると思われる。またメニスカス応力 p_m が大きいと、負のダイレイタンスが抑制されることがわかる。このことは、後掲5.3(4)で示す「飽和度が低いとダイレイタンス係数が大きくなる現象」と符合しているが、実測値ほどの大きな差を示していない。

次にせん断ひずみ増分式を得るために、式(5.37)を変形して、

$$d\varepsilon = \frac{p' dv^p}{M(p' + p_m) - q} \quad (5.37a)$$

上式に式(5.40)の微分形としての式(5.41)を代入すると所要の式が得られる。ただし、

$$\begin{aligned}
\left(\frac{1+e_1}{\lambda-\kappa}\right)dv^p &= (2M)^{-1} \cdot \{(p' - p_m)P + Q\}dq \\
&+ \left[\{2(p' + p_m) + q / (2M)\}P - Q\right]dp' \\
&+ \left[-(p'_y + p_m)^{-1} + \{2(p' + p_m) + q / (2M)\}P - Q\right]dp_m \quad (5.41)
\end{aligned}$$

ここに、

$$\begin{aligned}
P &= \left\{ (p' + p_m)^2 + (p' - p_m)q / (2M) \right\}^{-1} \\
Q &= \left\{ p' + p_m - q / (2M) \right\}^{-1}
\end{aligned}$$

5. 3 変形・強度特性に与える影響の検証およびその解析

本節は、5.2節で述べた間隙水分布の違いがサクシヨンの作用に与える影響を評価する理論を検証するために行った実験の結果とその考察を述べたものである。行った実験は、①スラリー試料を用いた、サクシオン履歴を与える応力経路での等方圧縮試験、②スラリー試料と締固め試料を用いた、サクシオン履歴を与える応力経路での等方圧縮試験、③スラリー試料にサクシオン履歴を与えた、間隙水分布の異なる供試体を用いた等方圧縮およびそれに続く圧縮せん断試験の3種類である。そして、②の試験結果から、5.2節で述べた理論による等方応力面上の降伏線が定性的に支持されることを示している。また、①、③の試験結果から、理論より予測されるサクシオン応力と提案した構成モデルの定量的検証を行っている。さらに、①の試験結果から、サクシオン一定条件下における圧縮指数の考え方について検討を行っている。以下、実験方法およびこれらの結果について述べる。

(1) 実験装置および実験方法

以下に示す一連の試験には、第3章の図-3.22に示している三軸圧縮試験装置を用いた。また、試料は市販の乾燥粉末土「No.5クレイ」を用いた。スラリー試料は、この試料をスラリー化して $\sigma_v=314\text{kPa}$ まで予備圧密して飽和ブロック試料を作り、これから適宜供試体を削り出した。一方、締固め試料は、同じ原材料に霧吹きで含水比 $w=26\%$ ($w < w_{opt}$) になるまで加湿した後、四つ割モールドに5層に分けて入れ、断面積 1.23cm^2 の突き棒で 40N の力を各層15回ずつ加えて作製した。供試体寸法は、両者とも高さ 80mm 、直径 35mm である。

a) スラリー試料の等方圧縮試験

後掲図-5.22に示した水分特性曲線より、スラリー試料の空気侵入値 (A. E. V.) が $s_A=245\text{kPa}$ 付近と判明したので、それ以上のサクシジョンの下で等方応力 p を載荷する試験を行った。試験条件は、表-5.1に示す通りであって、図-5.14に示す3種類の応力経路の異なる試験シリーズから成っている。試験シリーズI、IIの初期応力条件は、図中の点A ($p=20$ 、 $s=49\text{kPa}$) であり、この点を起点に、まず、サクシジョン載荷過程として、 s を試験シリーズIでは $s=294\text{kPa}$ 、IIでは $s=245\text{kPa}$ まで作用させ ($A \rightarrow C_i$)、続いて p 載荷過程として、 p を両シリーズとも $p=196 \sim 490\text{kPa}$ まで段階的に増加させた ($C_i \rightarrow D_i$)。ただし、一部の供試体に対してはサクシジョン載荷過程において、先行サクシジョン履歴を与えるために点Aから点B ($p=20$ 、 $s=490\text{kPa}$) まで載荷し、その後 C_1 あるいは C_2 まで戻した。また試験シリーズIIIは、サクシジョンを作用させない飽和土に対する通常の等方圧縮試験である。

b) 締固め試料とスラリー試料の比較試験

サクシジョン応力 p_s に占めるバルク応力 p_b の割合を表す R が土の圧縮挙動に与える影響を実証するために、 R が小さいと思われる締固め試料と $R \approx 1$ と思われる

表-5.1 スラリー試料の等方圧縮試験の試験条件

試験番号	サクシオン過程終了時				圧密圧力 p	軸圧縮中に一定に保った応力	
	s	e	w(%)	S_r (%)			
シリーズ I	I-1	294*	0.885	15.56	47.48	294	p
	I-2	294	0.853	24.13	76.37	294	p
	I-3	294*	0.888	12.75	38.77	490	p
	I-4	294	0.873	24.14	74.68	490	p
	I-5	294	0.915	23.69	70.07	196	$\sigma_3 - u_a$
シリーズ II	II-1	245	0.931	28.79	83.46	245	p
	II-2	245*	0.869	14.57	45.24	441	p
	II-3	245	0.916	29.12	85.81	441	p
	II-4	245	0.938	28.84	83.05	441	p
シリーズ III	III-1	0	0.961	35.61	100.00	245	p
	III-2	0	1.005	36.04	96.82	441	p
	III-3	0	1.033	36.61	95.70	637	p
	III-4	0	1.010	37.39	100.00	245	$\sigma_3 - u_a$
	III-5	0	1.017	36.59	97.18	441	$\sigma_3 - u_a$

*applied max. s=490kPa, unit of s & p: kPa

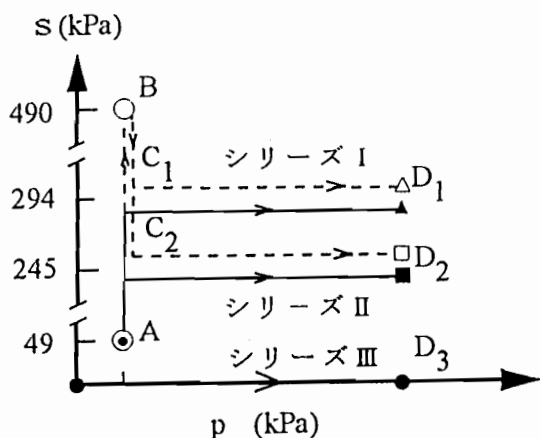


図-5.14 スラリー試料の等方圧縮試験の試験応力経路

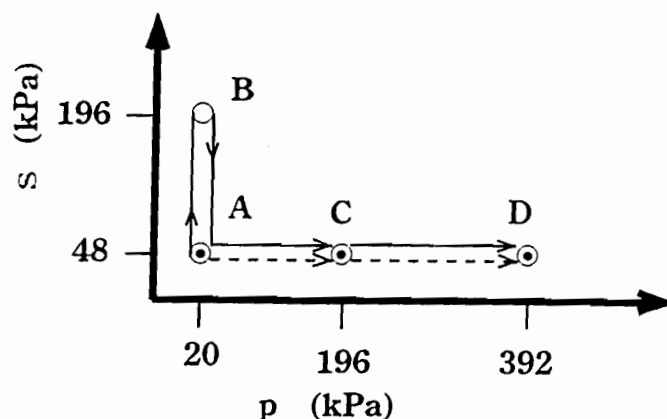


図-5.15 締固め試料とスラリー試料の比較試験の試験応力経路

スラリー試料を同一の応力経路で等方載荷し、これに伴う体積および含水比の変化を測定した。

スラリー試料および締固め試料の供試体を、図-3.22に示した不飽和土用三軸圧縮試験装置の三軸セル内に設置し、図-5.15に示す応力経路で試験した。初期応力状態は点A ($p = 20\text{kPa}$ 、 $s = 49\text{kPa}$) であり、すべての供試体を $s = 49\text{kPa}$ に保って、 p を点CまたはDまで増加させた。ただし、一部の供試体については、これに先立っ

表-5.2 サクシオン履歴を与えたスラリー試料の三軸圧縮試験における試験条件と試験結果

注) シリーズⅢにおいては、p欄は、p' (有効応力)

試験番号	s (kPa)	圧密終了時			体積最小点			ピーク点			
		e	w (%)	S _r (%)	p (kPa)	q (kPa)	$\frac{dq}{d\varepsilon}$	p (kPa)	q (kPa)	$-\frac{dv}{d\varepsilon}$	
シリーズⅠ	I-1	294*	0.870	15.13	46.98	295.1	510.1	—	295.4	754.5	0.805
	I-2	294	0.831	18.27	59.34	295.4	547.1	—	295.5	702.5	0.570
	I-3	294*	0.864	12.82	40.04	499.6	755.4	—	498.3	1035.9	0.595
	I-4	294	0.838	22.15	71.32	496.8	846.0	—	498.8	1105.8	0.680
	I-5	294	0.905	22.58	67.41	491.1	885.9	11550	591.4	1189.8	0.736
シリーズⅡ	Ⅱ-1	245	0.907	27.29	81.20	244.6	567.7	—	245.7	689.6	0.526
	Ⅱ-2	245*	0.846	14.31	44.08	442.8	692.0	—	442.6	967.1	0.796
	Ⅱ-3	245	0.880	26.67	81.86	441.4	784.0	—	442.3	999.3	0.386
	Ⅱ-4	245	0.897	26.39	79.40	441.5	772.8	—	441.2	1002.5	0.475
シリーズⅢ	Ⅲ-1	0	0.812	30.09	100.	246.0	284.0	—	245.4	413.9	0.399
	Ⅲ-2	0	0.822	29.12	95.65	443.3	570.9	—	443.1	700.9	0.263
	Ⅲ-3	0	0.820	28.70	94.50	646.4	855.7	—	645.8	997.8	0.202
	Ⅲ-4	0	0.852	31.56	100.	458.8	643.3	7740	518.2	822.9	0.286
	Ⅲ-5	0	0.828	29.59	96.49	817.8	1133.9	8310	865.7	1274.1	0.103

て、A→B (p = 20kPa、s = 196kPa) →Aの先行サクシオン履歴を与えた。なお各段階の载荷時間としては、スラリー試料の場合は、排水量が落ち着くのを待って次の段階へ移った。締固めた供試体の場合は、各载荷段階を排水量が落ち着くのに十分な時間である8時間とした。

c) サクシオン履歴を与えたスラリー試料の三軸圧縮試験

三軸圧縮試験の手順は、①サクシオン载荷(および除荷)過程、②等方圧密過程、③軸圧縮過程とした。試験は全過程を通じて排水状態($u_w=0$ (大気圧))とし、①②は段階応力制御、③は $\varepsilon = 0.003\%/min$ (不飽和供試体)または $\varepsilon = 0.004\%/min$ (飽和供試体)のひずみ制御とした。試験条件は表-5.2に示す通りである。表のs (サクシオン) 欄に*印を付けたものは、過程①において一旦 $s_{max}=490kPa$ を与えてから表示の値までサクシオンを低下させたことを示している。他のものは、飽和状態から表示の値まで徐々にサクシオンを増加させた。シリーズⅢはサクシオンを作用させない通常のCD試験であるので、表中の「サクシオン過程終了時」欄は、供試体を三軸容器に設置した時(圧密前)の値である。

表-5.3 体積最小点およびピーク点における諸値

試験 番号	s (kPa)	体積最小点			左より逆算		ピーク点			
		p (kPa)	q (kPa)	$\frac{dq}{d\varepsilon}$	逆算 P_s (kPa)	逆算 α	p (kPa)	q (kPa)	$-\frac{dv}{d\varepsilon}$	
シリーズ I	I-1	294*	295.1	510.1	-	96.4	0.328	295.4	754.5	0.805
	I-2	294	295.4	547.1	-	124.6	0.424	295.5	702.5	0.570
	I-3	294*	499.6	755.4	-	80.2	0.273	498.3	1035.9	0.595
	I-4	294	496.8	846.0	-	152.5	0.519	498.8	1105.8	0.680
	I-5	294	491.1	885.9	11550	175.3	0.596	591.4	1189.8	0.736
シリーズ II	II-1	245	244.6	567.7	-	191.1	0.780	245.7	689.6	0.526
	II-2	245*	442.8	692.0	-	88.3	0.360	442.6	967.1	0.824
	II-3	245	441.4	784.0	-	160.3	0.654	442.3	999.3	0.386
	II-4	245	441.5	772.8	-	151.6	0.619	441.2	1002.5	0.475
シリーズ III	III-1	-	246.0	284.0	-	M = 1.155		245.4	413.9	0.399
	III-2	-	443.3	570.9	-	M = 1.288		443.1	700.9	0.263
	III-3	-	646.4	855.7	-	M = 1.324		645.8	997.8	0.202
	III-4	-	458.8	643.3	7740	M = 1.376		518.2	822.9	0.286
	III-5	-	817.8	1133.9	8310	M = 1.371		865.7	1274.1	0.103

(2) サクシオン応力に関する検証

5.2 (1)項では、応力成分 p_b と p_m の大きさを推定する方法を提案したが、これらを別々に三軸試験によって検証することは簡単ではない。ここでは、表-5.1 に示した三軸圧縮試験で求めた軸圧縮応力からサクシオン応力 p_s を逆算し、一方、供試体の飽和度から式(5.25)によって p_s を推定し、両者を比較する。表-5.3は、軸圧縮過程において供試体体積が最小になる点における応力、および破壊時における応力と体積変化速度を示している。供試体は膨張しながら破壊しているので、破壊状態を解析するには、ダイレイタンシー現象を論じる必要が生じる。これは、本論文の主旨ではないので、ここでは、体積最小点の応力を解析する。

a) サクシオン応力の逆算

軸圧縮中のエネルギーの釣合式を、Cam Clayモデルを拡張して次のように仮定した。

$$p' dv + q d\varepsilon = M(p' + p_m) d\varepsilon + p' dv^e \quad (5.42)$$

ここに、 M ：限界状態におけるせん断抵抗係数、

$p' = p_T - u_a + p_b$ 、 p_m ：メニスカス応力、

$q = (\sigma_1 - \sigma_3)$ 、 dv ：体積圧縮ひずみ増分、

dv^e ：弾性体積圧縮ひずみ増分、

$d\varepsilon = -(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3)$ ：せん断ひずみ増分。

両辺を $d\varepsilon$ で割ると、

$$(p + p_b) \frac{dv}{d\varepsilon} + q = M(p + p_s) + (p + p_b) \frac{dv^e}{d\varepsilon} \quad (5.43)$$

ここで、上式右辺第2項は

$$(p + p_b) \frac{dv^e}{d\varepsilon} = \frac{\kappa}{1 + e_1} \frac{d(p + p_b)}{d\varepsilon} \quad (5.44)$$

ここに、 κ ：自然対数表示の膨潤指数

飽和度の変化は体積最小点付近では小さいので、上式中の $(dp/d\varepsilon) = 0$ とおくと、

$$\frac{dv^e}{d\varepsilon} = \frac{\kappa}{1 + e_1} \frac{dp}{d\varepsilon} \quad (5.45)$$

表-5.3において、試験 I-5、III-4、III-5は σ_3 一定条件で行われた。したがって上式は、

$$\frac{dv^e}{d\varepsilon} = \frac{\kappa}{3(1 + e_1)} \frac{dp}{d\varepsilon} \quad (5.46)$$

また、他の試験は p 一定で行われているので

表-5.4 サクシオン応力の理論値

試験番号	s (kPa)	S_r (%)	e	S_{r0} (%)	理論 χ	理論 p_s (kPa)	
シリーズI	I-1	294*	47.1	0.859	17.2	0.361	105.8
	I-2	294	58.8	0.823	18.0	0.498	146.3
	I-3	294*	40.4	0.848	17.5	0.278	81.6
	I-4	294	70.4	0.821	18.0	0.639	187.9
	I-5	294	64.7	0.868	17.05	0.575	169.1
シリーズII	II-1	245	80.0	0.887	16.7	0.760	186.2
	II-2	245*	46.1	0.833	17.8	0.344	84.4
	II-3	245	80.6	0.860	17.2	0.766	187.6
	II-4	245	78.3	0.877	16.9	0.739	181.0

$$\frac{dv^e}{d\varepsilon} = 0 \quad (5.47)$$

これらを、式(5.43)に代入して p_s について解くと

$$p_s = \frac{q}{M} - p - \left[\frac{\kappa}{3M(1+e_1)} \frac{dq}{d\varepsilon} \right] \quad (5.48)$$

ただし、 p 一定試験では[]内を無視する。

式(5.48)による p_s および χ の逆算値は、表-5.3に記されている。ただし、式(5.48)中の M は、シリーズIIIからの逆算値 $M=1.303$ 、 κ は実測値 $\kappa=0.0093$ を用いた。また、 χ の逆算式は、

$$\text{逆算 } \chi = (\text{逆算 } p / \text{サクシオン } s) \quad (5.49)$$

b) サクシオン応力の理論値

サクシオン応力の理論値は、式(5.25)で与えられる。表-5.4は、各供試体の体積最小点における飽和度 S_r 、吸着水が占める飽和度 S_{r0} および p_s の理論値を示している。

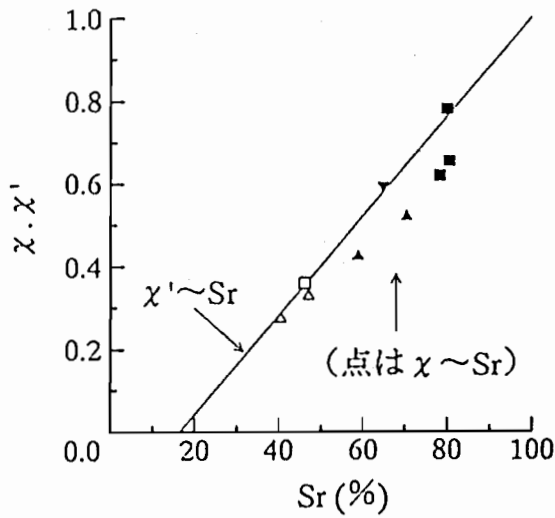


図-5.16 サクシオン応力 p の検討

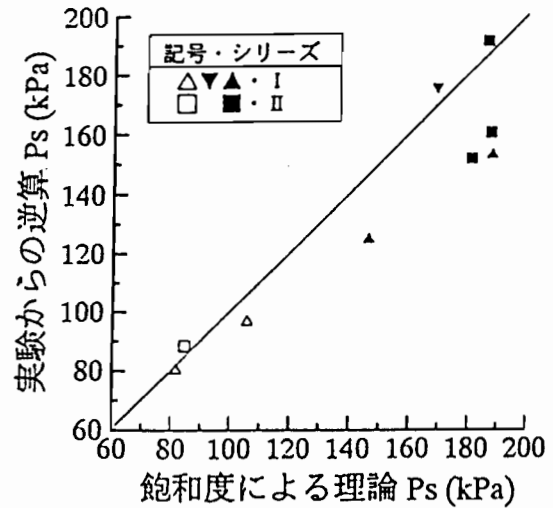


図-5.17 水断面積比 χ の検討

図-5.16は、表-5.3の逆算 p_s と表-5.4の理論 p_s の比較を表している。また、図-5.17は、理論値 χ （実線）と逆算値 χ を飽和度 S_r に対してプロットしたものである。サクシオン履歴のあるもの（白抜印）では、理論値と実測値がほぼ一致すること、逆にサクシオン履歴のないもの（黒塗印）では実測値は理論値以下であることがわかる。この結果は、5.3 (4)項で示すようにサクシオン履歴のある供試体の飽和度が軸圧縮過程において殆ど変化しないのに対して、履歴のない供試体では飽和度が低下していくことと符合しているようである。つまり、軸圧縮過程において骨格は一様に変形するのではなく、せん断変形が集中する部分があって、その部分でバルク水を保持するメニスカスが破壊してバルク水が排出されてしまい、飽和度が局部的に低下しているものと推測される。

(3) 圧縮時の変形特性へ与える影響の検証

a) 締固め試料とスラリー試料の比較試験の結果およびその検討

図-5.18は、一部の供試体（締固め、スラリー各2個）に与えた先行サクシオン

履歴中の(a)間隙比 e 、(b)含水比 w 、(c)飽和度 S_r を表している。図-5.18(c)によれば、スラリー供試体の飽和度は、 $s = 196\text{kPa}$ を作用させても $S_r \approx 95\%$ に留まってしまった。一方、締固め供試体の飽和度はかなり変化しているが、可逆性が強い。図-5.18(a)によればスラリー供試体はかなり圧密を起こしている。これは、飽和に近いために s がほぼ完全に p' に換算されるためである。一方、締固め供試体の間隙比は初期間隙比が $e \approx 1.25$ と大きいにもかかわらず、サクシヨンの変化にほとんど反応していない。図-5.18(b)に示されるスラリー供試体の含水比変化は、図-5.18(c)に示すように飽和度が100%に近いことから、飽和土の間隙比変化に見合っていると考えられる。一方、締固め供試体の含水比はかなり変化しているが可逆成分が目立っている。図-5.19は、図-5.15に示す応力経路のA点から発する p 載荷経路 $A \rightarrow C \rightarrow D$ における間隙比変化を表している。(白抜印：先行サクシヨン履歴のあるもの。黒塗印：履歴のないもの。) 図-5.19(a)に示す締固め試料では、先行サクシヨン履歴は圧密曲線に影響していない。また降伏応力は不明瞭であるが、100kPa付近であると思われる。一方、(b)のスラリー試料では、先行サクシヨン履歴のある供試体(白抜印)が $p = 100 \sim 200\text{kPa}$ の間で明確な急曲点を示している。しかし、サクシヨン履歴のないもの(黒塗印)では、試料作製時の推定平均主応力が $p = 209\text{kPa}$ であるにもかかわらず、曲線の形から降伏応力を判定するのは困難である。図-5.20は p 載荷試験中の含水比 w を表している。(a)の締固め供試体では、 w は殆ど変化していない。したがって飽和度は、この間の間隙比の減少により5~6%増加することとなる。一方、スラリー供試体の含水比は、図-5.20(b)に示すように図-5.19(b)の間隙比挙動と同様になったので、飽和度の変化量は0~+1%に留まっている。

図-5.21は図-5.19(c)に、スラリー試料の水分特性曲線と最乾燥水分線を記入したものであって、図-5.8を転記した。最乾燥水分線はバルク水を持たない($R = 0$)水分特性曲線であって、水侵入値($\approx 100\text{kPa}$)までしか定義されていない。図-5.21より、スラリー供試体(白抜印)が、ほぼ飽和状態を保った理由は、先行

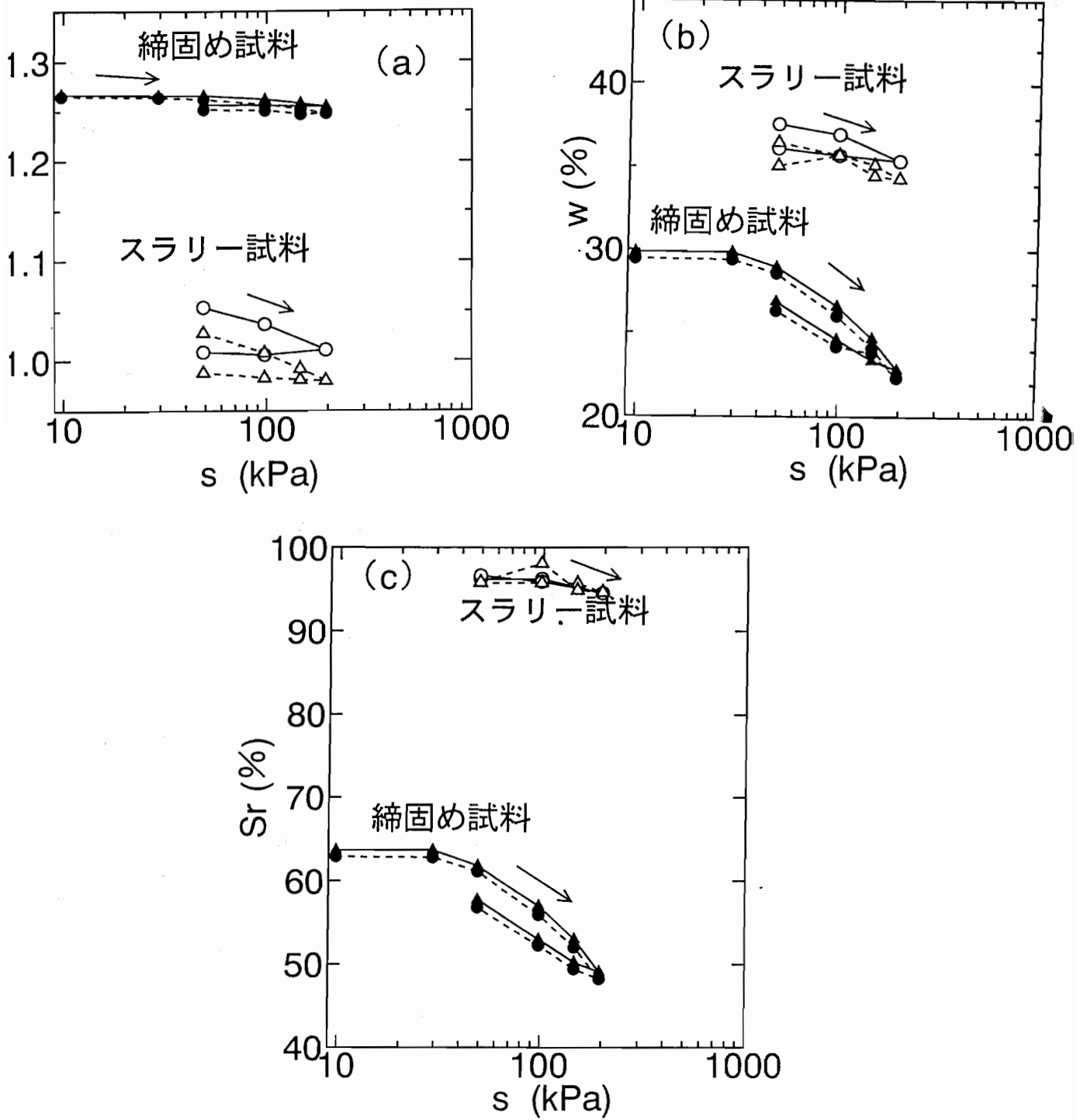


図-5.18 サクシオン 載荷過程における (a)間隙比 (b)含水比 (c)飽和度

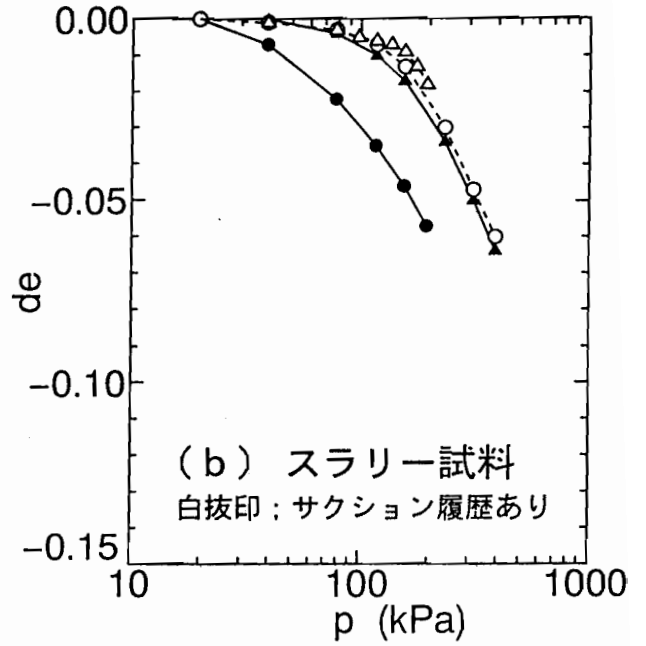
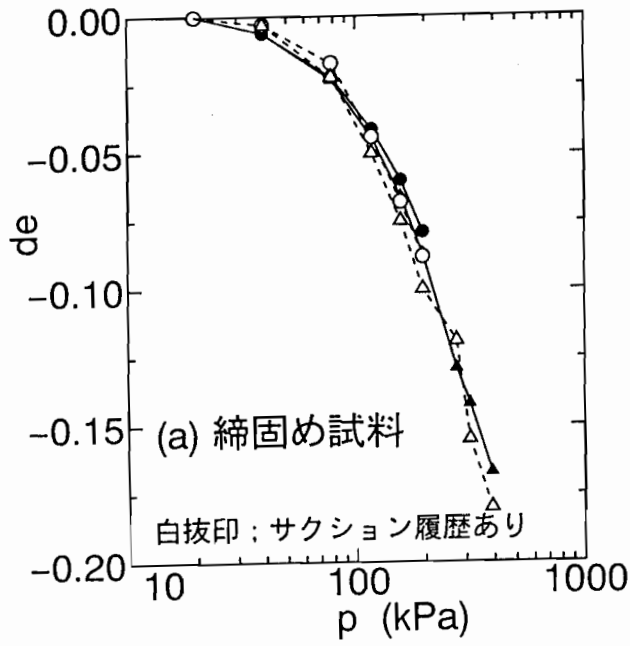


図-5.19 p 荷重過程における間隙比変化

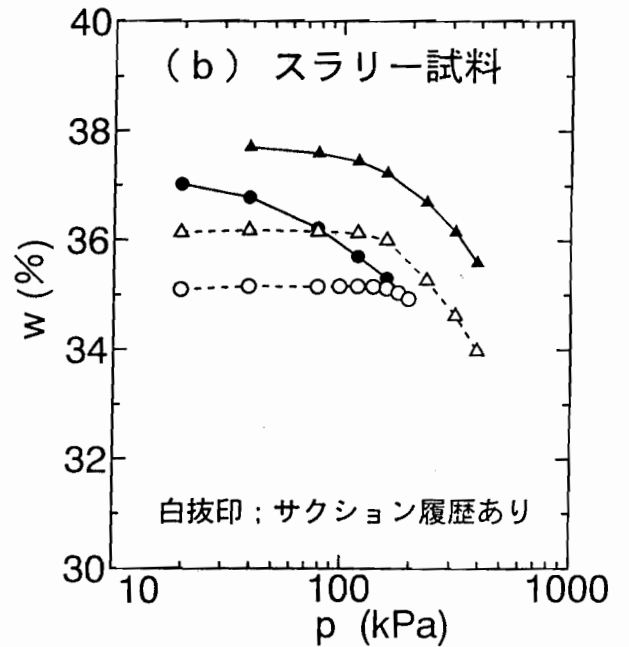
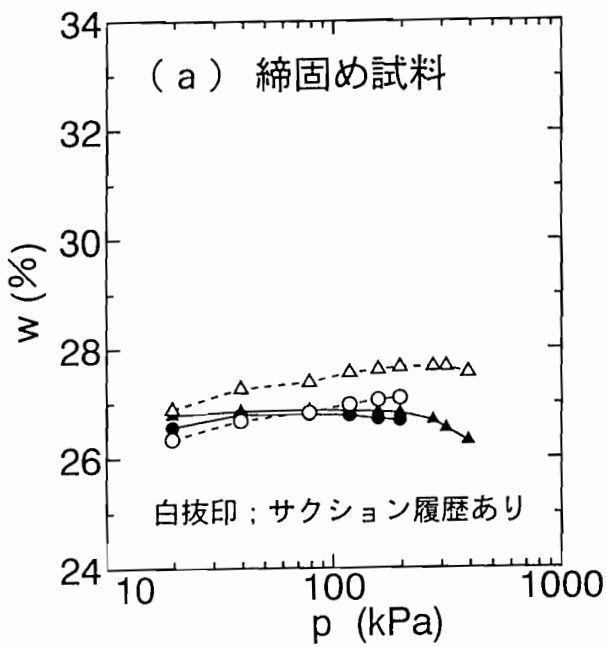


図-5.20 p 荷重過程における含水比変化

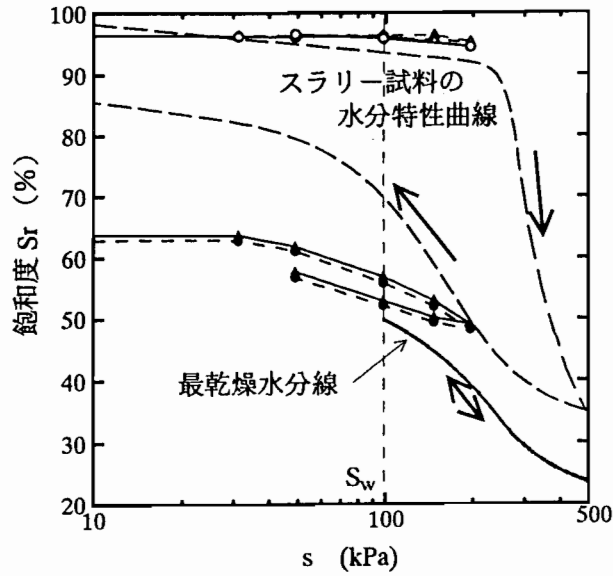


図-5.21 水分特性曲線の検討

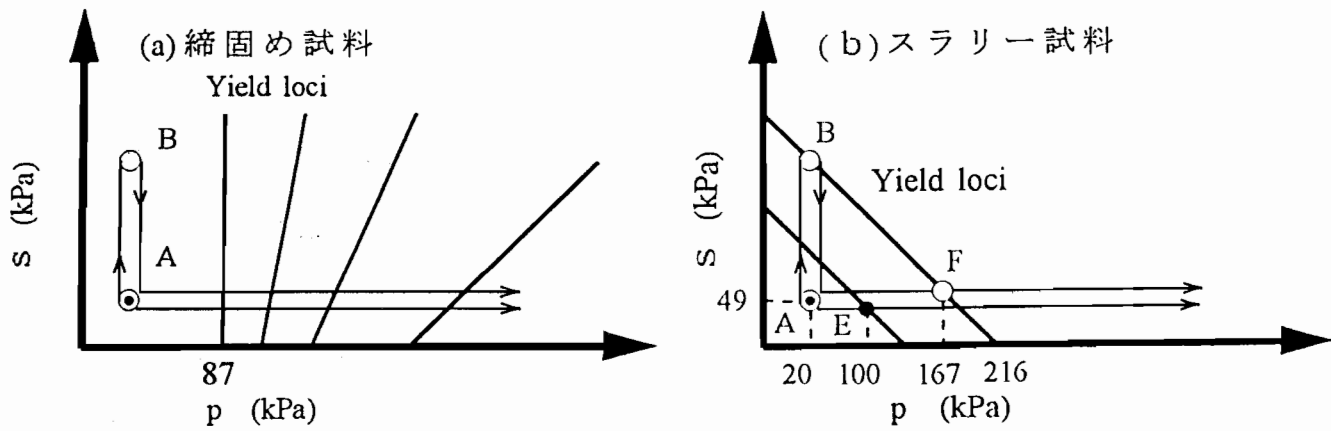


図-5.22 実験の応力経路と等塑性ひずみ線

サクシオン $s = 196 \text{ kPa}$ が供試体の A. E. V. ($s_A = 245 \text{ kPa}$) に達しなかったためとわかる。したがって $R = 1$ である。つぎに、縮固め供試体 (黒塗印) は、最乾燥水分線の近くにあり、したがって $R = 0$ と仮定できると考えられる。つぎに、試験結果と間隙水分布の影響を考慮した場合に理論的に誘導される等塑性ひずみ線 (図-5.

11) との比較を行う。締固め試料の場合、同じ方法で作製した供試体の初期降伏応力は $p'_y = 87\text{kPa}$ と推定されている³⁹⁾。したがって、図-5.15の応力経路図に等塑性ひずみ線を記入すると、図-5.22(a)の概念図のようになる。先行サクシオン履歴 (A→B→A) は弾性領域内にあったことがわかる。したがって、サクシオン履歴がひずみに影響しないという図-5.19(a)が支持される。一方、スラリー試料の場合は、初期降伏線の位置が不明確であるが、仮に図-5.19(b)において先行サクシオンのない供試体 (黒塗印) の降伏応力が $p_y = 100\text{kPa}$ とすると、図-5.22(b)の概念図が得られる。図中、Eは先行サクシオン履歴のない供試体の仮定降伏点、Fは履歴のある供試体 (白抜印) の降伏点 ($p = 167\text{kPa}$ 、 $p_s = 49\text{kPa}$) であり、したがって図-5.19(b)の白抜印の挙動が支持される。

b) スラリー試料の等方圧縮試験の結果およびその検討

サクシオン過程終了時 (点 C_i) における間隙比 e 、含水比 w 、飽和度 S_r は表-5.1に示す通りである。図-5.23は s 載荷過程における測定例として試験シリーズ I を示している。供試体 I-3では、水分特性曲線を得るために各サクシオン段階に十分な時間をかけたが、他の供試体の途中段階では排水量が落ち着く兆しが見えると次の段階へ進んだ。供試体 I-3の s 増加過程 (脱水曲線) にBrooks & Coreyの経験式¹²⁾を適合させたところ、残留飽和度 $S_{r,0} = 13\%$ となった。

続く p 載荷過程 ($C_i \rightarrow D_i$) における測定値は図-5.24に示す通りである。ただし、表-5.1中の供試体 I-2は試験中の制御が乱れて滑らかなデータが得られなかったため、図から省いた。また、II-3は最終段階の441kPaでも変化量はやや少ないようである。図-5.24(a)の $e \sim \log p$ 曲線は終始上に凸の曲線である。また、(b)、(c)に示すように、含水比と飽和度は先行サクシオン履歴のある供試体では殆ど変化しないのに対して、履歴のない供試体は含水比、飽和度ともに減少している。図-5.25は、試験シリーズIII (飽和供試体) の $e \sim \log p$ 関係である。図上で圧密降伏応力 p_y を決めることは困難であるが少なくとも p が300kPaに達すると直線関係

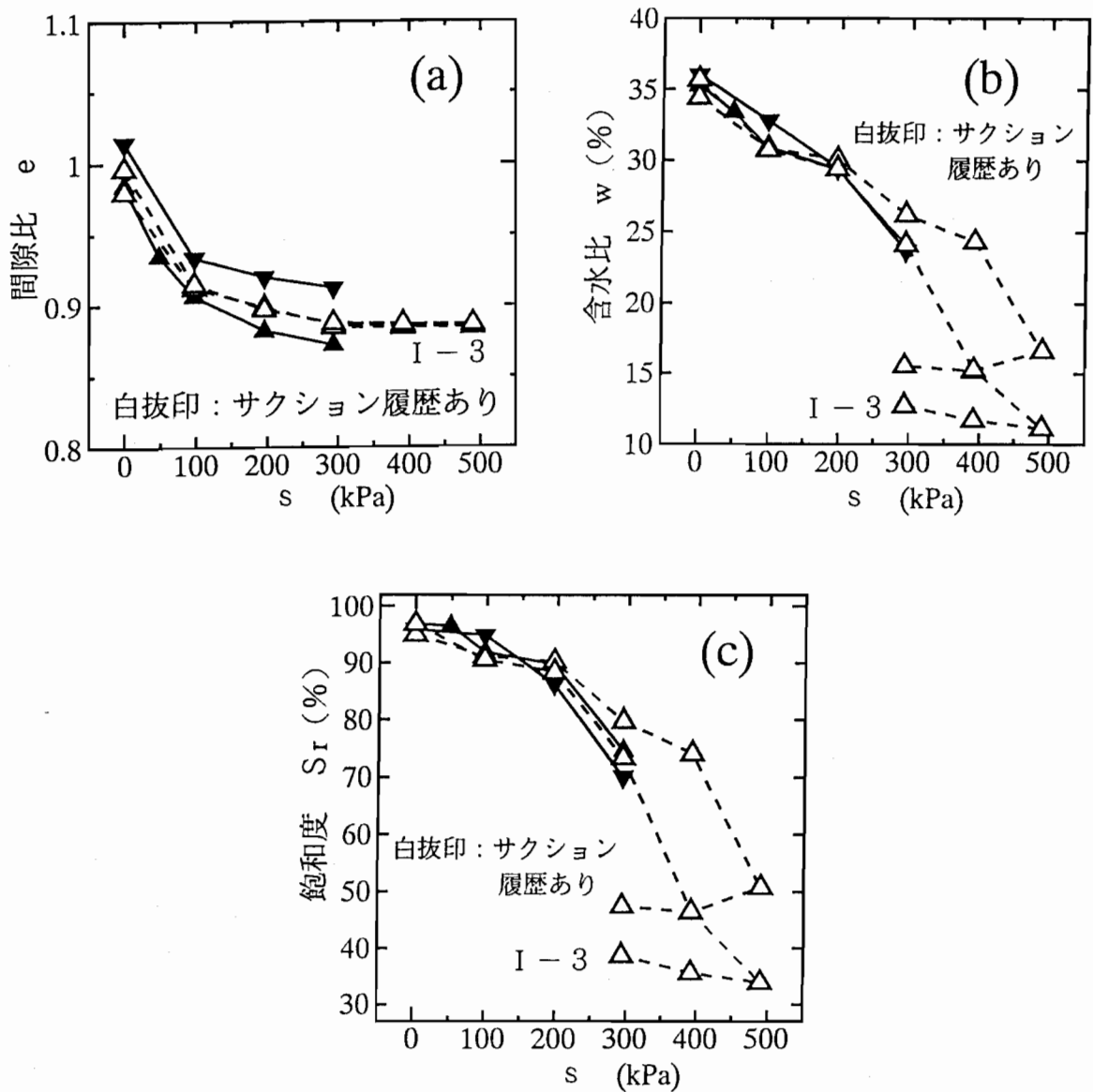


図-5.23 サクシヨン載荷過程における(a)間隙比 (b)含水比 (c)飽和度 (シリーズI) を示している。

弾性体積ひずみ v^e は、次式で与えられるものとする。

$$v^e = \frac{\kappa}{1+e_0} \log_e \frac{p' + p_m}{p'_0 + p_{m0}} \quad (5.50)$$

ここに、 (p'_0, p_{m0}) は、ひずみ測定原点 ($e = e_0$) における (p', p_m)

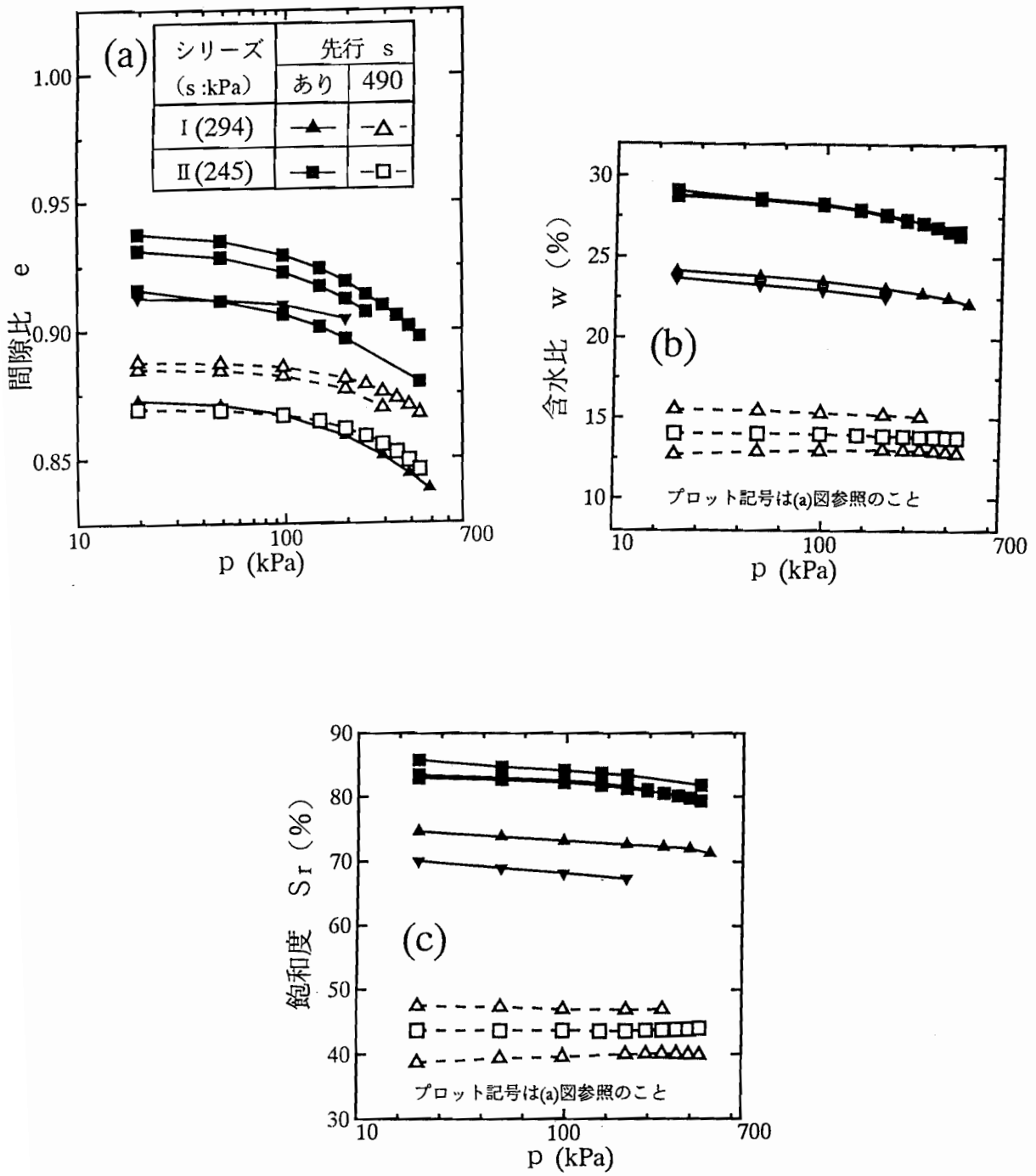


図-5.24 p 载荷過程における (a)空隙比 (b)含水比 (c)飽和度 (シリーズII)

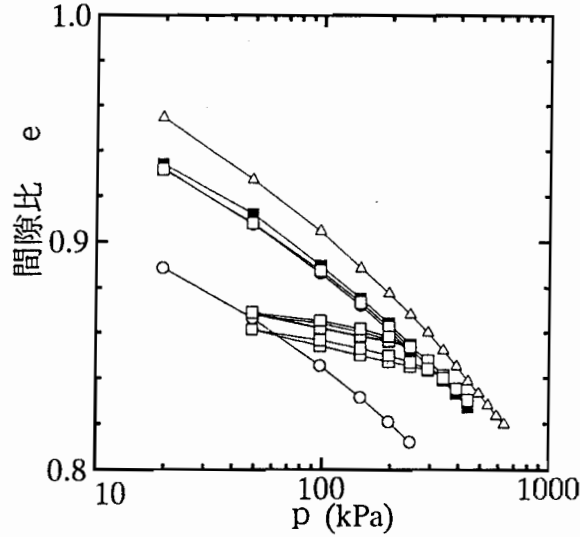


図-5.25 飽和状態における $e \sim \log p$ 関係

である。

したがって、弾塑性状態における体積ひずみ v は、式(5.33)と式(5.50)の和として式(5.51)で、間隙比表示では式(5.52)で与えられることになる。

$$v = \frac{\kappa}{1+e_0} \log_e \frac{p'+p_m}{p'_o+p_{m0}} + \frac{\lambda}{1+e_0} \log_e \frac{p'+p_m}{p'_y+p_m} \quad (5.51)$$

$$e = e_0 - C_c \log_{10} \frac{p'+p_m}{p'_o+p_{m0}} + e_c C_c \log_{10} \frac{p'+p_m}{p'_y+p_m} \quad (5.52)$$

ただし、 $p' \geq p'_y \geq p'_o$ 。

図-5.26は、式(5.52)を表している。もし初期降伏点以後もメニスカス応力が一定値 p_{my} を保つならば、供試体の状態経路は $1 \rightarrow Y \rightarrow Q$ で表され、 $Y \rightarrow Q$ 間の勾配は $-C_c$ となる。一方、初期降伏点以後に p_m が変化して現在の応力状態が (p', p_m) である場合は、その状態点は P で表され、状態経路は $1 \rightarrow Y \rightarrow P$ となる。ところで、 p_m は式(5.20)の通り仮定されている。

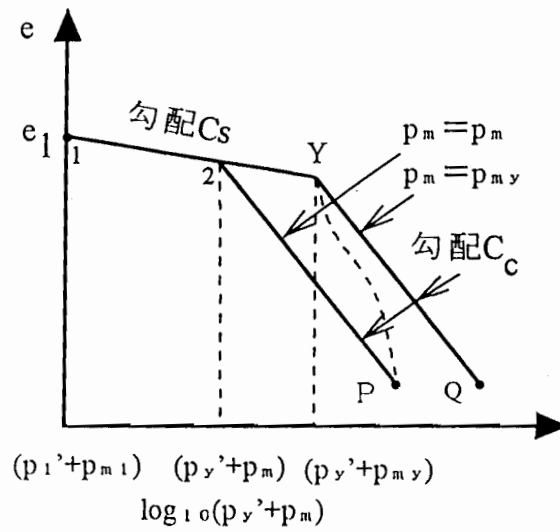


図-5.26 p 荷重過程の理論関係

$$p_m = \frac{(100 - S_r)(S_{rd} - S_{r0})}{(100 - S_{r0})(100 - S_{rd})} \times S \quad (\text{bis } 5.20)$$

式中、 S_{rd} は「最乾燥水分線」の飽和度であって、図-5.8 のように設定されており、 s が s_A より十分大きい場合は式(5.15b)で与えられるから、

$$S_{rd} = (100 - S_{r0}) \left(\frac{S_w}{S} \right)^\lambda + S_{r0} \quad (5.53)$$

ここに、 s_w : 水侵入値 (本論文では $s_w = 98\text{kPa}$)

λ : 吸水曲線の形状を表す指数 (本論文では $\lambda = 1.9$)

式(5.53)を式(5.20)に代入すると

$$p_m = \frac{(100 - S_r)(S_w / S)^\lambda \times S}{(100 - S_{r0}) \{1 - (S_w / S)^\lambda\}} \quad (5.54)$$

シリーズ I は $s = 294\text{kPa}$ 、シリーズ II は $s = 245\text{kPa}$ で行われたので、 $s > s_A$ であって式(5.54)を用いることができる。

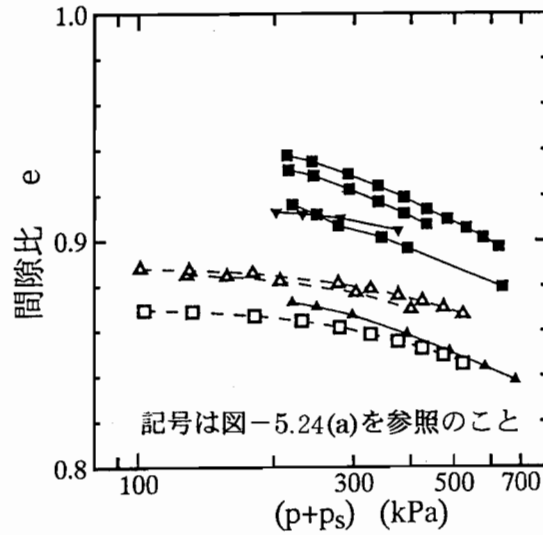


図-5.27 $e \sim \log(p + p_s)$ 関係

シリーズ I
$$p_m = \frac{100 - S_r}{100 - S_{r0}} \times 41.6 \text{ kPa} \quad (5.55a)$$

シリーズ II
$$p_m = \frac{100 - S_r}{100 - S_{r0}} \times 52.1 \text{ kPa} \quad (5.55b)$$

また、 S_{r0} は図-5.21に示した水分特性曲線の残留含水比と、供試体 I-3の残留含水比の平均値 $\bar{w}_0 = 5.484\%$ より

$$S_{r0} = \frac{\bar{w}_0}{e} \left(\frac{\rho_s}{\rho_w} \right) = \frac{14.81}{e} (\%) \quad (5.56)$$

シリーズ I、IIとも p 载荷過程中の S_r の変化量は+1%~-4%と小さいので、 p_m の変動は式 (5.55a, b) によれば最大 4 kPaであった。したがって、 p_m の変動が $e \sim \log(p' + p_m)$ 関係に及ぼす影響は非常に小さいと思われる。図-5.27は、 $(p' + p_m) = (p + p_s)$ と e の関係を表している。ただし、 p_s は式 (5.25) により供試体の飽和度から算定した。すなわち、

$$p_s = \frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} \cdot s \quad (5.57)$$

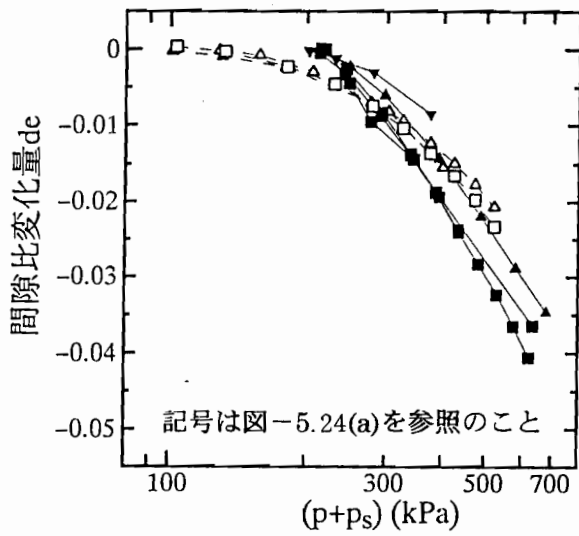


図-5.28 $\Delta e \sim \log(p + p_s)$ 関係

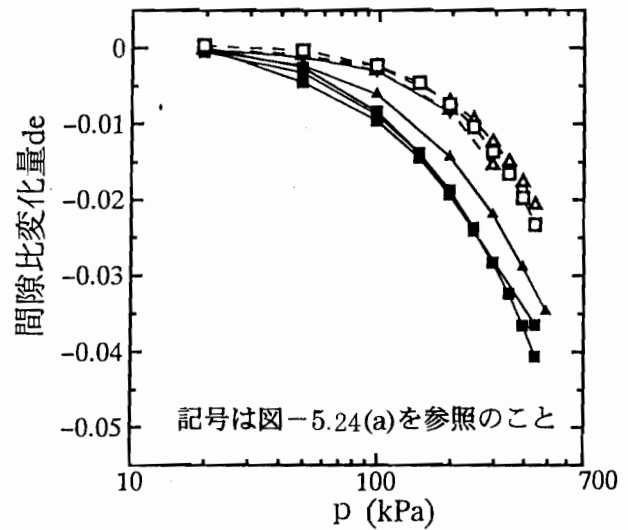


図-5.29 $\Delta e \sim \log p$ 関係の実測

図-5.28は、縦軸を $p = 20\text{kPa}$ における間隙比からの変化量にとったものである。白抜印で表した先行サクシジョンのある供試体がやや右にずれてはいるが、全曲線がかなり集中しており、また、曲線の形は応力の大きいところで明らかに直線となっている。これらの特徴は、図-5.24(a)の $e \sim \log p$ をやはり縦軸を間隙比変化量にとって描き直した図-5.29と比較すれば明らかである。

図-5.30は、縦軸に $e \sim \log(p + p_s)$ 関係の直線部の圧縮指数 C_c をとり、横軸を p 増加過程の始点における(a)サクシジョン s 、(b)飽和度 S_r 、(c)間隙比 e としたものである。図において供試体 I-1の C_c が小さい理由は、図-5.28からわかるように、最終圧密応力が小さいためである。同じ応力経路の供試体 I-3に比べると圧縮性はむしろ大きい。全体的に見て、 C_c は(c)の間隙比の影響を受けていると思われる。Alonsoら⁵⁾や向後ら⁴⁹⁾は、 C_c をサクシジョンの関数と見なした理論を提案している。この点、応力を $(p + p_s)$ にとることにより、 C_c はサクシジョンの関数でなくなり、仮定を減らすことができた。また、サクシジョンの作用下では $e \sim \log p$ 関係は図-5.29に示すように直線になりにくい、Alonsoら⁵⁾は直線と見なしている。したがって、実験結果から精度よく C_c を決定することは困難といえる。この点、 $e \sim \log(p + p_s)$ 関係はより直線に近いので好都合である。

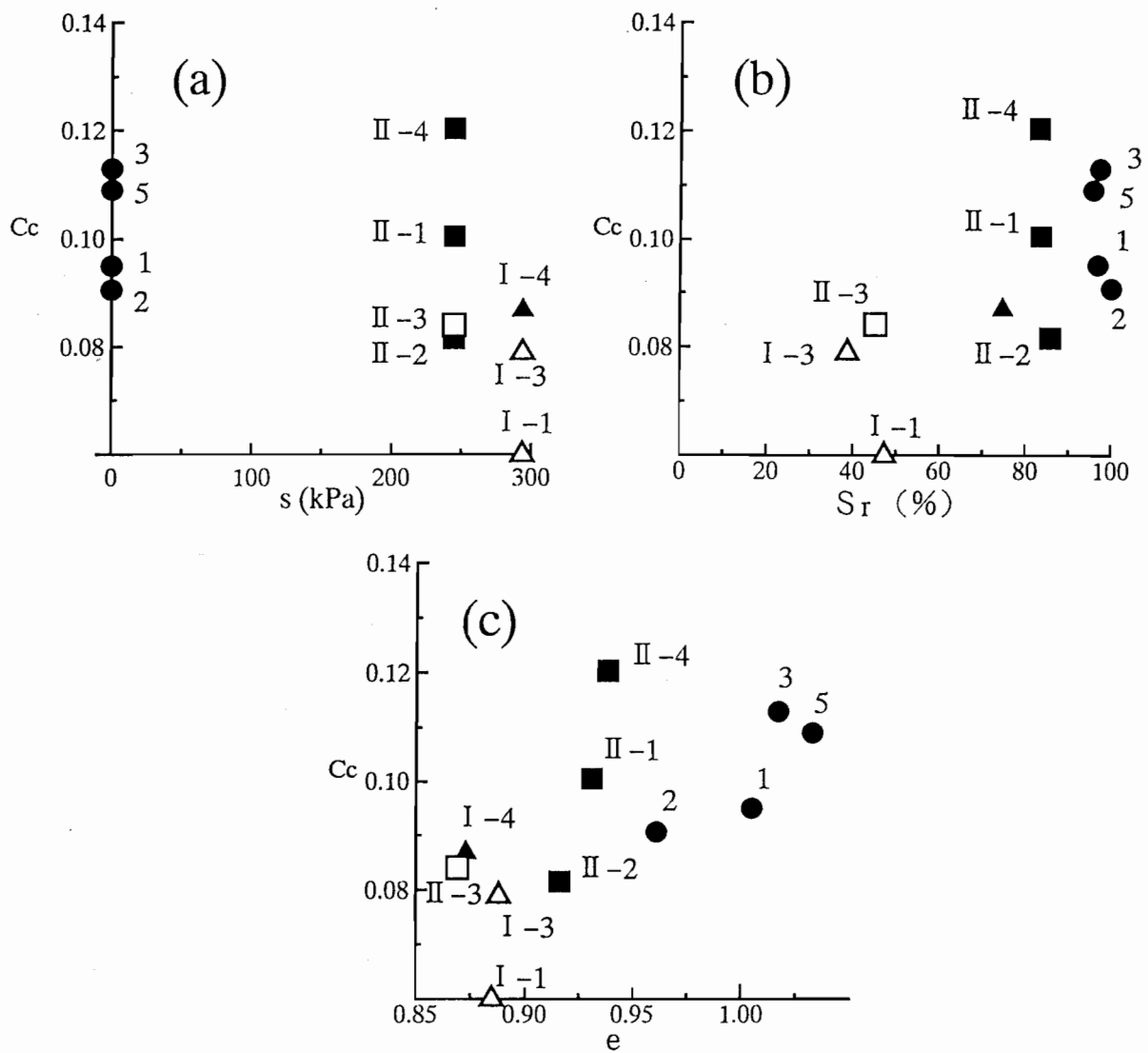


図-5.30 圧縮指数と(a)サクション、(b)飽和度、(c)間隙比の関係

最後に、供試体の初期降伏応力 p'_y を $e \sim \log(p + p_s)$ 曲線から求めてみる。まず、シリーズⅢ（飽和供試体）では、前述のように p'_y は求められない。次に、シリーズⅠ、Ⅱは $s_A = 245 \text{ kPa}$ 付近であるので、 p'_y もこの付近に存在すると推論される。表-5.5は図-5.27の $e \sim \log(p + p_s)$ 曲線が、図-5.26の理論線に内接するとして p'_y を求めた計算表である。表中、 p_{my} は各供試体の飽和度から式(5.55 a, b)により計算した。結果は、 p_m の値にかかわらず $p'_y = 210 \sim 279 \text{ kPa}$ の間に分布しており、妥当と思われる。

表-5.5 初期降伏応力の逆算

供試体	$(p'+p_m)_v$	Sr(%)	p_{mv}	p'_v
I -1	—	47.3	26	—
I -3	300	39.6	30	270
I -4	280	73.3	13	267
I -5	—	68.2	16	—
II -1	250	82.7	11	239
II -2	300	45.2	34	266
II -3	220	84.2	10	210
II -4	290	82.3	11	279

注) 応力単位 : kPa

(4) せん断時の変形・強度特性へ与える影響とその解析

a) 飽和・不飽和三軸圧縮試験の軸圧縮中における応力・ひずみ関係

図-5.31は軸圧縮過程における供試体のせん断ひずみ ε と主応力差 q および体積ひずみ v の関係を示している。ただし、

$$\varepsilon = \varepsilon_a - (v/3) = (2/3)(\varepsilon_a - \varepsilon_r) \quad (5.58)$$

ここに、 ε, v : せん断ひずみ、体積ひずみ、

$\varepsilon_a, \varepsilon_r$: 軸ひずみ、半径ひずみ。

試料の空気侵入値(A.E.V.)は $s_A \approx 245\text{kPa}$ であった。図-5.31(a)は、作用サクシオンがA.E.V.より大きい $s=294\text{kPa}$ のシリーズであるが、サクシオン履歴の無いもの(黒塗印)と有るもの(白抜印)の差はあまり見られない。しかし、(b)に示す、作用サクシオンがA.E.V.にほぼ等しいシリーズでは、サクシオン履歴の場合に、むしろ(a)に似ており、それに対して履歴のない場合には、右にずれている。これらの結果は、

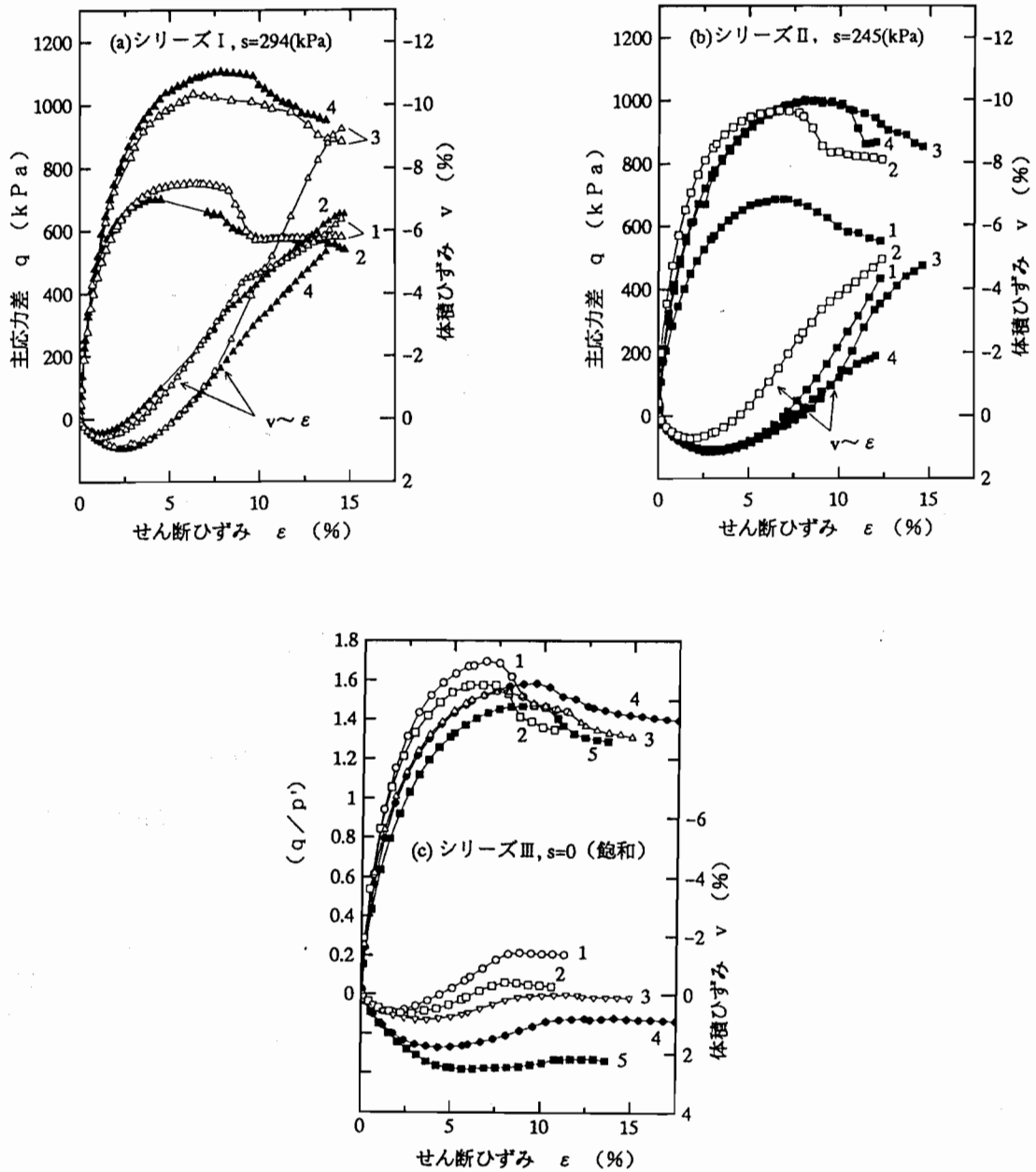


図-5.31 主応力差および体積ひずみ

先行サクシオンが応力・ひずみ関係への影響因子であることを示すものである。図-5.32は軸圧縮中の含水比 w を示している。サクシオン履歴のある場合の含水比の変化量は、 $\Delta w \approx -0.5\%$ 程度と小さい。一方、履歴のない供試体では、サクシオンが大きい(a)では $\Delta w \approx -4\%$ に達する排水が起こり、履歴のある供試体の含水比に近付

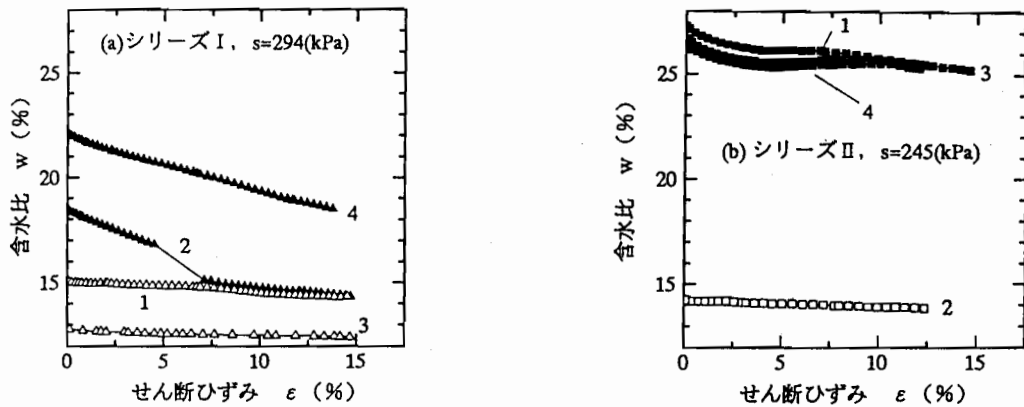


図-5.32 軸圧縮中の含水比

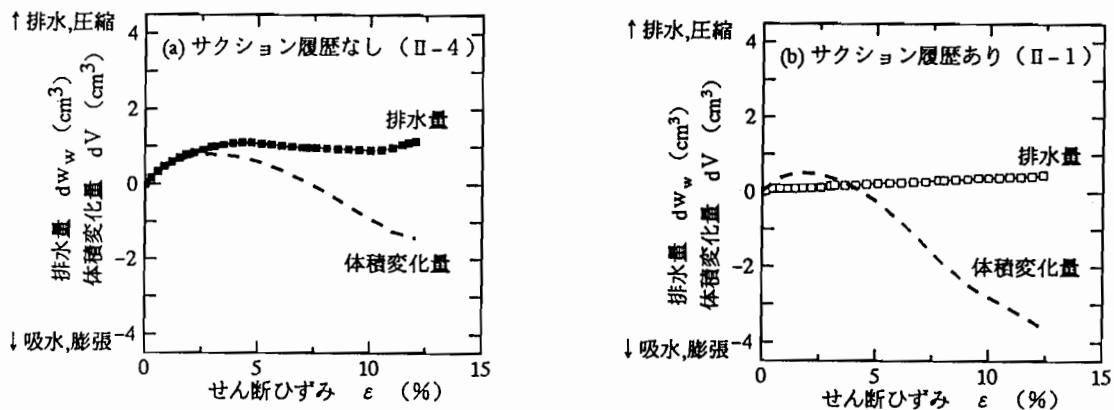


図-5.33 排水量と体積変化の対比

く傾向を示している。しかし、サクシオンが小さい(b)では、履歴のある供試体より大きい含水比である $w_f = 25\%$ 程度の値となり、 $\Delta w \approx -1.5\%$ 程度にとどまっている。図-5.33は図-5.31の体積変化と図-5.32の含水比変化の相関を、 $s=245\text{kPa}$ の場合について示している。(a)はサクシオン履歴がないものであるが、両挙動は相関している。一方、(b)の履歴があるものは両者に相関が見られない。なお、サクシオンが大きいシリーズIでは、サクシオン履歴がないものでも相関を示すのは軸圧縮の初期部分だけである。これらの結果は、土中におけるバルク水の安定度を反映して

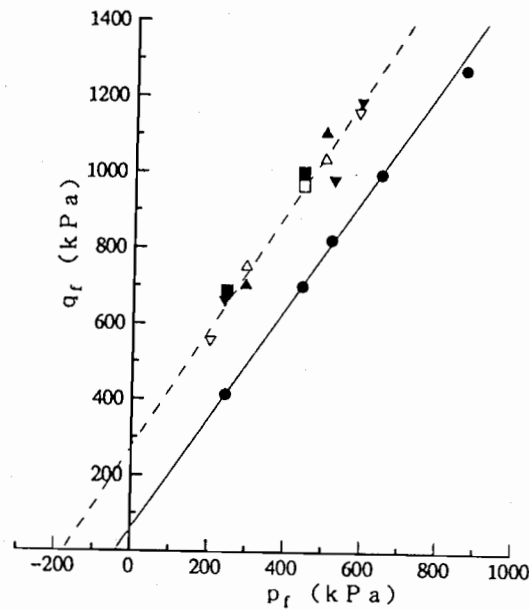


図-5.34 破壊応力 (横軸 p)

いると思われる。すなわち、A.E.V.より小さいサクシジョンの下では、バルク水はある程度安定して存在できるが、サクシジョンがA.E.V.以上になると、バルク水を保持する水膜が土骨格の変位を引金として破れ、排水されてしまうと考えられる。

b) 圧縮強度

図-5.34は、表-5.2に示された破壊時の主応力差 q を、飽和供試体(シリーズⅢ)については有効平均主応力 p' に対して、また不飽和供試体(シリーズⅠ、Ⅱ)についてはNet stress $p = p_T - u_a$ に対してプロットしたものである。ただし、図には表-5.5に加えて、浜田²⁸⁾による $s=294\text{kPa}$ 、 σ_3 一定試験の結果も含まれている。図より、i)不飽和供試体の破壊線は、飽和供試体のそれより q 軸切片、 p 軸に対する勾配ともに大きい、ii)不飽和供試体の破壊応力は、試験条件にかかわらず、1本の線に集約されることがわかる。ところで、5.2 (1)で議論したように、土のせん断抵抗は、土粒子接点に働く垂直力とダイレイタンシーによって発生する。すなわち、式(5.43)を再掲して

表-5.6 サクシヨンに起因する応力の理論値

注) 上段：体積最小点，下段：破壊点

試験 番号	e	S _{r0} (%)	S _{rd} (%)	S _r (%)	p _s (kPa)	p _b (kPa)	$\frac{dp_b}{de}$
I-1	0.859	17.2	27.5	47.13 44.41	105.8 96.6	79.5 68.6	0 -352
I-2	0.823	18.0	28.2	58.77 53.57	146.3 127.5	125.3 103.9	-450 -688
I-3	0.848	17.5	27.7	40.37 38.11	81.6 73.4	51.6 42.3	0 -176
I-4	0.821	18.0	28.2	70.38 57.99	187.9 143.4	172.8 122.0	-273 -696
I-5	0.868	17.1	27.3	64.74 57.16	169.1 142.2	151.2 120.8	-488 -955
II-1	0.887	16.7	31.3	79.95 77.95	186.2 180.1	173.7 166.4	-119 -309
II-2	0.833	17.8	32.2	46.07 43.35	84.4 76.2	49.9 40.3	0 -289
II-3	0.860	17.2	31.7	80.61 78.46	187.6 181.3	175.4 167.7	-120 -275
II-4	0.877	16.9	31.5	78.34 75.96	181.0 174.1	167.4 159.0	-119 -274

$$q = M(p + p_s) + (p + p_b) \left\{ \left(-\frac{dv}{de} \right) + \left(\frac{dv^e}{de} \right) \right\} \quad (\text{bis 5.43})$$

ここに、

M：限界状態におけるせん断抵抗係数、

$$p_s = \left(\frac{S_r - S_{r0}}{100 - S_{r0}} \right) \cdot s \quad : \text{サクシヨン応力} \quad (\text{bis 5.24})$$

$$p_b = \left(\frac{S_r - S_{rd}}{100 - S_{rd}} \right) \cdot s \quad : \text{バルク応力} \quad (\text{bis 5.19})$$

S_{r0}：残留飽和度(%)

S_{rd}：最乾燥水分線上の飽和度

したがって、破壊応力図の横軸は、土粒子接点応力(p + p_s)が適当である。

表-5.6は、式(5.43)に含まれる応力成分 p_sと p_bの計算表である。図-5.35は、破壊時における q ~ (p + p_s) 関係を示している。この図では、i)の飽和・不飽和の差は減少したが、今度は、ii)が崩れて、飽和度が低い供試体(白抜印)が上に離れてしま

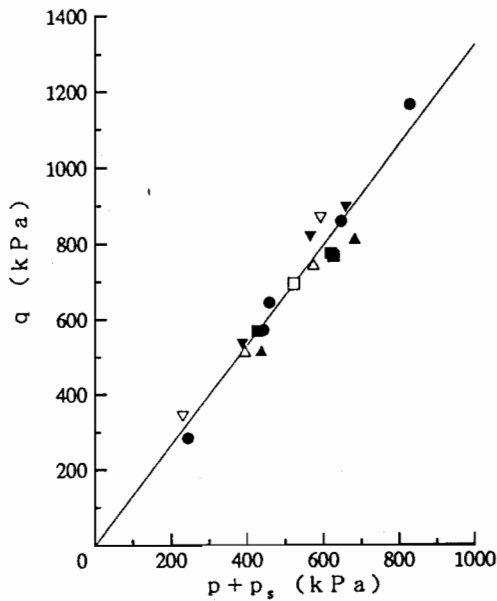


図-5.35 破壊応力 (横軸 $p + p_s$)

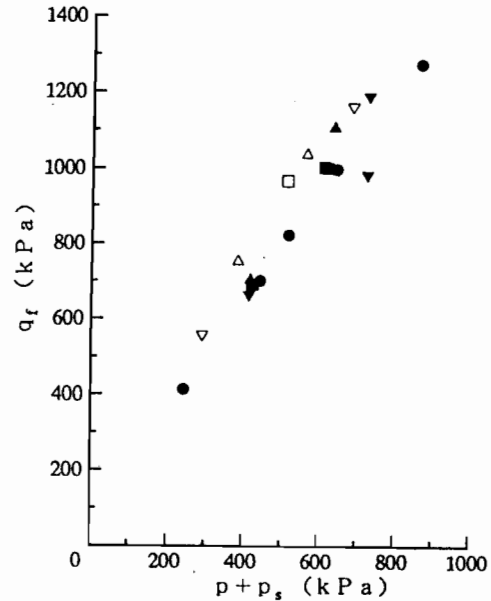


図-5.36 体積最小点における応力 (横軸 $p + p_s$)

った。これは、表-5.6からわかるように、飽和度が低い供試体では $(-dv/d\epsilon)$ が大きいためである。この影響を避けるために $(-dv/d\epsilon)=0$ となる体積最小点における q を用いると、図-5.36に示すように、すべての供試体の応力状態が原点を通る1本の直線で近似できる。なお、式(5.43)中の弾性エネルギーの変化を算入すると図-5.36のばらつきは僅かに小さくなる。

図-5.37は、破壊時におけるダイレイタンス係数 $(-dv/d\epsilon)_f$ と土骨格への載荷応力 $p' = p + p_b$ の関係を示している。点に付けた数字は、各供試体のメニスカス応力 p_m (kPa)を表している。ただし、

$$p_m = p_s - p_b \quad (5.59)$$

図中、 $p_m=0$ の点は飽和供試体の試験結果であるが、右下がりの直線で近似できる。一方、 $p_m>0$ の点は大きくばらついているが、破線は等 p_m 線群が平行線であると仮定して描かれていて、この場合、次の実験式が成立する。

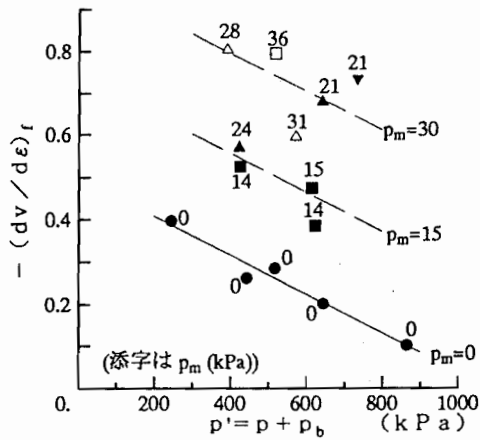


図-5.37 メニスカス応力がダイレイタンスーに与える影響

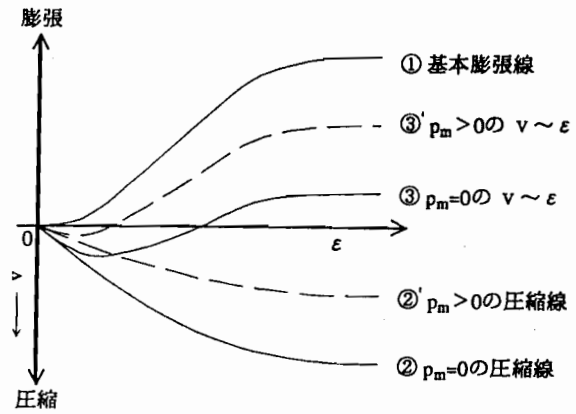


図-5.38 ダイレイタンスーに関する仮説

$$\left(-\frac{dv}{d\varepsilon}\right) = \left(-\frac{dv}{d\varepsilon}\right)_{p_m=0} + 0.016 \left(\frac{p_m}{p_a}\right) \quad (5.60)$$

ここに、 $(-dv/d\varepsilon)$:メニスカス応力が p_m (kPa)である不飽和供試体のダイレイタンスー係数、 $(-dv/d\varepsilon)_{p_m=0}$:不飽和供試体と同じ p' を受ける飽和供試体のダイレイタンスー係数、 $p_a = 1$ kPa (単位応力)。

図-5.38は、 p_m がダイレイタンスーを大きくするメカニズムに関する仮説を示している。土がせん断を受けると、土粒子間に乗り上がりが生じて、その部分で膨張が起こる。曲線①はそれを表すものとする。一方、大きな間隙は崩壊して圧縮が起こる。曲線②は、 $p_m = 0$ の場合の圧縮曲線とする。結局、 $p_m = 0$ の供試体の体積ひずみ曲線③は、 $③ = ① + ②$ となる。ところで、メニスカス応力 p_m は土粒子骨格の座屈を起こりにくくするので、 $p_m > 0$ の場合の圧縮線は②より上方に、②'のようになると思われる。したがって、 $p_m > 0$ の体積ひずみ曲線は、 $③' = ① + ②'$ となる。

以上は、現在のところ想像の域を出ないが、式(5.43)において、もし限界状態に

おけるせん断抵抗係数 M とダイレイタンシー係数 $(-dv/d\varepsilon)$ が互いに独立ならば、土のせん断強さを論じる上で、ダイレイタンシー係数の予測が基本的問題の1つとなる。

c) 不飽和状態の膨張性土の構成式とその検証

Cam Clayモデルにおいては、ダイレイタンシーは常に負(収縮)であって、塑性平衡状態においてゼロとなる。しかし、本研究に用いた試料は、正のダイレイタンシーを示しつつ破壊した。このような土においても、次式に示すCam Clayモデルのエネルギー式が成立しているとする。

$$\frac{dv^p}{d\varepsilon} = M - \frac{q}{p'} \quad (5.61)$$

上式において、体積ひずみ増分 dv^p は、Cam Clayモデルに従うひずみ増分 dv_A^p と $p'-q$ 座標の原点を通る直線で定義される負荷曲線Bによるひずみ増分 dv_B^p の和であるとする。すなわち、

$$dv^p = dv_A^p + dv_B^p \quad (5.62)$$

ただし、

$$dv_A^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \left\{ \frac{1}{p'} dp' + \frac{1}{M} d\left(\frac{q}{p'}\right) \right\} \quad (5.63)$$

また、簡単のため、次式を仮定する。

$$dv_B^p = -\left(\frac{M' - M}{M' - q/p'}\right) dv_A^p \quad (5.64)$$

ここに、 M' は破壊時における (q/p') とする。式(5.61)より次式が成立する。

$$M' = \left(\frac{q}{p'}\right)_f = M - \left(\frac{dv^p}{d\varepsilon}\right)_f \quad (5.65)$$

表-5.7 土質定数一覧表

土質定数	左の値	備考
M	1.333	シリーズⅢの平均値
M'	1.585	Ⅲ-2とⅢ-5の平均値
λ	0.0459	シリーズⅢの圧密過程の平均値
κ	0.0093	同上
e ₁	1.005	上段Ⅲ-2, 下段Ⅲ-4の初期間隙比
	1.010	

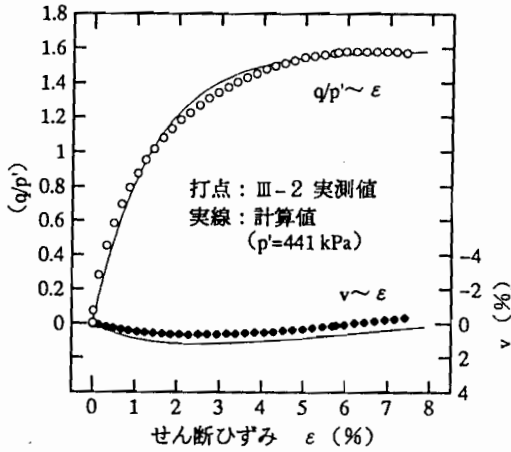


図-5.39 飽和試料の軸圧縮挙動例
(p'一定試験)

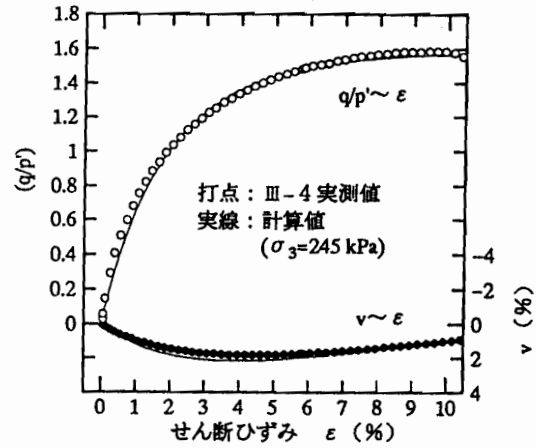


図-5.40 飽和試料の軸圧縮挙動例
(σ₃一定試験)

式(5.62)に式(5.63)と(5.64)を代入すると、

$$dv^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \left(\frac{M - q/p'}{M' - q/p'} \right) \left\{ \frac{1}{p'} dp' + \frac{1}{M} d\left(\frac{q}{p'}\right) \right\} \quad (5.66)$$

式(5.61)に式(5.66)を代入すると、

$$d\varepsilon = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \frac{1}{M' - q/p'} \left\{ \frac{1}{p'} dp' + \frac{1}{M} d\left(\frac{q}{p'}\right) \right\} \quad (5.67)$$

式(5.66)および式(5.67)を用いて、与えられた飽和供試体の応力・ひずみ関係を計算する。表-5.7は、必要な土質定数の種類と値、および値の出所を示している。

図-5.39は図-5.31(c)に示した飽和状態における軸圧縮曲線のうち、p=441kPa一定試験(Ⅲ-2)について、理論値との比較を示している。また、図-5.40は、同様にσ₃=245kPa一定試験(Ⅲ-4)における比較を示している。

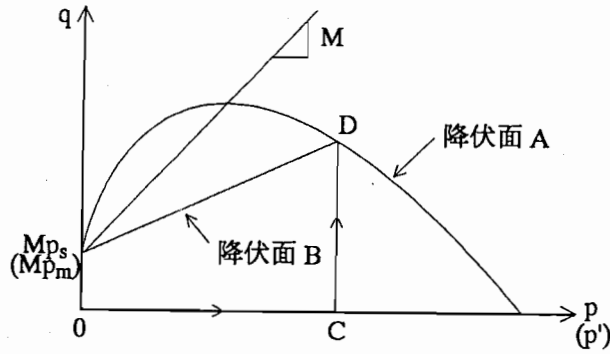


図-5.41 軸圧縮に伴う2つの降伏曲面

軽部ら³⁹⁾は、乾燥側で締固めた供試体を、 s を一定に保って図-5.41に示すように $0 \rightarrow C \rightarrow D$ と载荷し、形成される降伏面をストレスプローブ試験により求めた。その結果、拡張されたCam Clayモデルに対応する降伏線Aに加えて、点Dを通り q 軸切片 Mp_s を持つ降伏線Bが現れた。後者は、式(5.64)で仮定された負荷曲線Bに相当している。上に引用した試験の供試体は、作製時にすでに高いサクションを示していたので、バルク水は少なく、したがってバルク応力 p_b はゼロに近いと考えられる。そこで、本論文では、不飽和状態にある膨張性土の降伏線は図-5.41において、 p 軸を p' 軸、 Mp_s を Mp_m と読みかえた場合のA、Bで与えられると仮定した。以下、式(5.61)~(5.65)に示したと同じ議論が成立つとすると、塑性体積ひずみ増分は、

$$dv^p = \left(1 - \frac{M' - M}{M' - \eta'}\right) dv_A^p \quad (5.68)$$

ここに、

$$\eta' = \frac{q - Mp_m}{p'} \quad (5.69)$$

ただし、 dv_A^p は、拡張されたCam Clayモデルの式(5.41)で与えられる。

次に、せん断ひずみ増分は、エネルギー式(5.37)に式(5.61)を代入して

$$d\varepsilon = \frac{1}{M' - \eta'} dv_A^p \quad (5.70)$$

土塊に発生するひずみは、式(5.61)と(5.70)を作用応力経路に沿って積分すれば求められる。両式には、 p_b と p_m が含まれているが、これらは s と S_r の関数である。ここで、試験中に S_r は制御されていないから、既知の作用応力 s 、 p 、 q から S_r を決定する必要があるが、その関数関係は定性的にも明確ではない。このため、ここでは試験中に S_r が殆ど変化しなかった「先行サクシヨン履歴のある供試体の s 一定・ p 一定試験」を計算する。

体積ひずみ：式(5.68)に(5.70)を代入し、積分すれば、

$$v = v^p = \left(\frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \right) \left[\left(\frac{M + A}{M' + A} \right) \log(A + \eta') - \left(\frac{M - B}{M' - B} \right) \log(B - \eta') - \frac{(M' - M)(A + B)}{(M' + A)(M' - B)} \log(M' - \eta') \right] + C \quad (5.71)$$

ここに、
$$A = \frac{2M(p' + p_m)^2}{(p' - p_m)p'} + \frac{Mp_m}{p'}$$

$$B = 2M + Mp_m/p'$$

また、 C は $\eta' = -Mp_m/p'$ のとき $v^p = 0$ となる積分定数である。

せん断ひずみ：式(5.70)に式(5.65)を代入し、積分すれば、

$$\varepsilon = \left(\frac{\lambda - \kappa}{1 + e_1} \right) \left[\left(\frac{1}{A + M'} \right) \log(A + \eta') + \left(\frac{1}{B - M'} \right) \log(B - \eta') - \left(\frac{1}{A + M'} + \frac{1}{B - M'} \right) \log(M' - \eta') \right] + C \quad (5.72)$$

ここに、 C は $\eta' = -Mp_m/p'$ のとき $\varepsilon = 0$ となる積分定数である。

図-5.42は、上記の試験条件に合致する試験 I-3 の実測値(図-5.31(a))と計算値の

表-5.8 土質定数一覧表

土質定数	左の値	備考
e_1	0.996	供試体作製時の値
M	1.333	} 飽和三軸試験の値
λ	0.0459	
κ	0.0093	
S_{r0}	17.14%	水分特性曲線より
S_r	39.08%	軸圧縮中の平均値
p	498kPa	} 試験条件
s	294kPa	
p_b	48.2kPa	S_{r0} , S_r , sから算定
p_m	30.6kPa	
M'	1.822	実測 q_{max} より

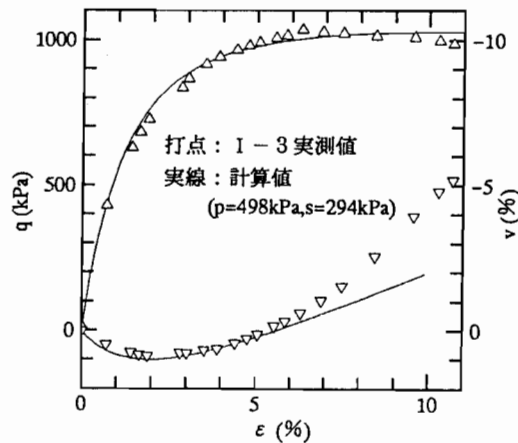


図-5.42 不飽和試料の軸圧縮挙動例 (p' 一定, s 一定試験)

比較を示している。ただし、計算に用いた土質定数とその出所等は表-5.8の通りである。体積変化の実測値が急激な膨張を示しているのに対して、計算値のそれは緩やかである。理論にひずみ軟化を導入していないので、計算される $(-dv/de)$ は、せん断ひずみとともに増加し、せん断ひずみが無限大となったところで、実測値の破壊点($\epsilon \approx 6.5\%$)における値に一致することになる。供試体が有限のせん断ひずみ点で最大の体積膨張速度を示しつつ破壊する場合、このずれは必然的に起こる。

5. 4 まとめ

本章では、まず、水分特性曲線と間隙水分布との関りについて検討し、間隙水分布の変形挙動への影響を考察し、最乾燥水分線をもとにサクシオン応力をメニスカス応力とバルク応力の2つの成分に分ける方法について述べた。また、2種類の応力成分を取り入れた変形に関する構成モデルを提案した。そして、サクシオン履歴を与えることにより間隙水分布の異なった供試体を用いて、等方圧縮時の変形挙動に対する提案モデルの予測に関して実験的に検証した。また、三軸圧縮せん断試験結果について間隙水分布の影響を検討し、提案モデルによる予測と実測値の比較を行った。以下に、得られた主な結果をまとめる。

- (1) 不飽和土中の水は、吸着水、メニスカス水、バルク水の3つの状態で存在すると考えられる。ただし、吸着水は土粒子表面に固着しており、それが占める含水比は常に一定とする。メニスカス水は、土粒子接点の全周をメニスカスが取り巻いている場合の、メニスカスを形成する自由水とする。メニスカス水が土粒子に及ぼす力は接点内力に留まる。
- (2) バルク水は、骨格間隙を満たす自由水であって、骨格の間隙に連続して存在する。したがって、土塊境界面に作用する垂直全応力を、骨格、間隙空気とともに分担して伝達する。
- (3) 上に定義した3種類の間隙水の量を見積もるために、「最乾燥水分線」を設定した。ただし、最乾燥水分線とは、バルク水を含まない状態での水分特性曲線であり、状態量とする。
- (4) メニスカス水およびバルク水の圧力を全断面応力に換算して、メニスカス応力およびバルク応力を定義した。両応力とも断面力として作用するので、土塊のせん断強度や剛性に影響する。しかし、土塊の体積圧縮を引き起こす骨格への载荷応力の成分については、メニスカス応力はメニスカスが存在する接点において局所的にキャンセルされるため、载荷応力成分には算入されない。一方、

バルク応力は、断面力としても載荷応力としても作用するので、全応力と無条件に加算して用いられる。

- (5) 不飽和土に関するBishopの有効応力式は、上記(4)中の「断面力」に相当する。したがって、この式だけでは体積圧縮挙動を説明できない。
- (6) 不飽和供試体の圧密排水(CD)三軸圧縮試験において、体積最小点における主応力差から、サクシオン応力(メニスカス応力+バルク応力)を逆算した。一方、飽和度から理論サクシオン応力を算定した。両者のずれは、バルク水の不均一な分布を反映していると思われる。
- (7) 不飽和土の塑性体積ひずみを、 $p' \sim p_m$ 面上で表した。これによれば、コラプスはサクシオン応力の内のメニスカス応力(p_m)の減少により引き起こされる。
- (8) バルク応力が卓越する試料とメニスカス応力が卓越する試料のサクシオン載荷及び外力載荷試験を行い、それらのひずみ挙動が理論予測に合致することを示した。
- (9) 本研究で定義した応力を用いることによりサクシオン履歴によらず共通の圧縮ひずみ～圧縮応力関係が得られる可能性がある。圧縮指数 C_c はややばらつくが、初期間隙比と対応するようである。つまり応力を $(p + p_s)$ と定義すれば、 C_c はサクシオンと無関係な一定値をとる可能性がある。
- (10) 軸圧縮中のサクシオン s を一定に保つと、飽和度 S_r はその初期状態にかかわらず唯一の $S_r \sim s$ 関係をとる方向に変化する。また、高い飽和度の供試体では、軸圧縮の初期部分において体積変化量と吸排水量は同調し、小さいダイレイタンシーを示す。そして、体積最小点における軸応力に及ぼす不飽和の影響は、有効飽和度とサクシオンの積で表される。
- (11) 「土粒子骨格に作用する応力」と、この応力に土粒子接点に作用する内部応力を加えた「骨格断面応力」の2種類を仮定すると、土の力学的挙動が矛盾なく説明できることがわかった。「骨格に作用する応力」は、土の圧縮を引き

起こす。一方、「骨格断面応力」は、骨格の剛性を高め、せん断抵抗応力を生じる。このため、内部応力と骨格に作用する応力が線形関係にあれば、骨格に作用する応力を「有効応力」と定義できる。この意味で、飽和状態と完全乾燥状態では、「(全応力)-(間隙圧)」が有効応力となる。不飽和状態においては、土粒子接点をつづみ状に取巻く「メニスカス水」が骨格に及ぼす内部応力となる。この力は骨格に作用する応力に無関係に、メニスカス水量とサクシオンに支配されているので、不飽和状態では有効応力は定義できない。

(12) 試験に用いた試料は、せん断中に体積膨張を起こした。このような土に適用できる構成方程式を得るために、Cam Clayモデルを拡張した。得られた構成方程式は、飽和・不飽和土の軸圧縮過程をよくシミュレートすることがわかった。

第6章 サクシヨンの現場測定と地盤土のせん断強度の推定方法

6. 1 概説

土質工学の目的の一つに、『実地盤の変形挙動の予測』が含まれている。このことは不飽和状態の地盤に対しても同様である。不飽和地盤の変形挙動の予測を行うには、対象となる地盤の持つサクシヨンの大きさを知る必要がある。さらに、サクシヨンの大きさがわかっても十分ではない。現在の不飽和土の変形に関する構成モデルを用いて予測を行う場合には、サクシヨンとサクシヨンによるせん断強度増分の関係が必要なデータとなっている。よって、この関係を何らかの方法で知る必要がある。本章ではサクシヨンの現場測定のためにテンシオメーターとサイクロメーターを用いた測定方法を提案している。このため、まず両測定器の特性に関して現場測定に用いる場合に問題となる点について把握するための室内試験を行い、その結果を示している。つぎに、提案測定方法による実斜面における測定結果について検討を加えている。また、サクシヨンを測定した一軸圧縮試験によりサクシヨン～せん断強度増分関係を推定する方法について実験結果に基づいて検討を加えている。

6. 2 現場用テンシオメーターとサイクロメーター

(1) テンシオメーターの特性試験

サクシヨンの測定方法には表-6.1に示すようにいくつかの室内および原位置での測定方法がある³⁾。テンシオメーターは原位置での測定法として古くから用いられている。テンシオメーターのシンプルな構造の例⁶⁸⁾を図-6.1に示す。主な構造は、多孔質のフィルターからなる受圧部（a部分）、負圧を測定する部分（c部

表-6.1 サクション測定法の分類とその測定範囲

分類		測定法	測定する※ サクシオン	測定範囲 (pF)
				0 2 4 6 8
室内測定	直接法	吸引法	p_m	0 ~ 4
		加圧板法	p_m	0 ~ 4
		加圧膜法	p_m	2 ~ 6
		遠心力法	p_m	2 ~ 4
	間接法	蒸気圧法	p	4 ~ 8
		浸透圧法	p_s	0 ~ 4
サイクロメータ法 (湿度測定)		p	4 ~ 6	
原位置測定	直接法	テンシオメータ法	p_m	0 ~ 4
	間接法	水分測定法 サイクロメータ法 (湿度測定)	p	0 ~ 4

※ p_m : マトリックサクシオン, p_s : 溶質サクシオン, p : 全サクシオン ($p_m + p_s$)

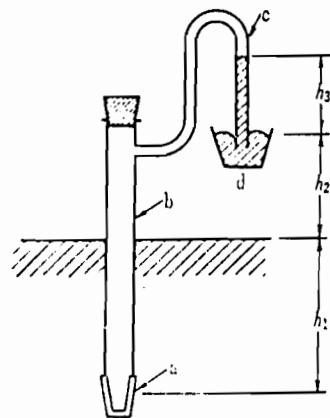


図-6.1 テンシオメータの構造例

分) および両者をつなぐ部分 (b 部分) からできている。多孔質フィルターとしてセラミックディスクが用いられており、これを飽和し内部を脱気水で満たして用いる。すると、セラミックディスクの特性により土中水の水圧は内部の脱気水に伝わり、これによりサクシオンを測定することができる。なお、その測定はキャビテーションの発生により限界となるが、実用上は-80 kPa程度であるといわれている。

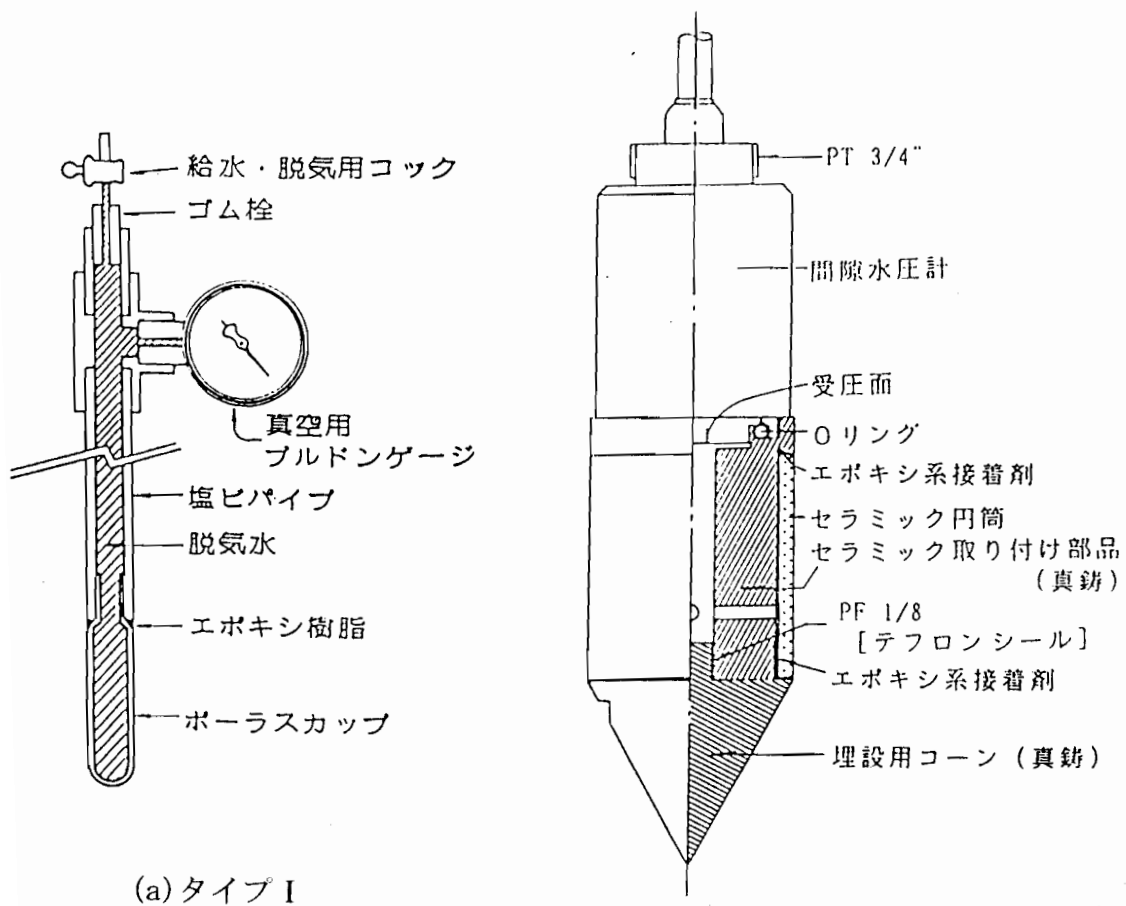
現在はテンシオメーターとして負圧を測定する部分にブルドンゲージ圧力計またはひずみゲージ式圧力変換器を用いたいくつかのタイプが用いられている。阿部³⁾はその論文の中でテンシオメーターを図-6.2に示す3種類のタイプに分類している。そして、その特徴としてタイプⅠ、Ⅱは圧力検出部の水の補給が可能であるが埋設深度に限界があること、また、タイプⅢは圧力変換器を用いているため埋設深度に限界はないが、システム内に気泡が発生した場合の保守が難しいと述べている。

今回の測定に使用したテンシオメーターの概要を図-6.3に示す。上述のタイプⅢに分類される。ポーラスカップはセラミックディスク製で、そのA. E. V. は0.2MPa (2 bar)である。このポーラスカップを飽和し、さらに内部に脱気水を満たした状態で用いる。しかし、ポーラスカップを完全に飽和し、内部に完全な脱気水を封入することは不可能に近い。さらに土中に設置した場合、ポーラスカップ周辺の空気がセラミック細孔を満たす脱気水にとけ込んで行く。これらのことが原因となり、高いサクションを測定する場合や測定が長期にわたる場合に、ポーラスカップ内に気泡が溜まることが予測される。この気泡がどのような影響を測定に与えるかを把握するために、次に示す2種類の試験を行った。

a) 長期安定性確認試験

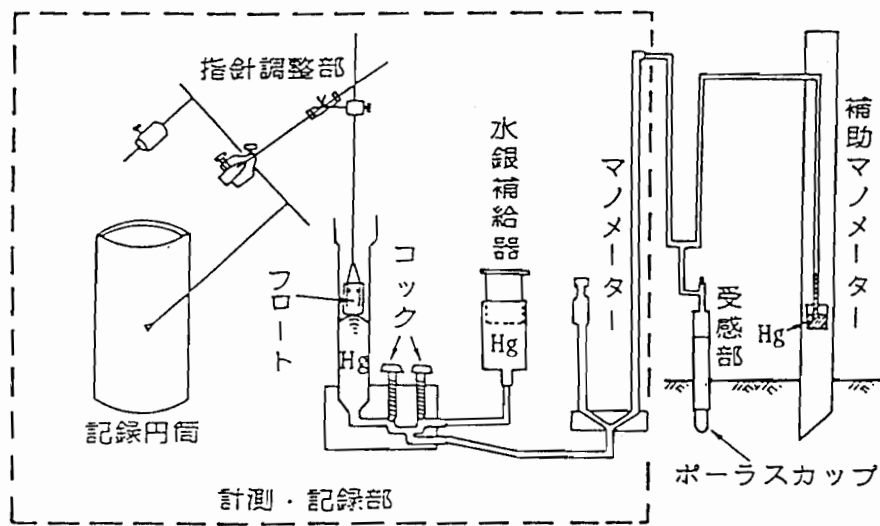
実験に用いた試料は神戸大学構内で採取されたまさ土であり、空気乾燥状態で4.76 mmふるい通過分を用いた。試料の物理的性質を表-6.2に示す。この試料を目標含水比(10%および13%)に水分調整してCBRモールドに投入し、目標乾燥密度1.6 g/cm³として4層に分けてミニチュアコンパクターにより締固めた。そして、第1層目の締固め終了時に図-6.4に示すようにテンシオメーターを埋設した。締固め終了後、試料上面をプラスチックフィルムで覆ってパラフィンコートし、水分の蒸発を防いだ。サクションの測定は恒温室内で約30日間続行した。

図-6.5はその測定結果を示している。この結果から、含水比 $w=11.41\%$ (目標含水比13%)におけるサクションの測定値は、ほぼ安定していることがわかる。そ



(a)タイプ I

(c)タイプ III



(b)タイプ II

図-6.2 テンシオメーターのタイプ分類

表-6.2 試料の物理的性質

比重	pH	74 μm 以下 細粒分(%)	有効径 (μm)	均等係数	曲率係数
2.65	6.38	23	8.5	91	25

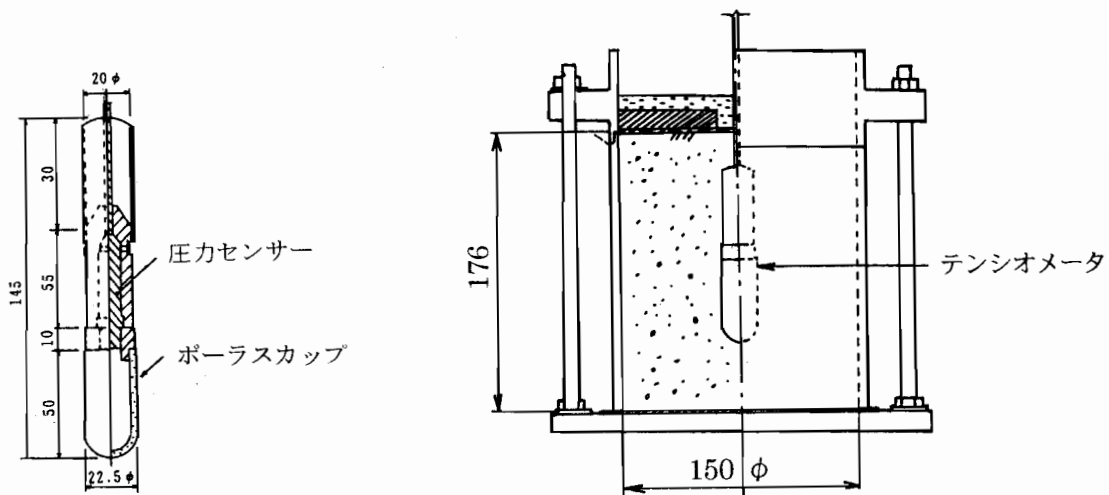


図-6.3 使用したテンシオメータの概要 図-6.4 長期安定性確認試験の概要

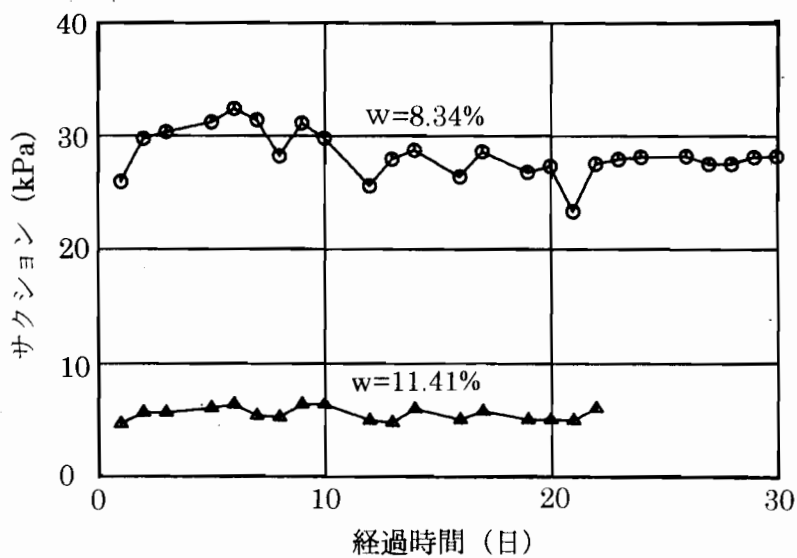


図-6.5 長期安定性確認試験の結果

れに比べて含水比8.34%（目標含水比10%）の測定値はやや変動している。含水比8.34%の結果においてサクシジョンの大きさは測定開始後に増加し、6日目以降は減少と増加を繰り返しているが、全体としては減少傾向にある。そして、22日目以降は安定した値となっている。なお、測定終了後にテンシオメーターを取り出してポラスカップ内をチェックしたところ、カップ内部の水が減少していることが確認された。測定値の変動傾向から判断すると、6日目付近からポラスカップ内に気泡が溜まりだし、サクシジョンの測定値が変動しながら全体として減少傾向を示したものと考えられる。しかし、その変動量の最大値と最小値の差は10 kPa程度である。この実験においては土中の水分量はほぼ一定であるので、テンシオメーター周辺の土中のサクシジョンもほぼ一定であると考えられる。この一定のサクシジョンに対し、サクシジョン測定値は10 kPa程度の変動を示したことになる。この変動量は実用上は、大きな問題とはならないものと考えられる。

b) ポラスカップ内部の気泡のサクシジョン測定値への影響に関する試験

テンシオメーターのポラスカップ内に気泡が発生すると、その気泡は周りの負圧により膨張する。このため、テンシオメーターによるサクシジョンの測定値は周りの地盤のサクシジョンよりも小さくなる可能性がある。この影響を確認するために、以下の試験を行った。2つのテンシオメーターのうち、一方はポラスカップを飽和し、内部に脱気水を満たした。もう一方については、ポラスカップ内部の脱気水の量をポラスカップの半分まで満たした状態とした。このように準備したテンシオメーターを、図-6.6に示すように脱気水を入れた密閉容器内に設置し、この容器に真空ポンプで負圧を与え、脱気水の負圧が一定となったところで真空ポンプを止めた。脱気水の負圧とテンシオメーターによる負圧については真空ポンプにより負圧を与えた時から測定を開始し、ポンプ停止後も測定を続けた。図-6.7はその結果を示している。(a)図のポラスカップが飽和している場合では、水の負圧の増加とテンシオメーターによる負圧の測定値の増加はほぼ対応していることがわ

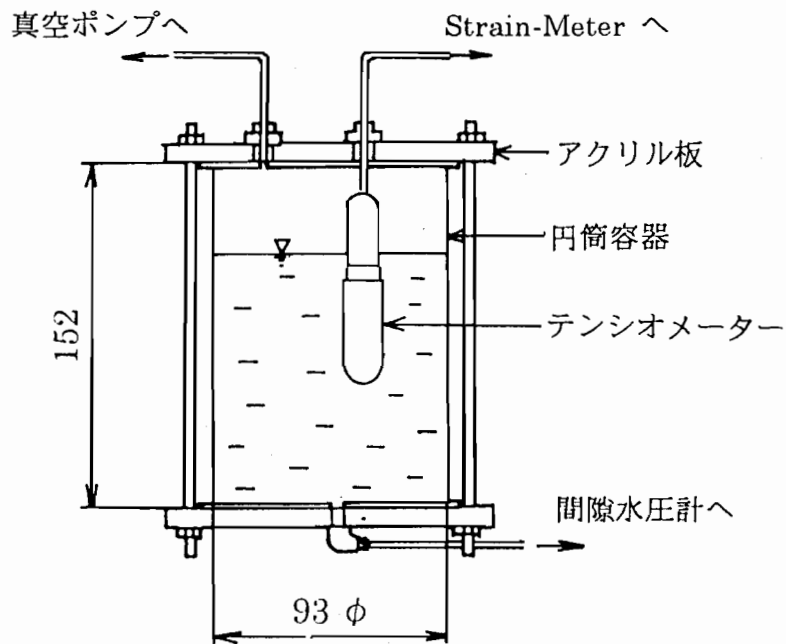


図-6.6 ポーラスカップ内部の気泡の影響を調べる試験の概要

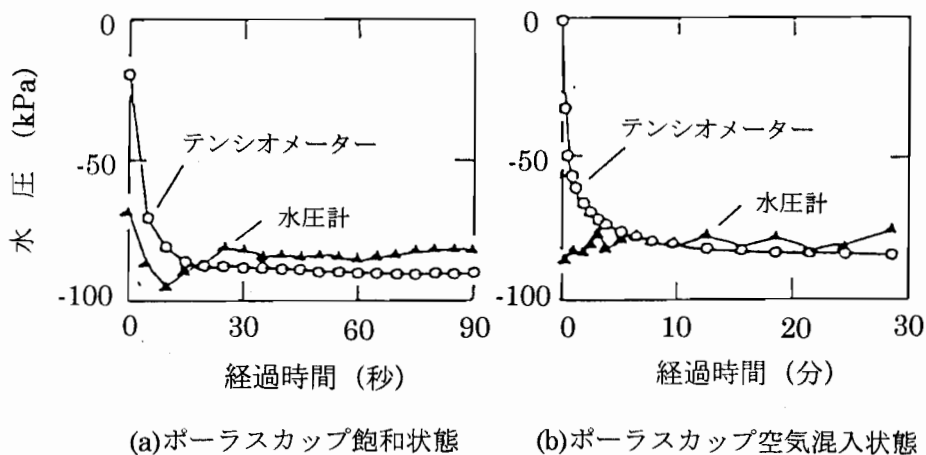


図-6.7 試験結果

かる。(b)図のポーラスカップに空気が混入した場合には、グラフ横軸の経過時間は分単位でありテンシオメーターによる負圧の測定値の増加が大きく遅れていることがわかる。なお、最終的なテンシオメーターによる負圧の測定値は、脱気水の負圧の大きさとほぼ等しい。以上のことから、ポーラスカップに空気が混入した場合には測定におけるタイムラグが大きくなるが、最終的な負圧の大きさとしては周囲

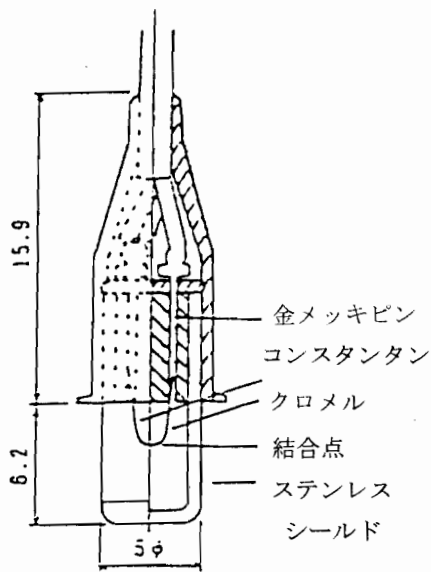


図-6.8 サイクロメーターの概要

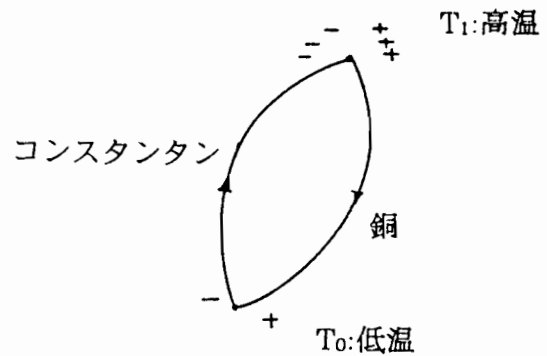


図-6.9 熱電対の概要

の負圧とほぼ等しい測定値が得られる。よって、長期にテンシオメーターを設置した場合、降雨時などの周辺のサクションが大きく変動する時には、測定値にタイムラグが生じているものと考えられる。

(2) サイクロメーターの特性試験

本研究には市販の熱電対サイクロメーターを用いた。その概要を図-6.8に示す。熱電対は、2種類の金属を結合することにより形成されている(図-6.9)。そして、その両端をつないで閉回路を作ると、結合点の温度が異なるときには両方の線に電流が流れる。これをSeebeck効果と呼び、その電圧は結合点間の温度差により異なっている。よってその電圧を測定することにより、熱電対による温度測定が可能となる。一方、Seebeck効果の時と同じ方向へ電流を流すと、結合点の温度は低下する。(この反対の方向に電流を流すと結合点の温度は上昇する。)これをPeltier効果と呼ぶ。サイクロメーターは、これら2つの効果を利用して熱電対周

辺の空気の相対湿度を測定するものである。相対湿度と土壌水の化学ポテンシャルとの間には、次式の関係が存在する³⁰⁾。

$$\Delta\mu = \frac{100RT}{Mg} \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \quad (6.1)$$

ここに、 $\Delta\mu$: 土中水の化学ポテンシャル (cmH₂O) 、

R : 気体定数 (J/K/mol) 、

T : 絶対温度 (K) 、

M : モル重量 (kgf/mol) 、

g : 重力加速度 (m/s²) 、

(p/p_0) : 相対湿度 (小数表示) 。

サイクロメーターの測定は、サイクロメトリック法と露点法の2種類の方法により行われている。図-6.10(a)はサイクロメトリック法における熱電対の出力電圧と時間の関係の概念図を示している。まず、熱電対間に電流を流し、Peltier効果により結合点を露点温度以下に冷却して水を凝集させる (a→b点)。電流を切ると結合点の温度は上昇するが、結合点間の温度差によるSeebeck効果により電流が流れる (b→c点)。やがて、湿球温度になると結合点の水が蒸発しはじめ、水の蒸発熱のため結合点の温度は蒸発が終わるまで一定となる (c→d点)。結合点の水の蒸発後、結合点の温度は上昇し、周囲温度と同じになるまでSeebeck効果により電流が流れる (d→e点)。サイクロメトリック法では、湿球温度 (c→d点) に対応する出力電圧を測定している。しかし、結合点に凝集する水の量がわずかであるため c→d点の時間がごく短くなり、次に述べる露点法に比べて測定が不安定になるといわれている。

図-6.10(b)は露点法における熱電対の出力電圧と時間の関係の概念図を示している。まず、熱電対間に電流を流し、Peltier効果により結合点を露点温度以下に冷却して水を凝集させる (a→b点)。以後、熱電対周辺からの熱の出入りを測定

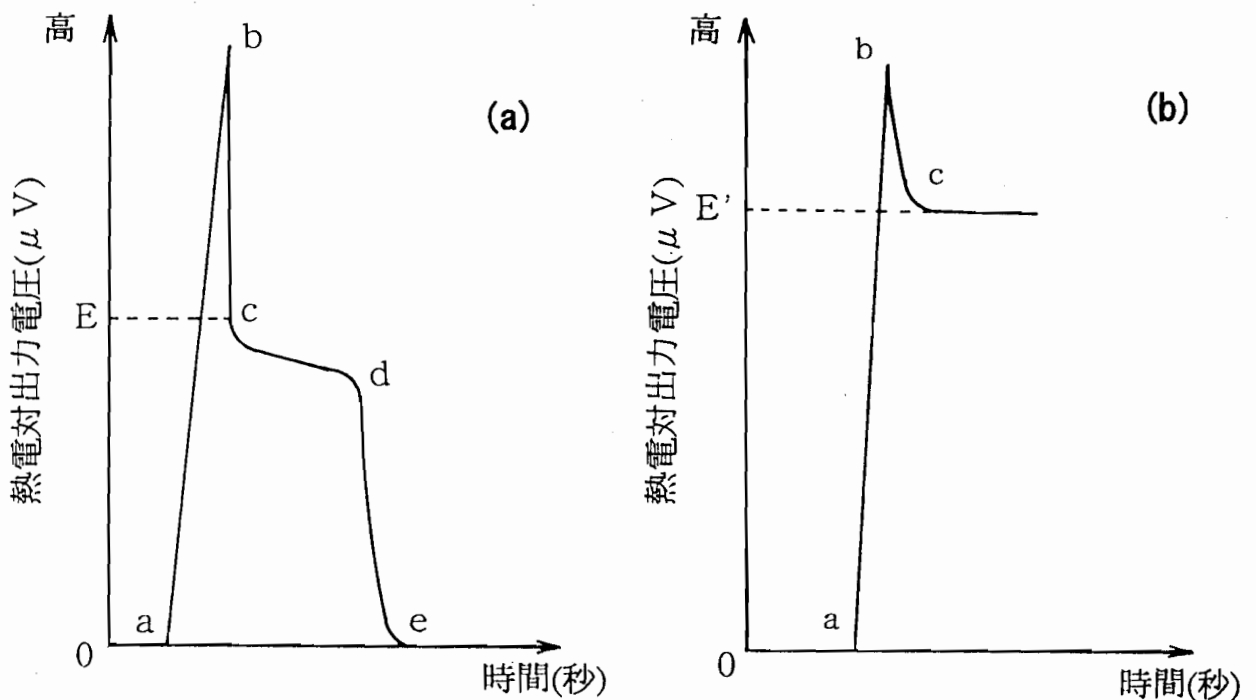


図-6.10 サイクロメーター測定時における出力電圧の変化
 (a)サイクロメトリック法 (b)露点法

してPeltier効果によりその熱量を相殺するようにすると、水の潜熱だけが結合点を加熱または冷却して結合点の温度は露点温度に収束し、測定電圧は一定となる (b→c点)。露点法は収束するまで比較的長い測定時間となり、サイクロメトリック法よりも連続的な出力が得られ、測定が正確になるといわれている。

以上が現在サイクロメーターを用いて行われている測定方法の原理であるが、サイクロメトリック法で問題となる湿球温度には、周辺温度が影響する⁶⁴⁾。また、露点法においてPeltier効果により出入りする熱量を相殺するようにする場合の、熱電対の冷却係数にも周辺温度が影響するといわれている。よって、サイクロメーターの2種類の測定方法の比較ならびに露点法に対する周辺温度の影響を把握するために、次の2つの試験を行った。

a) 露点法とサイクロメトリック法の比較試験

実験には水溶液の化学ポテンシャルが既知であるNaCl水溶液を用いた。水溶液の重量モル濃度と化学ポテンシャルの関係は表-6.3に示されている。実験装置の概要を図-6.11に示す。デシケーター内に水溶液を満たし、その中へサイクロメーターを水没した状態で設置する。この状態で、露点法およびサイクロメトリック法により出力電圧を測定する。水溶液の濃度を変えてこの測定を繰り返した。なお、実験はすべて25° C の恒温室内で行われた。

水溶液の化学ポテンシャルは出力電圧により次式で与えられる。

露点法の場合、

$$S_u = \frac{E}{(0.325 + 0.027 \cdot T) \cdot 4.7} \quad (6.2)$$

サイクロメトリック法の場合、

$$S_u = \frac{E}{7.5} \quad (6.3)$$

ここに、 S_u : 化学ポテンシャル (MPa)

E : 出力電圧 (μV)

T : 土中温度 ($^{\circ} C$)。

図-6.12はpFの理論値と式(6.2)、(6.3)による出力電圧に基づく実測値を比較したものである。なおpFの理論値については、表-6.3にないものは内挿して求めている。両測定方法とも測定限界点は下限がpF3.5付近、上限がpF4.8付近であると考えられる。pF4.3~4.8付近の高いサクシヨンの領域では露点法の方が理論値とよく合っており、pF4.0~4.4付近ではサイクロメトリック法の方が理論値によく合っていることがわかる。また、pF4.0以下では両測定方法とも実測値が理論値より大きくなる傾向を示している。

表-6.3 NaCl水溶液の濃度と pF 理論値の関係

濃度 \ 温度	25℃	30℃	35℃
0.1mol	3.663	3.671	3.677
0.2mol	3.960	3.967	3.975
0.4mol	4.259	4.267	4.274
0.6mol	4.437	4.445	4.452
0.8mol	4.565	4.573	4.581
1.0mol	4.665	4.673	4.681

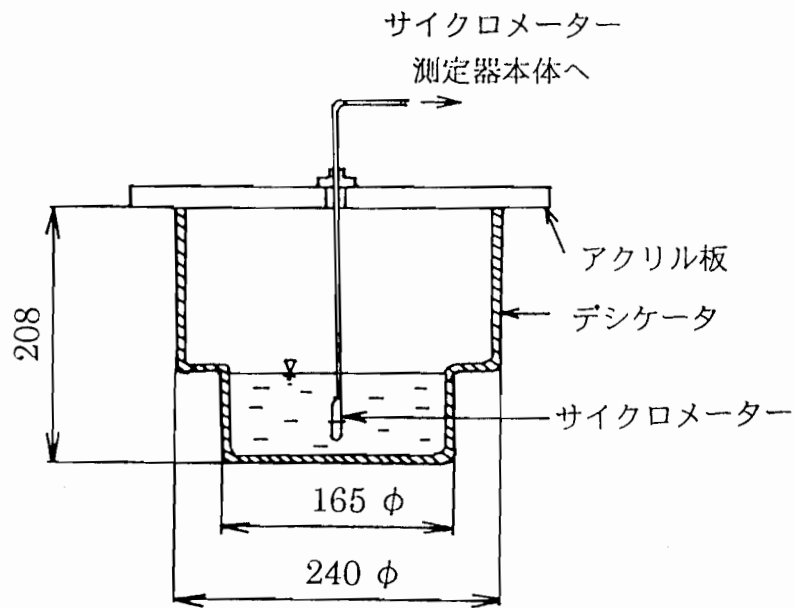


図-6.11 露点法とサイクロメトリック法の比較試験の概要

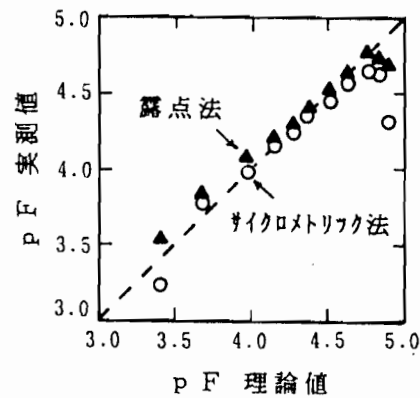


図-6.12 露点法とサイクロメトリック法によるpF の理論値と実測値の関係

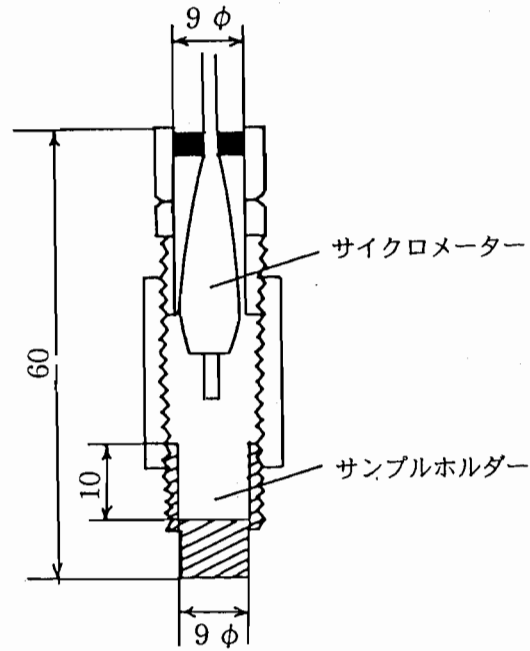


図-6.13 試作したサンプルチャンバーの概要

b) 露点法による測定に対する周辺温度の影響に関する試験

露点法による測定は式(6.3)の較正式に見られるように周辺温度の影響がないといわれているが、実際にはPeltier冷却時の冷却係数が温度の影響を受けるという報告もなされている。よって、周辺温度がどの程度影響するかをしらべるためにサンプルチャンバーを試作した。図-6.13は試作したサンプルチャンバーの概要図である。チャンバー本体は、シンフレックスチューブの接合部品からできている。このチャンバー内に0.1~1.0 mol/kg 濃度の一定濃度のNaCl水溶液を含ませたる紙を入れ、25、30および35° C に保った恒温水槽内にチャンバーを設置して露点法による測定を行った。図-6.14は0.1および1.0 mol/kg 濃度の場合における出力電圧の経時変化を示している。測定値が落ち着くのに2~3時間を要していることがわかる。また、水温が高くなるほど測定値が落ち着くのに時間がかかる傾向を示している。図-6.15は平衡したときの出力電圧と水溶液のポテンシャルの理論値の関係を示している。また、図-6.16は出力電圧を用いた式(6.2)によるポテンシャルの計算値と理論値の比較を示している。出力電圧はポテンシャルの理論値に比例しており、式(6.2)による計算値も理論値とほぼ等しいことがわかる。以上のことから、

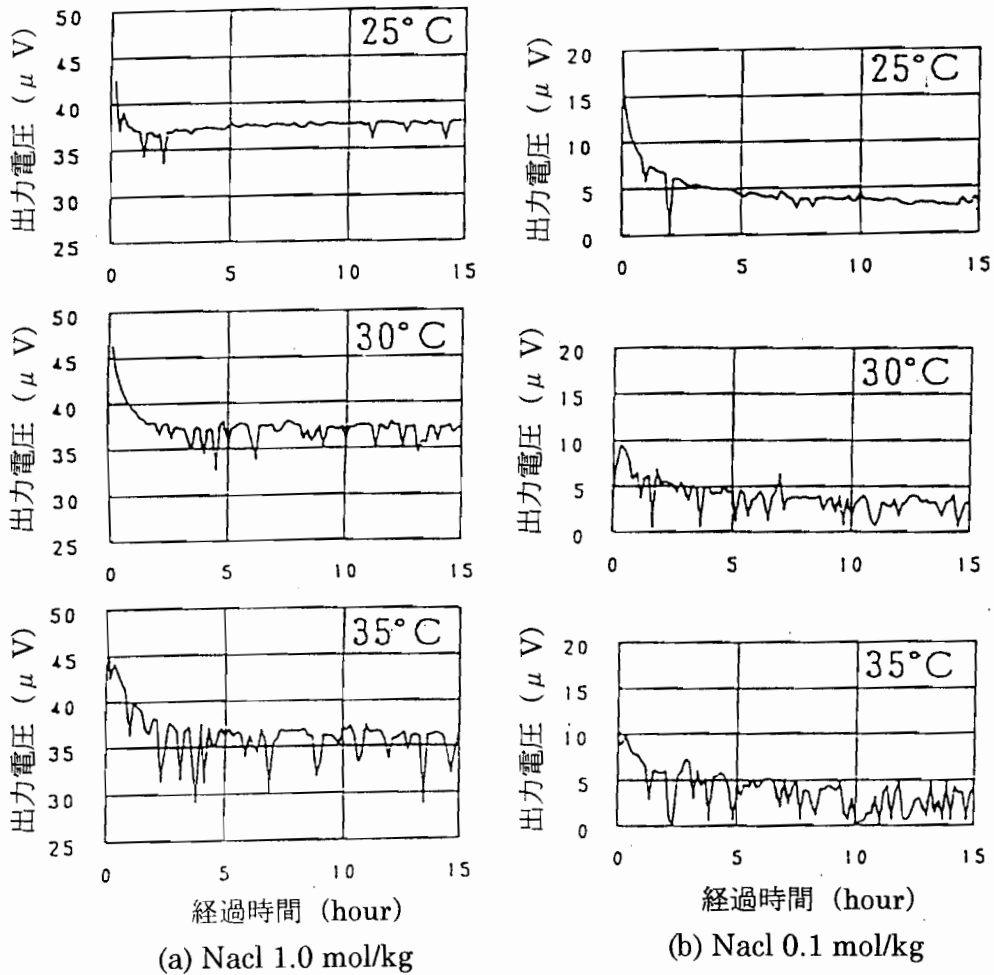


図-6.14 サンプルチャンバーを用いた恒温下における露点法の測定例

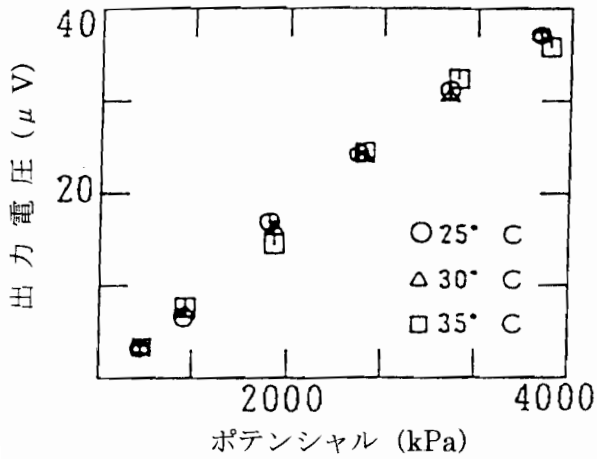


図-6.15 出力電圧への温度の影響

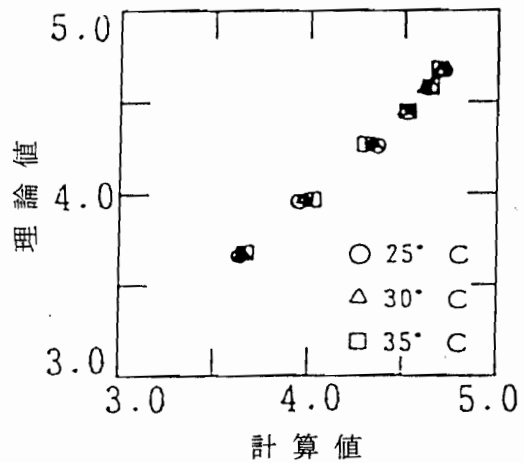


図-6.16 露点法によるpF実測値と理論値の比較

露点法による測定は数時間を必要とするが、その測定には周辺温度の影響は少なく、式(6.2)の較正式も適用できるものと考えられる。

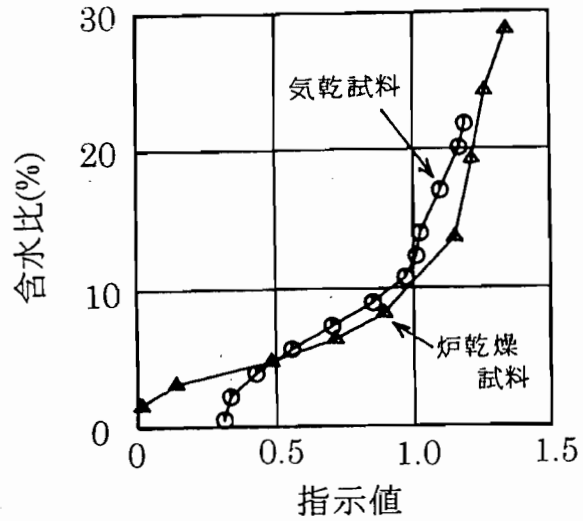
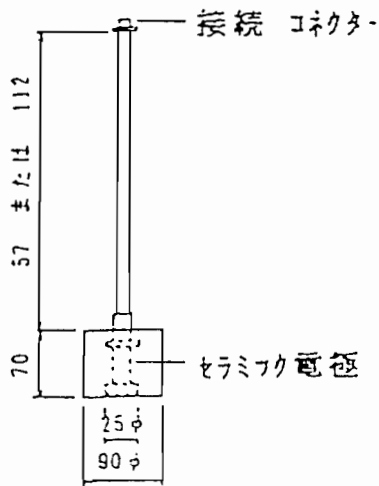


図-6.17 誘電式土壌水分計の概要 図-6.18 水分計指示値への試料の乾燥状態の影響

(3) 誘電式土壌水分計の特性試験

本項では、次項で述べるサクシヨンの現場測定実験において用いた誘電式土壌水分計の特性を把握するために行った試験とその結果について述べる。図-6.17は測定に用いた土壌水分計の概要を示している。土壌水分計はセラミック電極の周りのステンレス製の感体円筒の中に土を入れて土中に設置する。この感体部分は一種の蓄電器となり、内部の水分量が増加すると水の誘電率により感体部全体の静電容量が増加する。よって、水分量と静電容量の関係があらかじめわかっているならば、静電容量を測定することによりその時の水分量を知ることができる。以上が誘電式土壌水分計の測定原理である。

土の誘電率は7～8程度であり、水の誘電率は80である。つまり、静電容量は感体内部の水の誘電率だけではなく、土の誘電率にも影響を受ける。この土の誘電率が水分量と静電容量の関係にどの様に影響するかを知ることは、土壌水分計の較正方法と現場での設置のために、重要な点であると考えられる。このために、較正時の試料として気乾試料と炉乾燥試料を用いて、水分量と静電容量の関係を求めた。図-6.18はその結果を示している。気乾試料と炉乾燥試料とでは含水比が低い部分

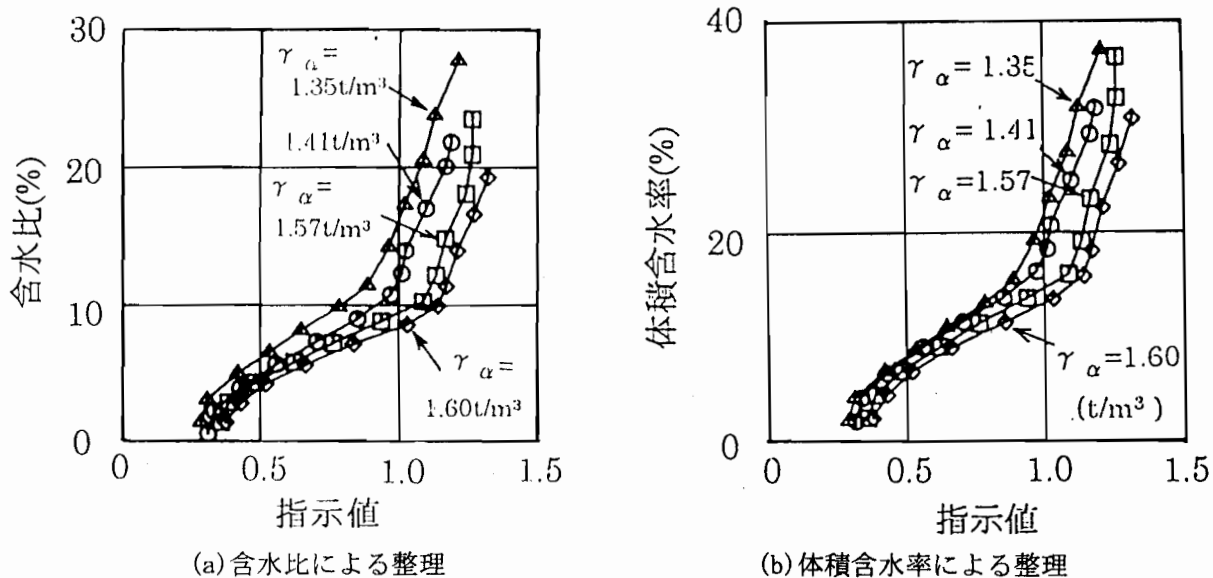


図-6.19 水分計指示値への感体内部の乾燥密度の影響

で水分量と静電容量の関係に違いが生じることがわかった。次に気乾試料を用いて、感体内部の乾燥密度を変化させて、水分量と静電容量の関係を求めた。図-6.19はその結果を示している。(a)図は水分量を含水比とした場合の、(b)図は体積含水率とした場合の同じ試験結果を示している。水分量と静電容量の関係は線形な関係ではなく、図に見られるような非線形な関係が得られた。また、感体内部の土の乾燥密度は、水分量と静電容量関係に影響を与えている。なお、体積含水率による整理方法の方が、水分量の少ない領域におけるばらつきが若干少なくなるようである。以上のことから、水分量と静電容量関係の校正時には、気乾状態の現場試料を用いるべきであること、また、現場において誘電式土壌水分計を設置する場合には、水分量と静電容量関係の校正時と同じ乾燥密度に、感体内部の土の乾燥密度を調整する必要があることが判明した。

(4) 提案測定方法による現場サクシジョンの測定試験

テンシオメーターは、前述のように土壌水のpFが3以上となる場合にポーラスカップ内にキャビテーションを生じるため、それ以上の大きさのサクシジョンについては測定できない。一方、サイクロメーターは図-6.12に示されるようにpF3.5~4.8程度間での測定が可能であると考えられる。よって、両者を同時に用いることにより、

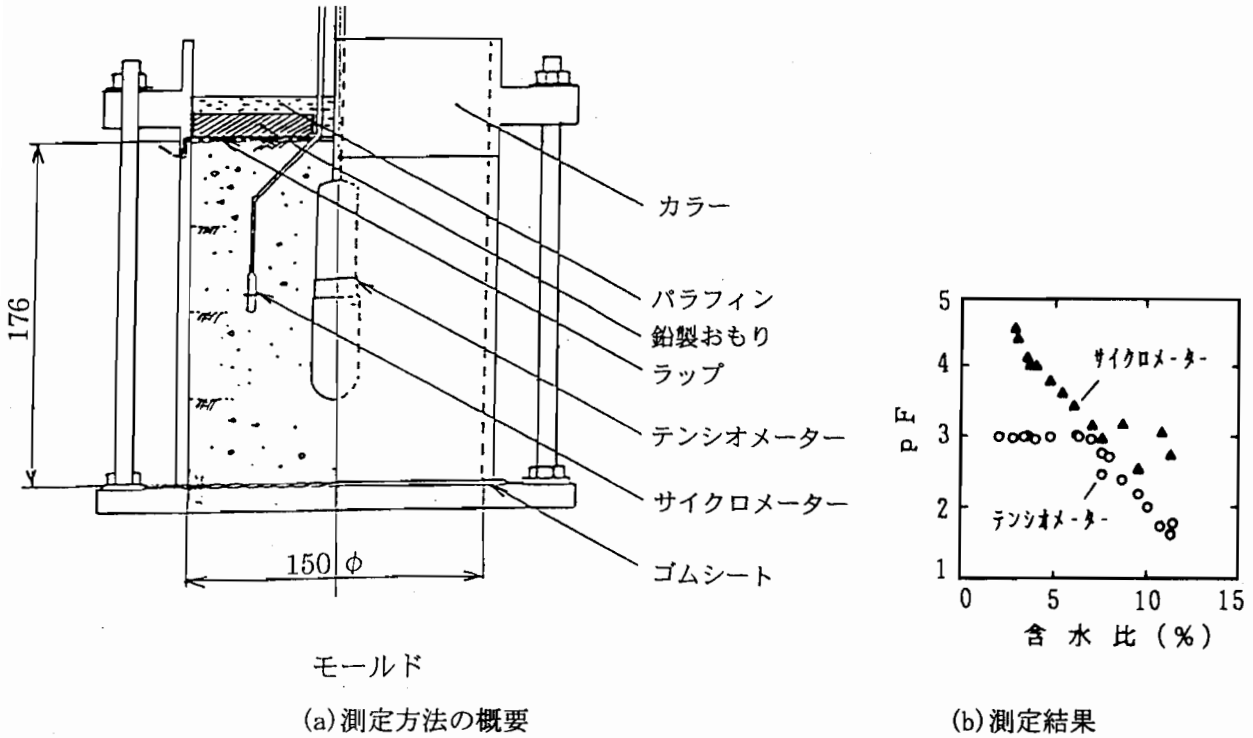


図-6.20 サイクロメーターとテンシオメーターを用いたまさ土供試体の pF 測定

より広範囲なサクションに対する測定が可能になる。

図-6.20は、締固めたまさ土供試体に対して2種類のセンサーを用いてサクションを測定した結果例である。(a)図はセンサーの設置状況を示しており、(b)図は測定されたpFと供試体の含水比の関係を示している。(サイクロメーターの測定結果は露点法によるものである。)この結果から分かるように、2種類のセンサーを組み合わせるとより広範囲なサクションに対する測定が可能である。

本項ではこの提案測定方法を用いて自然斜面におけるサクションを測定した結果を示し、その考察を行うものである。

a) 測定現場の状況と測定器の設置および測定方法

測定現場は、神戸市灘区の六甲山系に位置する小谷で豪雨による崩壊歴がある(図-6.21)。地盤は地表面下4 mまではまさ土質の表土 ($\rho_s = 2.68$ 、 $w_L = 35\%$ 、 $I_p = 9.2$)で、以下頁岩となっている。測定は①昭和63年12月28日～平成元年2月16日、および②平成元年11月18日～平成2年1月26日の2回の期間に行っている。

設置したセンサーの数は表-6.4に示されている。1回目の測定期間の場合には、直径約10cm程度の孔を設置深度まで現場に掘削し、センサーを設置後、埋め戻した。しかし、2度目の測定期間の場合は、サイクロメーターの設置方向が固定できるように塩化ビニルパイプの補強材を用いて設置した(図-6.22)。また、テンシオメーターについては、図-6.23に示すようにケーシングパイプを設置し、測定用ケーブルを伝わって雨水がテンシオメーターに届くのを防ぐようにした。測定間隔については、期間中1日1回の割合で測定を行った。

b) 測定結果および考察

図-6.24、25は、1回目および2回目の測定期間における測定結果をそれぞれ示している。両期間を通じてサイクロメーターについては含水比の状況から測定限界以下であったものと考えられる。テンシオメーターの測定値については、設置後初めての降雨まではサクシオンが増加する傾向を示し、降雨後にサクシオンが0近くまで減少している。その後、1回目の測定期間の結果についてはサクシオンの増加は見られないが、2回目の測定期間の結果では設置深度25および50cmのテンシオメーターの測定値がサクシオンの増加と降雨に対する反応を示している。100cmのものについてはほとんど反応が見られない。1回目の測定期間の結果と比較すると設置時のケーシングパイプが有効であったと考えられる。この2カ所の深度の測定値は信頼できる結果であると考えられる。しかし、他のテンシオメーターのデータについては、測定値に何らかの影響が現れているものと判断される。阿部³⁾は地滑り地における測定結果において、地下水位の変動がサクシオンの変化に与える影響が大きい測定例を示しているが、今回の測定結果については、サクシオンの変動に地下水の影響はないものと考えられる。

以上のことから、原位置におけるサクシオン測定では計測器の設置方法が得られるデータの精度に大きな影響を与えられられる。また、今回の測定結果については、地下水位の変動がサクシオンに与える影響はないものと考えられる。

表-6.4 設置した計測機器

(設置個数)

設置深度 (cm)	テンシオメーター	サイクロメーター	土壌水分計
25	1	2	1
50	1	2	1
100	1	1	1

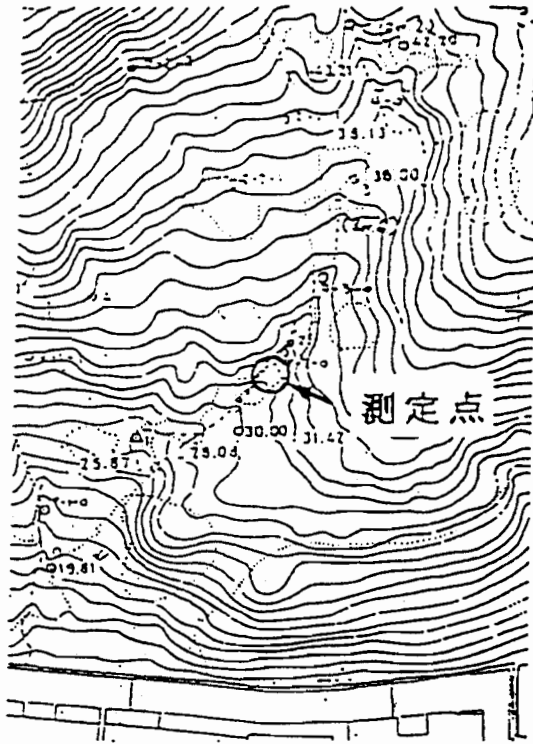


図-6.21 測定現場の概要

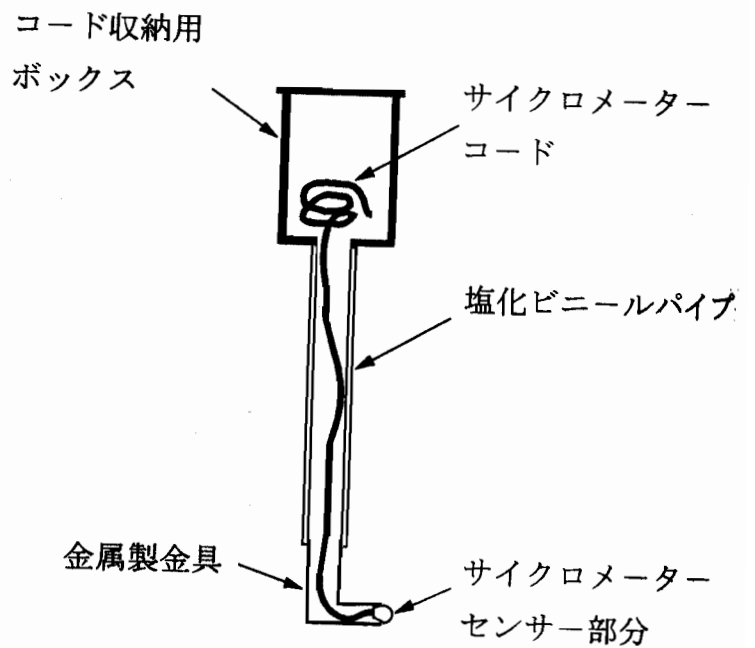


図-6.22 補強材によるセンサー方向の固定方法

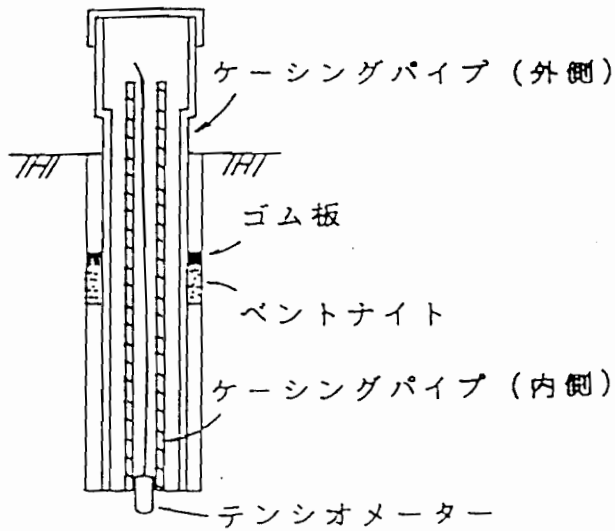


図-6.23 テンシオメーターのケーシングパイプを用いた設置方法

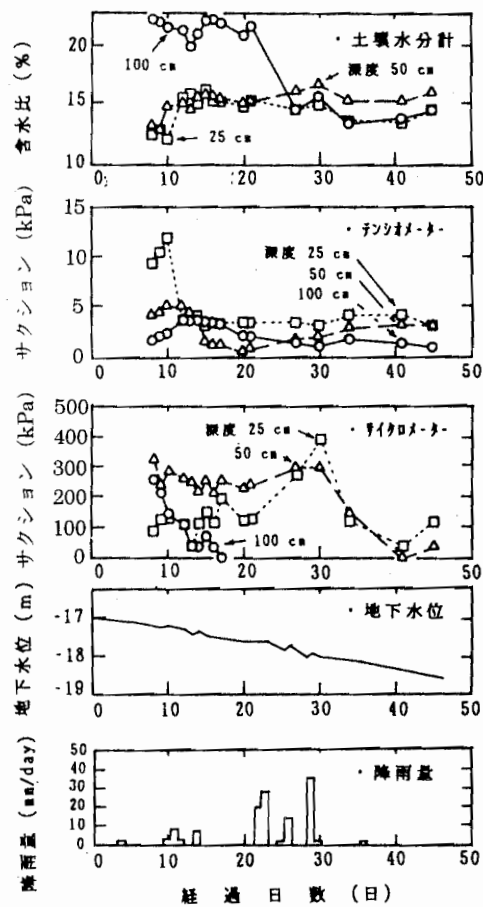


図-6.24 現場サクションの測定結果 (第1回目)

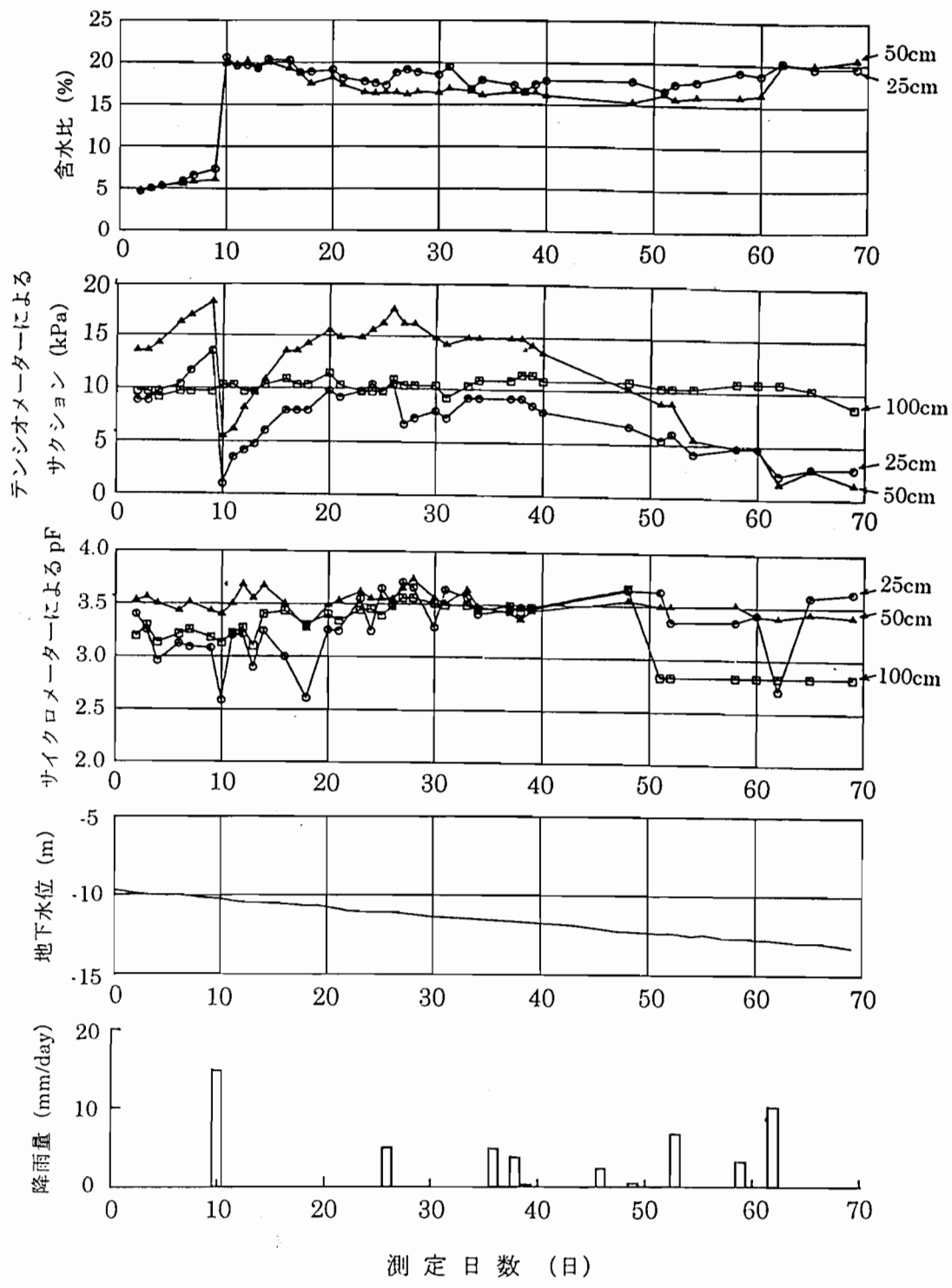


図-6.25 現場サクションの測定結果 (第2回目)

6. 3 サクシオンを測定した一軸試験結果に基づくサクシオン～せん断強度増分関係の検討

近年、サクシオン（負の間隙水圧）を測定した不飽和土の一軸圧縮強度に関する研究⁵⁸⁾が行われているが、それらは比較的飽和度の高い状態の不飽和土を対象としている。本研究では、低飽和度の不飽和土を用いた一軸圧縮試験を実施し、その結果から得られるサクシオン～換算垂直応力（粘着成分）関係について、過去に行われた不飽和土の一斉一軸・三軸圧縮試験結果²⁾によるサクシオンと換算垂直応力関係との対応を示すものである。

(1) サクシオンの粘着力に対する影響

図-6.26に示す2球モデルに関して、粒子間に水のメニスカスが存在する場合に生じる圧縮内力について考えてみる。この圧縮内力は粒子接平面に垂直に作用し、次式で与えられる⁷⁴⁾。

$$F = \pi r_2^2 (u_a - u_w) + 2\pi r_2 T \quad (6.4)$$

ここに、 T は水の表面張力であり、 r_2 は図-6.26で示されるメニスカス半径である。

式(6.4)の右辺第1項はサクシオン（圧力差）の圧縮内力への寄与分を示しており、第2項は表面張力の寄与分を示している。不飽和土の土塊内部の土粒子接点には多数のメニスカスが存在する。そして、各接点のメニスカスにより生じる圧縮内力は、粒子接点でのすべりに対する抵抗を増加する。このため、粒子接点でのすべりは、メニスカスが無い場合に比べて遅れることになる。よって、土塊全体の変形に対する土の骨格剛性は増加し、破壊時の土塊全体の強度は増加する。この圧縮内

力により生じる強度の増加分は、破壊時のモール円の包絡線の縦軸切片（粘着力 c ）として発揮されていると考えられる。そして、粘着力 c は図-6.27に示されるように、次式の換算垂直応力 σ_0 （粘着成分）として表すことができる。

$$\sigma_0 = c \cdot \cot\phi \quad (\text{bis3.2})$$

ここに、 ϕ ：内部摩擦角。

サクシオンと土中の水分量との関係は、水分特性曲線として知られている。図-6.28はその概念図を示している。サクシオンが0の状態では水分量を持つ土では、サクシオンが増加してもある大きさまで水分量の変化はない（図-6.28中、A点）。このA点のサクシオンの大きさがA. E. V. である。続いてサクシオンが増加すると、空隙内に空気が侵入することにより径の大きな空隙中から空隙水（バルク水）が排水され、土粒子接点周りにメニスカスを形成する⁴⁰⁾。すなわち、A. E. V. 以下のサクシオン状態では空隙の多くはバルク水またはバルク水と閉塞された空隙空気（エントラップドエア）により飽和されていると考えられる。このためTerzaghiの有効応力式⁶⁹⁾が成立し、サクシオンは負の空隙水圧として有効応力に寄与すると考えられる。一方、A. E. V. 以上のサクシオン状態では前述のように粒子接点周りにメニスカスが形成されていると考えられる。この時は式(6.4)に示されるように、サクシオンのみが粒子間に作用する圧縮内力に寄与するわけではない。また、サクシオンの寄与の割合も、図-6.26におけるメニスカス半径 r_2 と関連するメニスカス水量に依存することになる。（サクシオンが増加するとメニスカス水量は減少する。）よって、土塊全体として発揮される粘着力も、サクシオンの増加に伴って変化する。その増加傾向は図-6.29のようになるものと考えられる。すなわち、A. E. V. 以下のサクシオンの大きさでは、サクシオンが有効応力として作用し、このため、粘着力もサクシオンの増加に比例的して増加する。サクシオンの大きさがA. E. V. 以上となると、サクシオンの寄与率が低下して、粘着力の増加傾向も緩やか

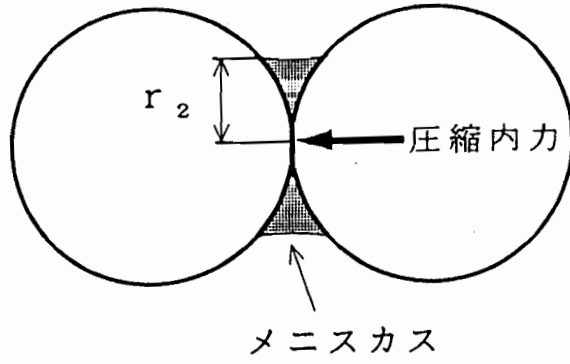


図-6.26 2球モデル

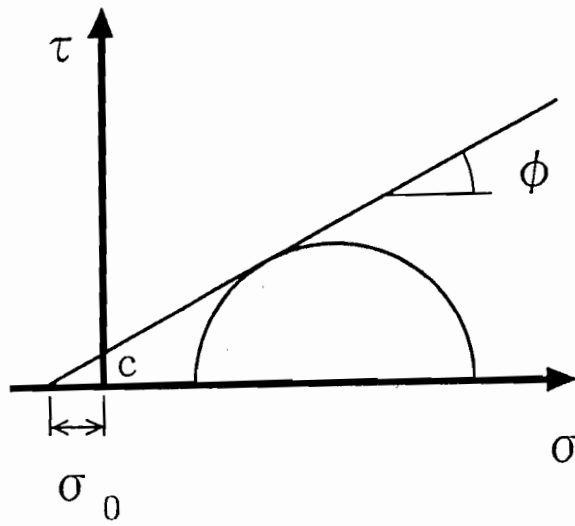


図-6.27 換算垂直応力の定義

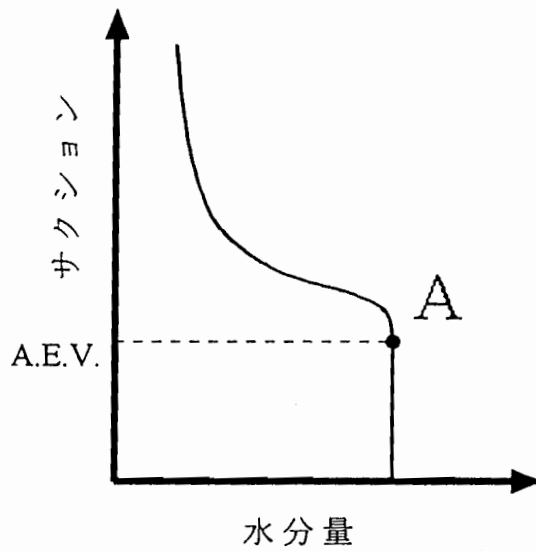


図-6.28 水分特性曲線の概念図

なものとなる。サクシヨン増加に伴う内部摩擦角の変化はわずかであると考えられるので、式(3.2)で示される換算垂直応力（粘着性分）のサクシヨン増加に対する変化の傾向も同様なものになると考えられる。

(2) 一斉一軸・三軸圧縮試験結果と低飽和度の不飽和土を用いた一軸圧縮試験結果におけるサクシヨン～換算垂直応力関係の比較

a) 一斉一軸・三軸圧縮試験結果におけるサクシヨン～換算垂直応力関係

ここでは、平成4年に実施された一斉一軸・三軸圧縮試験結果²⁾を再整理し、三軸圧縮試験から得られるサクシヨン～換算垂直応力関係と一軸圧縮試験から得られる破壊時のサクシヨンと換算垂直応力関係を比較する。

一斉試験に用いられた試料は市販のシルト質粘土（商品名：DLクレー）で、その物理的性質は、 $\rho_s = 2.65 \text{ g/cm}^3$ 、 $w_L = \text{NP}$ 、 $I_P = \text{NP}$ 、シルト分=92%である。目標含水比に調整した試料をJSFT711-1190, A-a法に従い3層に分けて10cmモールドに投入し、2.5kgランマーで各層を25回ずつ締固めて円柱型のブロックサンプルを製作し、脱型した試料をトリミングして直径50mm, 高さ100mmの供試体として使用している。この方法によりDLクレーを用いて行った締固め試験結果の例を図-6.30に示す。一軸圧縮試験に用いられた供試体の飽和度は30～60%程度である。三軸圧縮試験の応力経路としては等方圧縮過程として所定のサクシヨン（ $s = 30, 60, 90, 120 \text{ kPa}$ ）を与えた後、側圧を増加し、その後、サクシヨンおよび側圧一定で排水条件で圧縮せん断試験を実施している。なお、同じ供試体を用いた一軸圧縮試験時には、サクシヨンを測定して実験を行っている。図-6.31は、試験結果を再整理して得られた一斉一軸・三軸圧縮試験結果に基づくサクシヨン～換算垂直応力関係を示している。（一軸圧縮試験の整理方法は次節を参照のこと。）この関係は、図-6.29に示すサクシヨン～粘着力関係の概念図に近い傾向を示している。

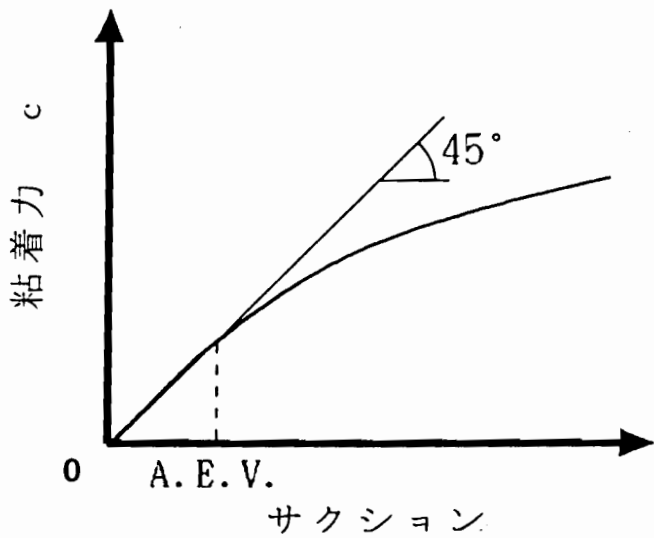


図-6.29 粘着力とサクションの関係

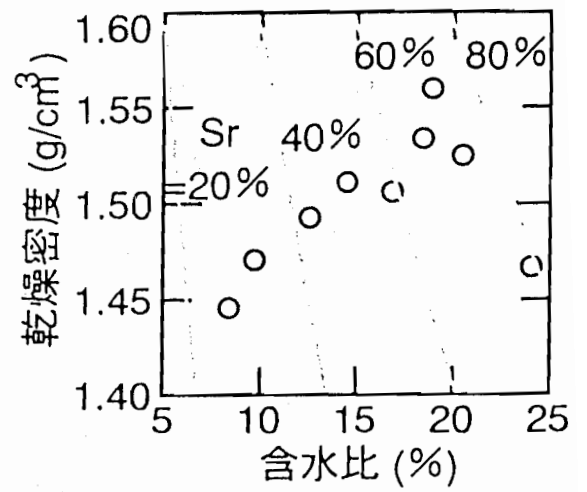


図-6.30 締固め試験結果

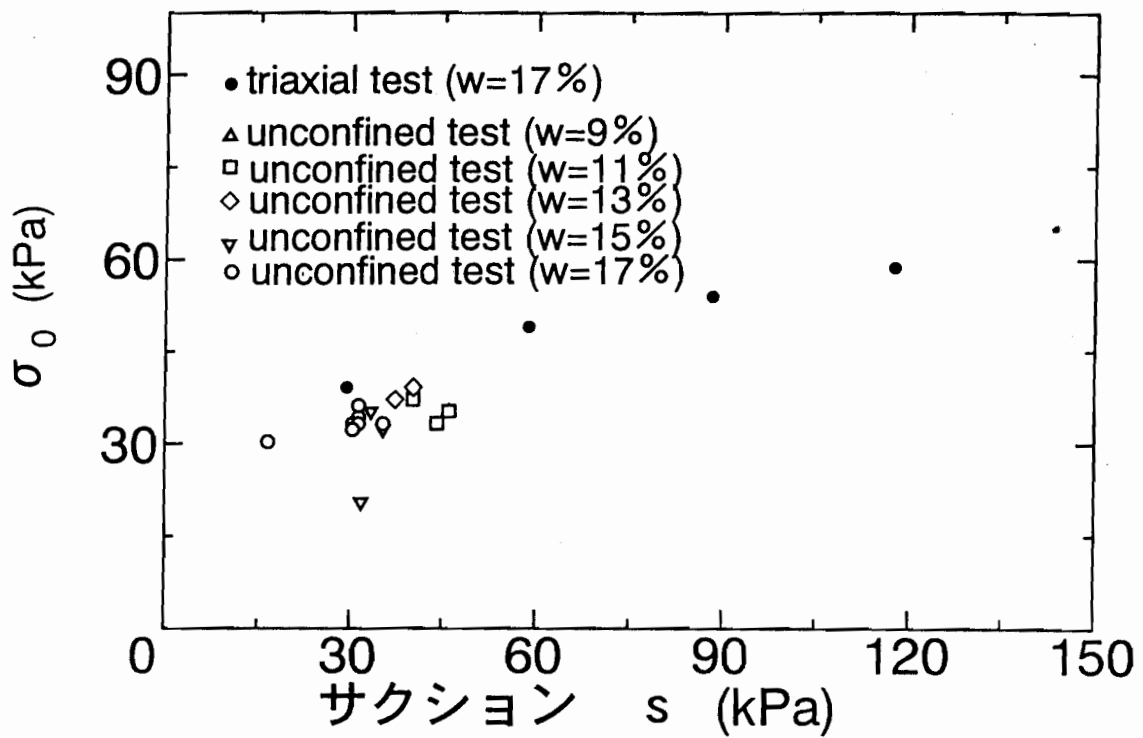


図-6.31 一斉試験におけるサクション～換算垂直応力関係

b) 低飽和度の不飽和土を用いた一軸圧縮試験におけるサクシオン～換算垂直応力
関係

試験にはセラミックディスクをペDESTALに装着した不飽和土用三軸セルを用いた。試験前には、セラミックディスクに通じた排水経路を脱気しておき、試験時には、排水経路端部に取り付けた間隙水圧計により、セラミックディスクを通じてサクシオンを測定した。また、試験時には供試体をラテックスメンブレンで覆い、セル内に水を満たし、セル内部への吸排水量を測定して供試体の体積変化を測定した。気乾状態の試料を含水比調整後、不飽和土の一斉試験に準じて供試体を作製した。なお突固め回数と含水比を変えることにより、供試体作製条件として目標乾燥密度 $\rho_d=1.48 \text{ g/cm}^3$ のシリーズと $\rho_d=1.52 \text{ g/cm}^3$ のシリーズの2種類のシリーズで実験を行った。

図-6.32は供試体作製時の含水比と乾燥密度 ρ_d の関係を示している。供試体は40～80%程度の低飽和度状態にある。図-6.33は初期サクシオンと含水比の関係を示している。プロットの傾向はサクシオンの増加とともにS字を描くように含水比が減少しており、水分特性曲線の形状と類似している。図-6.34は $\rho_d=1.48 \text{ g/cm}^3$ のシリーズの軸ひずみ～軸応力関係を、図-6.35は同じデータの軸ひずみ～体積ひずみ関係を、図-6.36は同じデータの軸ひずみ～サクシオン関係をそれぞれ示している。含水比の低いデータ（●，■印）と高いデータ（○，△印）で傾向が異なっている。そして、ピーク強度は含水比の低いデータと高いデータでは約49 kPa程度の差が生じている。また、供試体のサクシオンはせん断時の体積膨張に対応して増加しているようである。

図-6.37は、一軸圧縮強度と初期および破壊時のサクシオンの関係を示したものである。また、図-6.38は阿部³⁾による飽和粘土を用いてサクシオン測定した一軸圧縮試験における一軸圧縮強度と初期及び破壊時のサクシオンの関係を示している。図-6.37に示す低い飽和度状態における一軸圧縮強度と破壊時のサクシオンの関係は、図-6.38に示す高い飽和度状態における場合と同様にユニークな直線関係を示

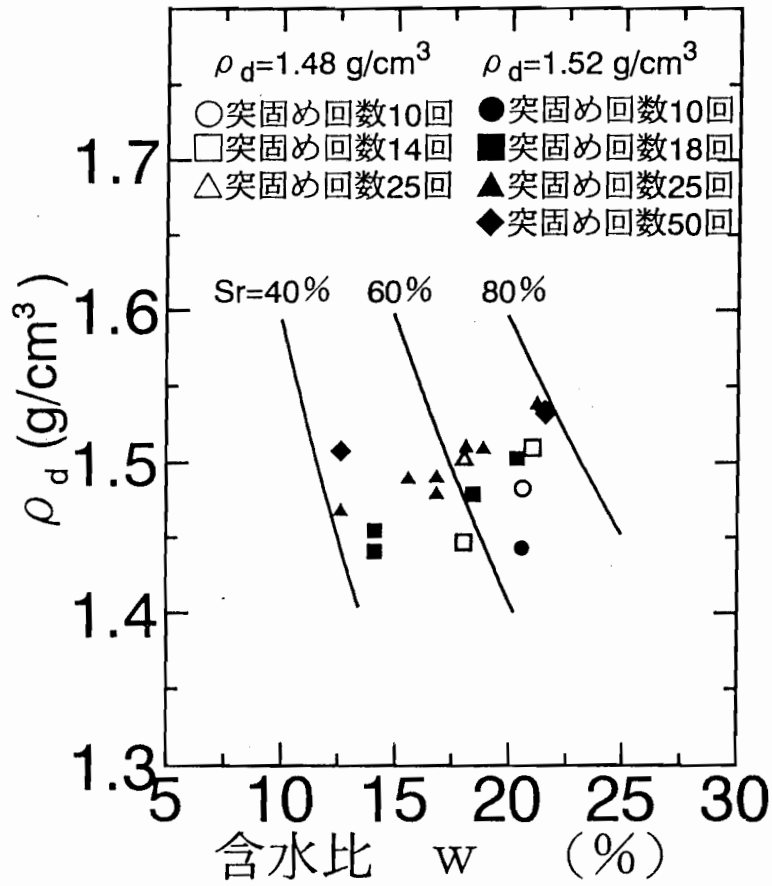


図-6.32 供試体作成時の含水比～乾燥密度関係

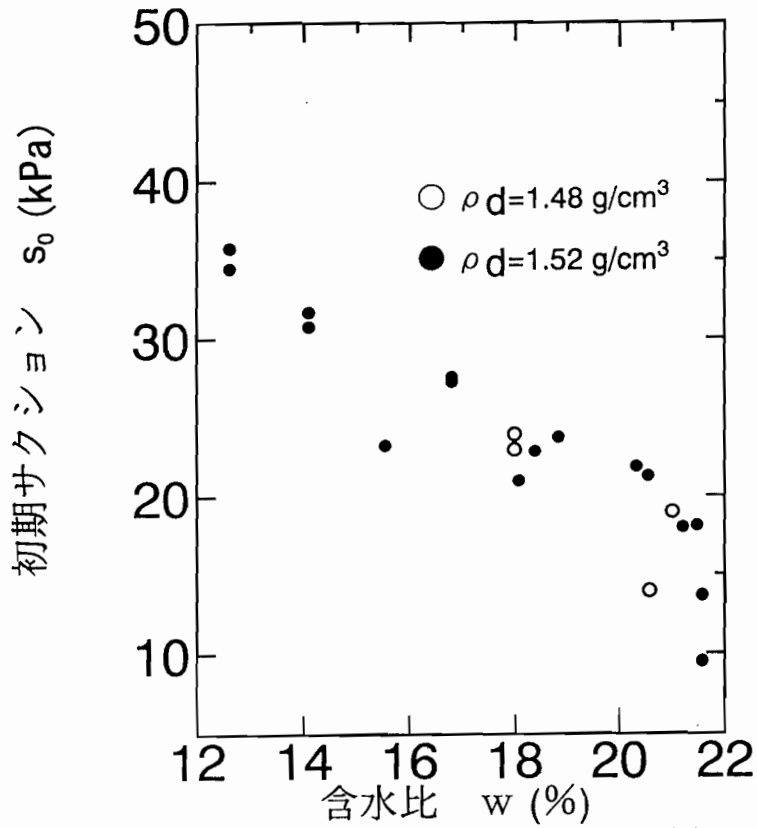


図-6.33 初期サクシオン～含水比の関係

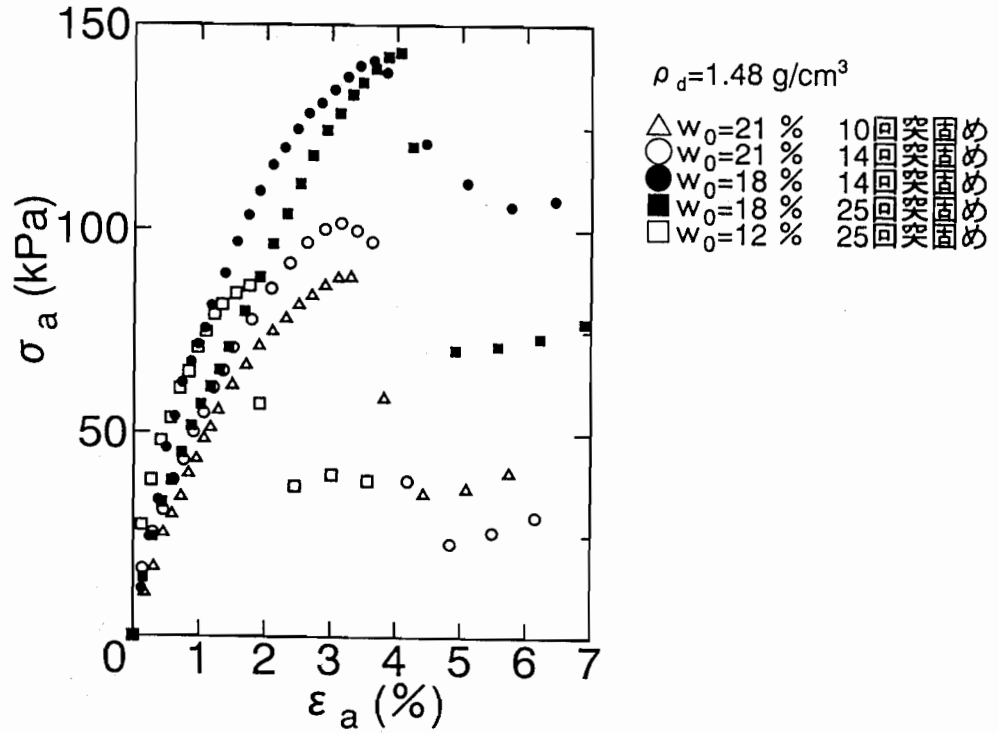


図-6.34 軸ひずみ～軸応力関係 ($\rho_d=1.48 \text{ gf/cm}^3$ シリーズ)

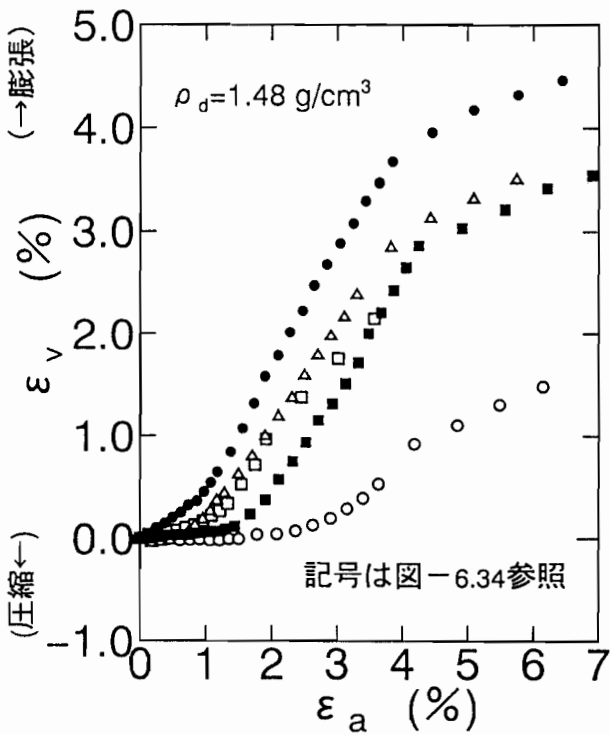


図-6.35 軸ひずみ～体積ひずみ関係

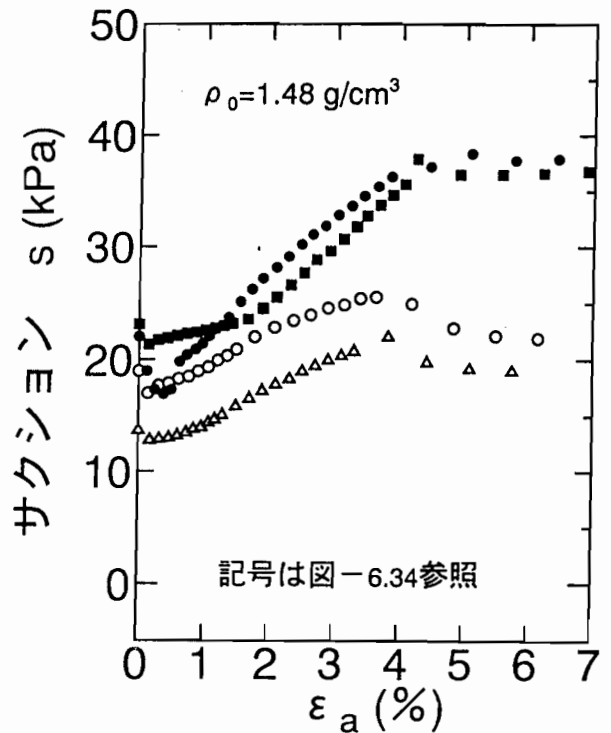


図-6.36 軸ひずみ～サクシヨン関係

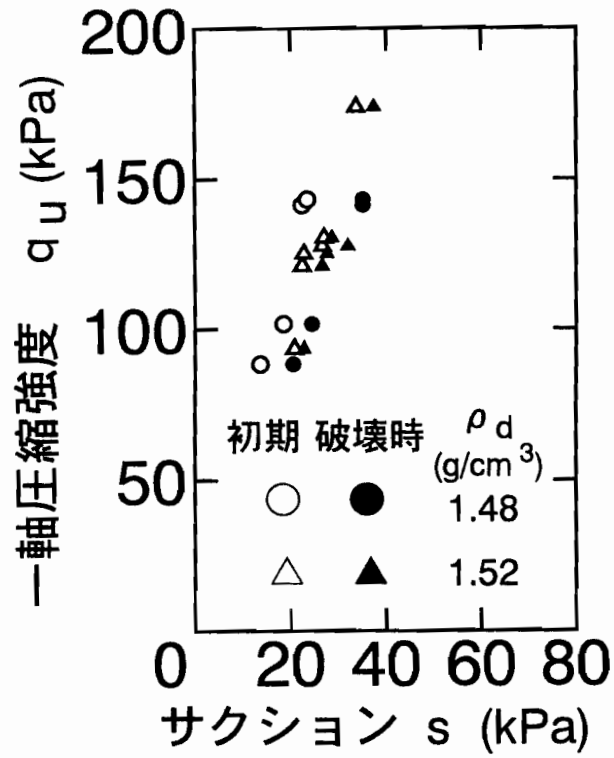


図-6.37 一軸圧縮強度と初期および破壊時のサクシヨンとの関係

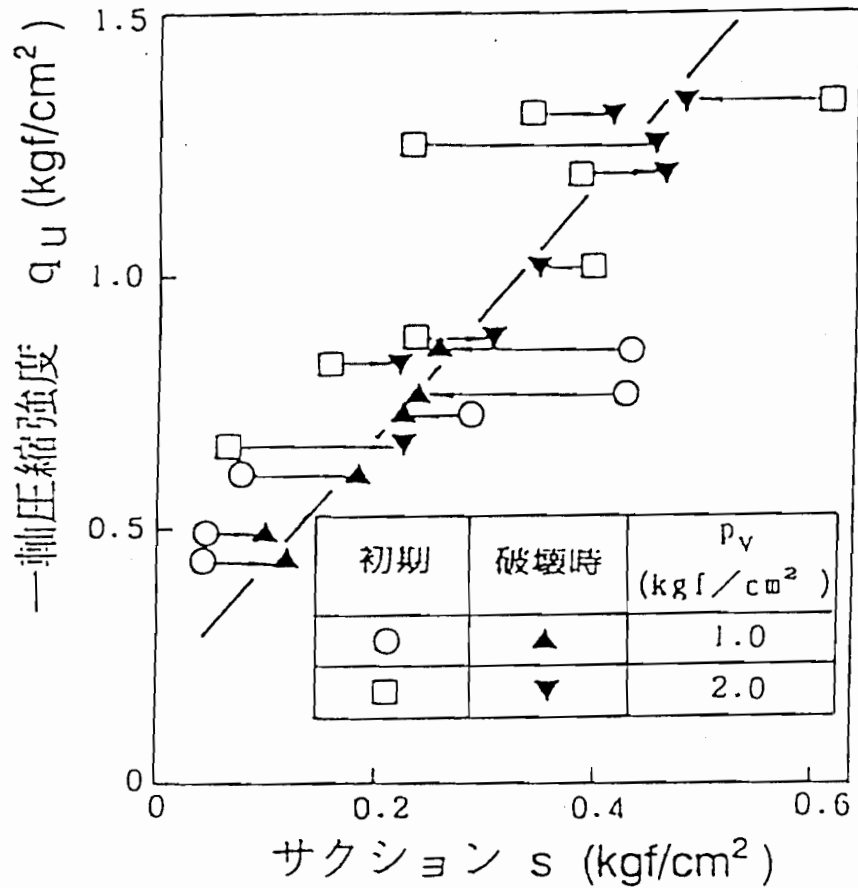


図-6.38 高い飽和状態における一軸圧縮強度と初期および破壊時のサクシヨンとの関係

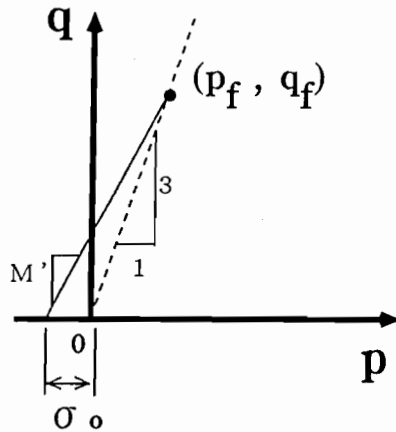


図-6.39 垂直換算応力の計算方法

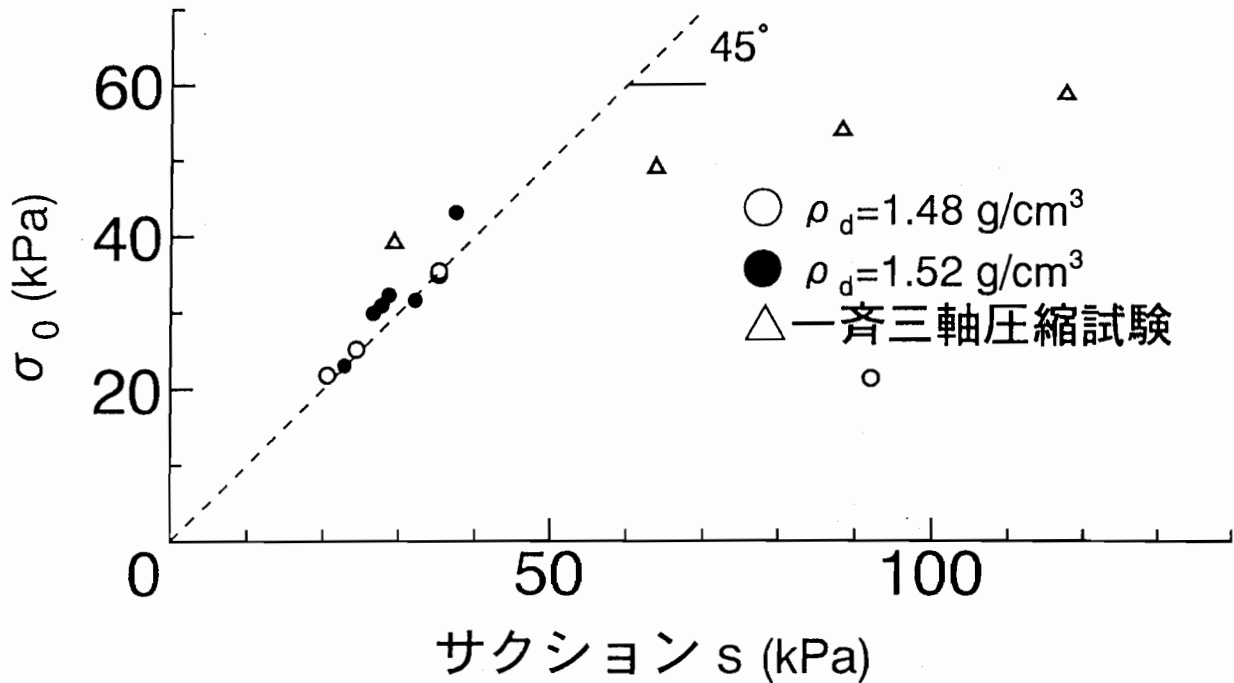


図-6.40 垂直換算応力～サクシヨン関係の比較

している。

一軸圧縮強度 q_u と破壊時の平均有効主応力 p_f の関係は $q_u = 3p_f$ で与えられる。飽和状態における有効応力に関するDLクレアの内部摩擦角 $\phi' = 42^\circ$ のサクシヨン増加に対する変化はわずかであると考えられるので、図-6.39に示す関係を用いて破壊時の換算垂直応力を推定することができる。図-6.40は破壊時のサクシヨンと、図-6.39に示す関係を用いて得られた換算垂直応力 σ_0 の関係を示している。図中

の○印と●印の結果は一軸圧縮強度から推定したものである。また△印のデータは、図-6.31の一斉三軸圧縮試験結果から得られたデータを再プロットしたものである。図中の○印と●印の結果は、△印のプロットと図-6.29に示す傾向から推測される、原点より45°方向に立ち上がった点線付近に分布している。

6.4 まとめ

本章ではサクシヨンの現場測定のためにテンシオメーターとサイクロメーターを用いた測定方法について検討を加えた。このため、両測定器を現場測定に用いる場合に問題となる特性について把握するための実験を行いその結果を示した。さらに、提案測定方法による実斜面における測定結果について検討を加えた。また、サクシヨン～せん断強度増分関係をサクシヨンを測定した一軸圧縮試験により推定する方法について、締固めたシルト質土供試体を用いた実験結果に基づいて検討を加えた。得られた結果についてまとめると以下ようになる。

- (1) テンシオメーターを用いた測定では、長期にわたる場合にポラスカップ内に気泡が溜まることが予測される。そして、今回用いたテンシオメーターでは、気泡が溜まってもサクシヨンの測定値への影響はわずかであることが確認された。また、気泡の影響としては測定にタイムラグが生じることが判明したが、最終的に安定した状態で測定されたサクシヨンは、ほぼテンシオメーター外部のサクシヨンの大きさと一致することが確認された。
- (2) サイクロメーターにおけるサイクロメトリック法と露点法は適用できるpFの限界値もほぼ同じであり、同じ濃度のNaCl水溶液に対してほぼ同じ測定値を与えることが確認された。また、露点法の場合の出力電圧に対しては周辺温度の影響が少ないことが確認された。
- (3) 誘電式土壌水分計の測定値の較正曲線には、較正時の感体内部の土の乾燥方法

や乾燥密度が影響を与えることが確認された。このため現場での設置時には校正時と同じ乾燥密度に感体内部の土を調整する必要があると考えられる。

- (4) 自然斜面における提案方法による測定結果では、サイクロメーターの測定値は不安定なものとなった。これは、サイクロメーターの測定限界以下であったためと考えられる。テンシオメーターは、ケーシングパイプを用いて雨水の浸透等を防ぐ処置をした場合には、長期にわたり信頼性のあるデータが得られた。現場での測定では、測定器の設置方法が重要なポイントとなると考えられる。
- (5) 低飽和度の締固めたシルト質土供試体の一軸圧縮試験結果に基づくサクシオン～換算垂直応力関係は、同じ供試体を用いた三軸圧縮試験から予測される関係に近いことが示された。このことは、サクシオンを測定した一軸圧縮試験によっても、不飽和土のサクシオン～換算垂直応力関係が予測可能であることを示している。よって、サクシオンを測定した一軸圧縮試験は、原位置のサクシオンが測定された場合にその地盤の有する換算垂直応力を知る簡便な方法の一つとなると考えられる。

第7章 結 論

本論文では、不飽和土内の間隙水分分布が土塊の力学的挙動に与える影響の評価方法として、サクシジョンの影響により生じるせん断強度増分を間隙を占めるバルク水と土粒子接点にメニスカスを形成するメニスカス水によるそれぞれの成分に分けて取り扱う考え方を提案した。第3章では、この考え方を取り入れた修正された中間空間滑動面 (Modified ISMP) の概念を導き、その概念に基づいた構成モデルを提案した。さらに、締固めた粘性土の供試体を用いたサクシジョン一定条件下での三軸圧縮・伸張せん断試験を行い、提案モデルの妥当性を検証した。第4章では、第3章と同じ締固め供試体を用いて等方応力条件下およびせん断応力一定条件下における水浸試験を実施し、水浸時に生じるコラプスの定量的評価を行い、あわせて、第3章で提案した構成モデルによる水浸時の挙動の予測と実測値の比較を示した。第5章では、バルク応力 (バルク水により生じるサクシジョン応力の成分) とメニスカス応力 (メニスカス水により生じるサクシジョン応力の成分) を、水分特性曲線と『最乾燥水分線』により定量的に求める方法を提案し、さらにサクシジョン一定条件下の三軸圧縮せん断試験結果に基づいてこの推定方法の妥当性を検証した。また、この2種類のサクシジョン応力成分を考慮したCam Clayモデルに基づく構成モデルを提案した。そして、サクシジョン履歴を与えることにより間隙水分分布の異なる供試体を用いて等方圧縮試験を行い、サクシジョンと平均主応力による等方圧縮試験結果に基づきモデルの定性的な妥当性を検証した。また、サクシジョン一定条件下でのせん断挙動の予測値と実測値を比較して定量的な検証を行った。第6章では、構成モデルを実地盤の挙動予測に適用する際に問題となる地盤土のサクシジョン測定方法として、サイクロメーターとテンシオメーターを組み合わせた測定方法を提案し、その測定法による実斜面でのサクシジョンの測定結果を示した。また、構成モデルを実地盤の挙動予測に適用する際には、原位置でのサクシジョンから地盤土のせん断強度増分を知る必要がある。このため、サクシジョン～せん断強度増分関係を求める方法と

して、サクシオンを測定した一軸圧縮試験の適用性を検討した。各章で得られた研究成果については、各章末尾の「まとめ」で述べられている。ここでは、以下の点について全体を通しての要約を述べ、結論とする。

(1) バルク水とメニスカス水の影響の評価方法

間隙を占めるバルク水と土粒子接点でメニスカスを形成するメニスカス水は、粒子接点に与える影響が異なる。バルク水は粒子接平面に対してせん断力と垂直力を発生させ、メニスカス水は垂直力のみを発生させる。すなわち、バルク水の影響は外力が粒子接点に与える影響と等しい。このためバルク水による応力成分（バルク応力）は、式(5.22)に示されるように外力による応力成分（Net stress）とともに土骨格を圧縮する応力成分として扱うことができる。不飽和状態に対する断面応力は、さらにメニスカスによる応力成分（メニスカス応力）を加えることにより式(5.8)に示すように定義される。

不飽和状態における水分量は式(5.16)に示すように、吸着水、バルク水、メニスカス水に分けることができる。そこで、メニスカス水と吸着水のみでの水分量とサクシオンの関係を示す最乾燥水分線により、図-5.9に示す関係を用いて各水分量を求めることができる。バルク応力、メニスカス応力はこれらの水分量を用いて、式(5.20)、(5.21)で与えられる。図-5.16は、式(5.20)、(5.21)に基づくサクシオン応力の理論値と実測値を比較したものである。理論値は実測値とほぼ一致しており、以上の提案方法が検証されたものと考えられる。

(2) バルク水とメニスカス水の影響を取り入れた構成モデルとその検証

a) Modified ISMPに基づく構成モデル

サクシオンのせん断強度への影響は粘着力として現れる。この粘着力は σ 軸上の

換算垂直応力 σ_0 として評価される。この σ_0 は土塊中に分布した間隙水の有するサクションにより生じるものであるから、(1)で述べたようにバルク水による成分 σ_b とメニスカス水による成分 σ_m に分けることができる(式(3.3))。この考え方に基づくと、大槓の提案した中間空間滑動面(ISMP)の方向余弦は、粒子接点角分布に影響を与える応力である外力(Net stress)とバルク応力により式(3.7)に示すように修正される。修正された中間空間滑動面(Modified ISMP)は、式(3.7)で定義される方向余弦を持つ滑動面である。Modified ISMPに基づく応力とひずみに関するパラメーターによる応力比～ひずみ増分比関係(式(3.25))から、 σ_0 一定面上での降伏線が式(3.44)で与えられる。また、軽部による等塑性体積ひずみ式より、Modified ISMPに基づく等塑性仕事相当量線が式(3.40)に示すように導かれる。式(3.40)および式(3.44)により、 $t_N \sim t_s \sim \sigma_0$ 空間において等塑性仕事相当量面が図-3.18のように定義される。提案した構成モデルではこの面を降伏面とし、3.2(3) f)項で述べている非関連流れ則を適用するものとする。この提案モデルでは、相異なる3主応力条件下およびコラプス時の変形挙動の予測が可能である。また、モデルの特徴としては、サクションの変化に対するパラメーターの修正を考慮しなくてもよいことが挙げられる。

提案した構成モデルによるサクション一定条件下の三軸圧縮・伸張せん断試験の予測値と実測値の比較が図-3.49に、また、等方応力条件下およびせん断応力一定条件下のコラプスの予測値と実測値の比較が図-4.19～4.20および図-4.36に示されている。予測値は実測値に近い値を示していることがわかる。

b) バルク応力とメニスカス応力を取り入れた拡張Cam Clay型の構成モデル

Cam Clayモデルにおける軸圧縮中のエネルギー釣り合い式は、不飽和状態の土に対して式(5.37)のように拡張できるものと仮定する。式(5.37)に直交則を適用し、関連流れ則を仮定すると、式(5.38)に示す等塑性体積ひずみポテンシャルが誘導される。式(5.38)と等方応力下の塑性体積ひずみを与える式(5.39)を組み合わせるこ

とにより、塑性体積ひずみに関する状態境界面が得られる。なお、両式の解としては式 (5.40) の近似式を用いるものとする。また、せん断ひずみに関しては式 (5.37a) に示す流れ則を適用する。せん断中に体積膨張を生じる土に対しては、 $p' \sim q$ 座標軸の原点を通る負荷曲線が新たな塑性体積ひずみ増分を与えるものと仮定する (図-5.41)。この場合、塑性体積ひずみ増分とせん断ひずみ増分は、式 (5.71) および式 (5.72) によりそれぞれ与えられる。

以上のような構成モデルに対して、サクシヨン履歴を与えて間隙水分布の異なる状態となった不飽和供試体を用いた等方圧縮およびせん断試験結果によりその妥当性を検証した。図-5.42はせん断中に飽和度がほとんど変化しなかった場合の三軸圧縮試験結果について、せん断前のサクシヨン応力を用いて予測したものである。モデルによる予測が実験結果とよく対応していることがわかる。図-5.22は等方応力条件下の載荷応力経路と提案モデルにより予測される降伏線の関係を示している。また、図-5.18(a)、5.19は試験により得られた $e \sim \log s$ 関係と $e \sim \log p$ 関係をそれぞれ示している。図-5.18(a)、5.19に示される試験結果は、図-5.22に示される提案モデルによる降伏線に基づく予測を定性的に支持している。

(3) 不飽和土のコラプスに関する実験的検討

不飽和土のコラプスに関する研究は、一次元圧密試験装置に基づいて従来数多く行われている。このような装置では供試体に与えるサクシヨンを制御する形式がとられているが、供試体内の応力として上載圧以外は未知な状態にあり、また供試体への吸排水量は不明である。このためコラプスの本質をとらえることは難しいものと考えられる。そこで、三軸試験装置を用いて等方応力条件下での平均主応力を一定とした水浸試験およびせん断条件下での平均主応力とせん断応力を一定とした水浸試験を行い、実験結果について水浸試験の結果との比較も含めて検討を加えた。また、平均主応力一定条件下においてせん断応力の増加とサクシヨンの増減を与え

る繰返しせん断・水浸試験を行い、実験結果について検討を加えた。得られた結果についての要点を以下に示す。

等方応力条件下での平均主応力を一定とした水浸試験の結果は、次のようにまとめられる。

1. 平均主応力载荷段階の初期に水浸し、その後圧縮した試料（以下、初期水浸試料と呼ぶ）は水浸直後に飽和度が約90%程度になり、サクシオン一定で圧縮後に水浸する（以下、水浸試料と呼ぶ）と、初期水浸試料と水浸試料は同じサクシオンが0の等方応力下において間隙比だけでなく飽和度・含水比も一致する傾向を示した（図-4.5）。
2. 水浸試料の水浸時における間隙比変化量（圧縮量）はその時の平均主応力に依存し、また、水浸試料と初期水浸試料との飽和度差（ δS_r ）の変化に対応した関係を示した。そして、水浸時の最大圧縮量は δS_r が最大となる平均主応力のもとで生じた（図-4.9(c)）。なお、このように水浸時圧縮量が平均主応力に依存した特性が見られるのは、サクシオンおよび平均主応力という2つの要因が土の骨格剛性に影響を与えているためであると考えられる（図-4.11）。
3. コラプス時の間隙比変化量（圧縮量）は、含水比変化量（吸水量）に対し比例的に増加する傾向を示した（図-4.18）。このことは、コラプス時に間隙内へ水が侵入した間隙において粒子接点での滑りが生じて圧縮することを示している。
4. 初期水浸試料をせん断した場合と、水浸試料を水浸後に同じ応力点からせん断した場合を比較すると、せん断強度だけでなく変形特性もほぼ同じであることがわかった（図-4.27、28）。このことは、従来提案されている構成モデルにおいて用いられている仮定に基づく予測と一致している。

せん断条件下で平均主応力とせん断応力を一定とした水浸試験の結果は、次のようにまとめられる。

1. 高いサクシオンのもとで圧縮せん断すると、せん断変形とともに供試体の透水

性が極端に低下する（図-4.31）。この現象には、変形によりバルク水の水膜が破れて排水し、メニスカス化することが影響していると考えられる。

2. コラプス時の間隙比変化量（圧縮量）と含水比変化量（吸水量）の関係は、等方応力条件下における場合と同様に、比例的に増加する傾向を示した（図-4.33）。このことは、コラプスが本質的には吸水による土骨格剛性の低下により生じる現象であることを示していると考えられる。
3. コラプス時に生じるせん断ひずみおよび体積ひずみは、同じ応力状態における初期水浸試料の場合よりも大きくなる（図-4.36）。しかし、初期水浸試料のひずみの原点を水浸試料におけるせん断初期の応力状態とすると、体積ひずみは一致する傾向を示した（図-4.38）。このことは、体積ひずみがコラプスを含めた現象に対して状態量となりうることを示している。なお、現在提案されている構成モデルに基づけば、せん断ひずみが異なるのは硬化パラメーターの変化量の違いであると解釈される。

平均主応力一定条件下においてせん断応力の増加とサクシジョンの増減を与えるせん断・水浸繰返し試験の結果は、次のようにまとめられる。

1. コラプス後にもう一度サクシジョンを減少させてもコラプスは生じなかった（図-4.40）。この現象を現在提案されている構成モデルに基づいて説明することはむずかしい。この理由としては、提案されている構成モデルにおける降伏曲面は、ある土粒子構造における骨格剛性を示しており、コラプスによる粒子の再配列が生じた後の構造に対しては対応していないためであると考えられる。
2. せん断変形を生じると、サクシジョン減少時の吸水曲線（水分特性曲線）は変化する傾向を示した（図-4.44）。これには間隙径分布の変化およびバルク水のメニスカス化が影響を与えているものと考えられる。

（4）地盤土のサクシジョン測定方法と不飽和土のせん断強度の推定方法

サクシヨンの現場測定のために、テンシオメーターとサイクロメーターを用いた測定方法について検討を加えた。このため、両測定器を現場測定に用いる場合に問題となる特性を把握するための実験を行ってその結果を示した。さらに、提案測定方法による実斜面における測定結果について検討を加えた。また、サクシヨン～せん断強度増分関係をサクシヨンを測定した一軸圧縮試験により推定する方法について、締固めたシルト質土供試体を用いた実験結果に基づいて検討を加えた。実験結果についての要点は、以下のようにまとめられる。

1. 自然斜面における提案方法による測定結果では、サイクロメーターの測定値は不安定なものとなった。これは、サイクロメーターの測定限界以下であったためと考えられる。テンシオメーターは、ケーシングパイプを用いて雨水の浸透等を防ぐ処置をした場合には、長期にわたり信頼性のあるデータが得られた。現場での測定では、測定器の設置方法が重要なポイントとなると考えられる。
2. 低飽和度の不飽和土の一軸圧縮試験結果に基づくサクシヨン～換算垂直応力関係は、三軸圧縮試験から予想される関係に近いことが示された。このことは、サクシヨンを測定した一軸圧縮試験によっても不飽和土のサクシヨン～換算垂直応力関係が予測可能であることを示している。よって、サクシヨンを測定した一軸圧縮試験は、原位置のサクシヨンが測定された場合に、その地盤の有する換算垂直応力を知る簡便な方法の一つとなると考えられる。

謝 辞

本論文は、筆者が大学院修士課程より現在まで携わってきた不飽和土に関する研究成果をまとめたものである。この研究に関しては、これまでに様々な方々にお世話になりました。

神戸大学工学部教授 軽部大蔵 先生には、大学院生の時から本論文をまとめるに至るまで、終始御指導いただきました。御指導いただいたことは直接的には研究に関してであります。筆者は人生の様々な面に関して薫陶を得たものと感じております。ここに、心より深く感謝致します。

神戸大学工学部教授 富田佳宏 先生および神戸大学農学部教授 内田一徳 先生には、本論文の作成に当たり貴重な御指導および御助言をいただきました。また、神戸大学工学部助教授 田中泰雄 先生には、論文の作成時の御指導および御助言と、それに至るまでの励ましのお言葉をいただきました。ここに、深く感謝致します。

神戸大学名誉教授 谷本喜一 先生には、筆者が研究者として出発するきっかけを与えていただきました。北海道大学工学部助教授 渋谷 啓 先生には、筆者が研究者として出発して以来、常に暖かい目で見守っていただき、様々な面で励ましのお言葉をいただきました。神戸大学工学部助教授 吉田信之 先生には、不飽和土の研究の出発点において三軸試験装置の自動化にご協力いただき、また、論文の作成に至るまで暖かい目で見守り、御助言をいただきました。ここに、深く感謝致します。

名古屋工業大学工学部助手としての5年間の在職期間は、非常に印象深いものでありました。この間にも様々な方と出会い、影響を受けました。この期間は本研究の発展および自己の視野の拡大に欠かせないものであったと感じています。名古屋工業大学工学部教授 中井照夫 先生には、飽和土の研究と構成式の考え方、ならびに研究者としてのあり方を身を持って教えていただきました。ここに、深く感謝致します。名古屋工業大学工学部助手 孫 徳安 先生には公私にわたりお世話になりました。とくに、弾塑性論と構成モデルに関し親身になって教えていただきました。

岐阜工業高等専門学校助教授 吉村優治 先生には同世代の土質研究者としてともに語り合い、また、実験データの採取に御協力いただきました。(株)大林組技術研究所 山本修一 氏には、同世代の粒状体の研究者としてディスカッションしていただき、目を見張るような刺激をたびたび受けました。感謝致します。名古屋大学工学部教授 浅岡 顕 先生には、暖かい励ましのお言葉をいただき、どれほど勇気づけられたかわかりません。ここに、深く感謝致します。また、名古屋工業大学工学部 松岡 元 教授をはじめとする名古屋工業大学工学部社会開発工学科の教官の方々には研究の場を与えていただきました。ここに、感謝致します。

学会活動を通じて出会った方々にも、大いに影響を受けました。(株)中部地質 阿部廣史 先生には、信州大学御在職の頃より不飽和土実験のパイオニアとして度々御助言をいただきました。農林水産省国際農林水産業研究センター 向後雄二 氏および徳島大学工学部助教授 鈴木 壽 先生には、不飽和土研究の先輩として親しく討論していただき、また、励ましのお言葉をいただきました。鹿児島大学工学部教授 北村良介 先生には、不飽和土の研究を通じてさまざまな御示唆をいただきました。足利工業大学工学部助教授 西村友良 先生および中部大学工学部助教授 杉井俊夫 先生には、同世代の不飽和土研究者として研究を通して刺激を受けました。ここに、感謝致します。

神戸大学での実験では、当時の学生であった平林英明氏、松浦和久氏、篠原雅樹氏、濱田耕一氏、本田道識氏、河井克之氏に協力いただきました。また、名古屋工業大学での実験では、当時の学生であった伊沢開次郎氏、滝脇泰将氏、上田直稔氏、川田喜久氏、加藤直純氏、安藤正貴氏に協力いただきました。論文の作成に関しては、神戸大学大学院生の嘉戸善胤氏に協力いただきました。ここに、感謝致します。

最後に、研究者として出発するという自分の我が儘にも同意し、以後献身的に協力し、昨年(1996年)に三人の子供(秀武・大貴・亜依)を生んでくれた、最愛の妻 美穂子に心より深く感謝致します。また、三人の子供の子育てを助けていただき論文執筆に協力いただいた義父母と、両親に深く感謝致します。

- 1) 阿部廣史、榎本雅夫、岩崎公俊、川上 浩:不飽和土せん断時の有効応力パラメータの推定方法、第26回土質工学研究発表会、土質工学会、pp. 681-684、1991.
- 2) 阿部廣史、畠山正則:不飽和土の一斉一軸・三軸圧縮試験の結果について、不飽和地盤の調査・設計・施工に関するシンポジウム発表論文集、pp. 23-58、1993.
- 3) 阿部廣史:不飽和土の力学特性の評価方法に関する実験的研究、東京大学学位論文、1994.
- 4) Alonso, E.E., Gens, A. and Hight, D.W.: General Report, Groundwater Effects in Geotechnical Eng., Proc. 9th Eur. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Dublin, Vol. 3, pp. 1087-1146, 1987.
- 5) Alonso, E.E., Gens, A. and Josa, A. : A Constitutive Model for Partially Saturated Soils, Geotechnique, Vol. 40, No. 3, pp. 405-430, 1990.
- 6) 安藤正貴: 3主応力下の不飽和土の変形・強度特性とその解析、名古屋工業大学修士論文、1996.
- 7) Barden, L., Madedor, A.O. and Sides, G.R.: Volume Change Characteristics of Unsaturated Clay, Proc. ASCE, Vol. 95, SM1, pp. 33-51, 1969.
- 8) Barden, L., Sides, G.R.: Engineering Behavior and Structure of Compacted Clay, ASCE, Vol. 96, SM4, pp. 1171-1200, 1970.
- 9) Bishop, A.W.: The Principle of Effective Stress, Teknisk Ukeblad, Vol. 39, pp. 859-863, 1959.
- 10) Bishop, A. W, Alpan, I., Blight, G.E. and Donald, I.B.: Factors Controlling the Strength of Partly Saturated Cohesive Soils, Research Conf. Shear Strength of Cohesive Soils, Proc. and Disc. ASCE, pp. 503-532, 1960.

- 11) Bishop, A.W. and Blight, G.E. : Some Aspects of Effective Stress in Saturated and Partly Saturated Soils, *Geotechnique*, Vol.13, No.3, pp.177-197, 1963
- 12) Brooks, R.H. and Corey, A.T. : Properties of Porous Media Affecting Fluid Flow, *Proc. ASCE*, Vol.92, No. IR2, pp.61-88, 1966.
- 13) Buckingham, E., U.S.D.A. Bur. of soils, Bul.38, 1907.
- 14) Chahl, R.S. and Young, R.N., Validity of the Soil Water Characteristics Determined with the Pressurized Apparatus, *Soil Sci.*, Vol.99, pp.98-103, 1965.
- 15) Coleman, J.D. : Stress/Strain Relations for Partly Saturated Soil, Correspondence, *Geotechnique*, Vol.12, No.4, pp.348-350, 1962.
- 16) Cui, Y.J. and Delage, P. : Yielding and Plastic Behaviour of an Unsaturated Compacted Silt, *Geotechnique*, Vol.46, No.2, pp.291-311, 1996.
- 17) 土壤物理研究会編 : 土の物理学、森北出版、pp.222-225、1979.
- 18) Day, P.R. : *Soil sci.*, Vol.54, p.391, 1947.
- 19) Drucker, D.C., Gibson, R.E., and Henkel, D.J. : Soil Mechanics and Work-hardening Theories of Plasticity, *ASCE, Trans.*, Paper No.2864, pp.338-346, 1957.
- 20) Edlefsen, N.E. and Anderson, B.C., *Hilgardia*, Vol.15, p.31, 1943.
- 21) Escario, V. and Saez, J. : The Shear Strength of Partly Saturated Soils, *Geotechnique*, Vol.36, No.3, pp.453-456, 1986.
- 22) Fredlund, D.G. and Morgenstern, N.R. : Constitutive Relations for Volume Change in Unsaturated Soils, *Can. Geotech. J.* Vol.13, pp.261-276, 1976.

- 23) Fredlund, D.G. and Morgenstern, N.R. : Stress State Variables for Unsaturated Soils, Proc. ASCE, Vol.103, No. GT5, pp.447-466, 1977.
- 24) Fredlund, D.G., Morgenstern, N.R. and Widger, R.A. :The Shear Strength of Unsaturated Soils, Can. Geotech. J., Vol.15, No.3, pp.313-321, 1978.
- 25) Fredlund, D.G., Rahardjo, H., and Gan, J.K.M. : Non-Linearity of Strength Envelope for Unsaturated Soils. Proc. 6th Int. Conf. on Expansive Soils Vol. 1, pp.49-54, 1987.
- 26) Fredlund, D.G., Vanapalli, S.K., Xing ,A. and Pufahl, D.E. : Predicting the Shear Strength Function for Unsaturated Soils Using the Soil-water Characteristic Curve, Proceedings of 1st International Conference on Unsaturated Soils, Vol.1, pp.43-46, 1995.
- 27) Gardner, W. et al., Phys. Rev. Ser.2, No.20, p.196, 1922.
- 28) 浜田耕一:不飽和土の力学的挙動に与える間隙水分布の影響に関する研究、神戸大学大学院工学研究科修士論文、1993.
- 29) Hashiguchi, K. and Ueno, M. : Elastoplastic Constitutive Laws of Granular Materials, Constitutive Equation of Soils, Proc. 9th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng., Spec. Ses. 9, Edited by Murayama, S. and Schofield, A.N., Tokyo, JSSMFE, pp.73-82, 1977.
- 30) 東山勇、石田朋靖 : p F の基本的意味 (その2) 、土と基礎、Vol.34、No.12、pp.71-76、1986.
- 31) 岩田進牛 : 土壌水のエネルギー概念について、日本土壌肥学科雑誌、Vol.32、No.11、pp.572-580、1961.
- 32) Jennings, J.E. and Brnland, J.B. : Limitations to the Use of Effective Stresses in Partly Saturated Soils, Geotechnique Vol.12, No.2, pp.125-144, 1962.

- 33) Jennings, J.E. and Knight K.: The Additional Settlement of Foundations due to a Collapse of Structure of Sandy Subsoils on Wetting, Proc. 4th Int. Conf. Soil Mech. Found. Eng. Vol.1, pp.316-319, 1957.
- 34) 軽部大蔵、苗村康造、森田 登、岩崎哲雄：不飽和土の力学的性質に関する基礎的研究、土木学会論文集、No.269、pp.105-119、1978.
- 35) 軽部大蔵：不飽和土の応力・ひずみ式と有効応力、土と基礎、Vol.29、No.6、pp.13-18、1981.
- 36) 軽部大蔵、加藤正司、勝山潤一：不飽和カオリンの有効応力と力学定数、土木学会論文集、No.370、pp.179-188、1986.
- 37) Karube, D.: New Concept of Effective Stress in Unsaturated Soil and Its Proving Test, Advanced Triaxial Testing of Soil and Rocks, ASTM STP 977, pp.539-552, 1988.
- 38) 軽部大蔵：不飽和土の応力・ひずみ関係概説、不飽和地盤の土質工学的性質、土質工学会関西支部講習会テキスト、pp.1-17、1989.
- 39) 軽部大蔵、勝山潤一、西海健二、丹羽尚人：不飽和土の三軸圧縮状態における降伏関数、土木学会論文報告集、No.406、pp.205-212、1989.
- 40) Karube, D. and Kato, S.: An Ideal Unsaturated Soil and the Bishop's Soil, Proc. 13th Int. Conf. SMFE, Vol.1, pp.43-46, 1994.
- 41) 軽部大蔵、加藤正司、浜田耕一、本田道識：不飽和土の間隙水の状態と土塊の力学的挙動の関係について、土木学会論文集、No.535、pp.83-92、1996.
- 42) 加藤正司、松岡 元：軸対称応力状態における不飽和土のせん断挙動の解析、土木学会論文集、No.493/Ⅲ-27、pp.99-107、1994.
- 43) Kato, S. and Matsuoka, H.: Suction Effect on Saturated Soil Evaluated 'Bonding Stress', Proc. of Pre-failure deformation of Geomaterials, Balkema, pp.439-444, 1994.

- 44) Kato, S., Matsuoka, H. and Sun, D.A.: A Constitutive Model for Unsaturated Soil Based on Extended SMP, Proc. 1st International Conf. on Unsaturated Soils, Vol. 2, pp. 739-744, 1995.
- 45) 加藤正司、軽部大蔵、本田道識、藤原照幸:不飽和土の圧縮性に及ぼす間隙水分布の影響に関する研究、土木学会論文集、No. 535、1996。(掲載予定)
- 46) Kawakami, H. and Abe, H. : Volume Change Characteristic and Collapse in Unsaturated Soils during Triaxial Test, Proc. 5th Asian Reg. Conf. SMFE, Vol. 1, pp. 111-116, 1975.
- 47) 岸上 定男、高橋 悟、粘土の力学的性質に及ぼす含水量の影響に関する実証的研究、土質工学会論文報告集、Vol. 16、No. 3、1976.
- 48) 向後雄二: 不飽和土の力学的挙動に対する弾塑性論的解釈と解析、不飽和土の工学的性質研究の現状シンポジウム論文集、土質工学会、pp. 69-78、1987.
- 49) Kohgo, Y., Nakano, M. and Miyazaki, T.: Theoretical Aspects of Constitutive Modelling for Unsaturated Soils, Soils and Foundations, Vol. 33, No. 4, pp. 49-63, 1993.
- 50) Kohgo, Y., Nakano, M. and Miyazaki, T.: Verification of the Generalized Elastoplastic Model for Unsaturated Soils, Soils and Foundations, Vol. 33, No. 4, pp. 64-75, 1993.
- 51) Lawton, E.C., Frigaszy, R.J. and Hardcastle, J.H.: Collapse of Compacted Clayey Sand, Proc. ASCE, Vol. 115, No. GT9, pp. 1252-1267, 1989.
- 52) Lawton, E.C., Fragaszy, R.J. and Hardcastle J.H.: Stress Ratio Effects on Collapse of Compacted Clayey sand, Jour. of Geotech. Eng., Vol. 117, No. 5, pp. 714-73, 1991.
- 53) Maswoswe, J.: Stress Paths for a Compacted Soil during Collapse due to Wetting, Ph. D. Thesis, University of London, 1-485, 1985.

- 54) Matsuoka, H. and Nakai, T. : Stress-Deformation and Strength Characteristics of Soil under Three Different Principal Stresses, Proc. JSCE, No. 232, pp. 59-70, 1974.
- 55) 松岡 元、加藤正司：水の表面張力によるアルミ棒積層体の粘着力の微視的考察、粒状体の力学シンポジウム 発表論文集、土質工学会、pp. 25-28, 1993.
- 56) 松岡 元、孫 徳安：粘着成分を有する摩擦性粒状材料の変形・強度の統一的解釈、土木学会論文集、No. 463/Ⅲ-22, pp. 163-172, 1993.
- 57) Matyas, E. L. and Radhakrishna, H. S. : Volume Change Characteristics of Partially Saturated Soils, Geotechnique, Vol. 18, No. 4, pp. 432-448, 1968.
- 58) 三田地利之、工藤 豊：サクシヨンと一軸圧縮強度に基づく粘非排水強度推定法、土木学会論文集、No. 541/Ⅲ-35, pp. 147-158, 1996.
- 59) Nakai, T. and Mihara, Y. : A New Mechanical Quantity for Soils and Its Application to Elastoplastic Constitutive Model., Soils and Foundations, Vol. 24, No. 2, pp. 82-94, 1984.
- 60) Nakai, T. : An Isotropic Hardening Elastoplastic Model for Sand Considering the Stress Path Dependency in Three-dimensional Stresses, Soils and Foundations, Vol. 29, No. 1, pp. 119-137, 1989.
- 61) Nobari E. S. and Duncan J. M. : Effect of Reservoir Filling on Stresses and Movements in Earth and Rock Fill Dams, Geotechnical Engineering Report No. TE-72-I, University of California, Berkeley, pp. 1-198, 1972.
- 62) Ohmaki, S. : Strength and Deformation Characteristics of Overconsolidated Cohesive Soil, Proc. 3rd. Int. Conf. on Numerical Method in Geomechanics, Aachen, pp. 465-474, 1979.

- 63) Roscoe, K.H., Schofield, A.N. and Thurairajah, A. : Yielding of Clay in State Wetter than Critical, *Geotechnique*, Vol.13, No.3, pp.211-240, 1963.
- 64) Savage, M.J. et al:Calibration of Thermocouple Hygrometers using the Dewpoint Technique, *South African Journal of Science*, Vol,77 pp.24-27, 1981.
- 65) Schofield, R.K. :Trans. 3rd Int. Congress. Soil Sci., Vol.2, p.37, 1935.
- 66) Skempton, A.W. :Adress on Effective Stress in Soils, Concrete and Rocks, Pore Pressure and Suction in Soils, Conf. Butterworth London, pp.4-16, 1960.
- 67) Sokoloskii:Statics of Granular Media, Pergamon Press, p.2, 1965.
- 68) 鈴木重義 :テンシオメーター、土と基礎、Vol.29、NO.6、p.25、1981.
- 69) Terzaghi, K:Theoretical of Soil Mechanics、Wiley, New York, 1948.
- 70) 堤 肇 :不飽和土のストレス・プローブ試験、神戸大学修士論文、 1984.
- 71) 宇野尚雄、佐藤 健、柘植浩史 : 2, 3 の砂質土の水分保持特性、不飽和土の工学的性質の研究の現状シンポジウム論文集、土質工学会、pp.187-192、1987.
- 72) van Genuchten, M. Th. :A Closed-Form equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils, *Soil Sci. Soc. Am. J.* Vol. 44, pp.892-898, 1980.
- 73) Wheeler, S.J. and Sivakumar, V., : Critical State Concepts for Unsaturated Soil, Proc. 7th Int. Conf. on Expansive Soils Vol. 1, pp.167-172, 1992.
- 74) 山口伯樹 :土質力学、技報堂、1969.

付録-1 図-5.2の計算方法について

付図-A1に示すように等大円柱の2粒子モデルにおいて粒子間に水のメニスカスが生じている場合、粒子間に作用する圧縮内力 p_i (単位奥行き当たり) は、力の釣り合い式より次式で与えられる。

$$p_i = 2T \cos\{90^\circ - (\alpha + \delta)\} + (u_a - u_w) 2R \sin \alpha \quad (A1)$$

ここに、

T : 水の表面張力、(水温 20°C で 72.8 dyn/cm)

α : 粒子接点からメニスカスまでの水の付着角、

δ : メニスカスの接触角、

u_a 、 u_w : 空気圧および水圧、

R : 粒子半径。

ここで付図-A2に示すようなメニスカス断面方向の力の釣り合いを考えると、空気圧と水圧の圧力差は次式で与えられる。

$$u_a - u_w = \frac{T}{R_m} \quad (A2)$$

ここに、 R_m : メニスカス半径、

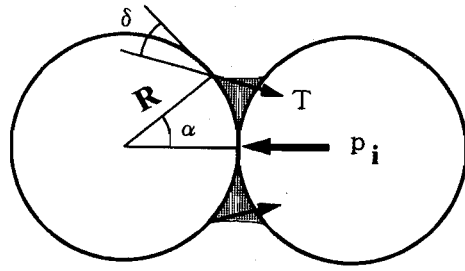
また、メニスカス半径 R_m は幾何学的関係から次式で与えられる。

$$R_m = \frac{r(1 - \cos \alpha)}{\cos(\alpha + \delta)} \quad (A3)$$

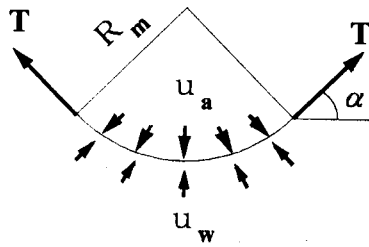
図-5.1に示す3粒子モデルにおいて、図(a)のメニスカス水のみ場合では圧縮内力 p_2 および p_3 は、式(A1)で示される圧縮内力 p_i に等しい。付図-A3に示すようなバルク水が存在する場合は、合力 f_1' は力の釣り合いから次式で与えられる。

(ただし、記号は付図-A2と同様である。)

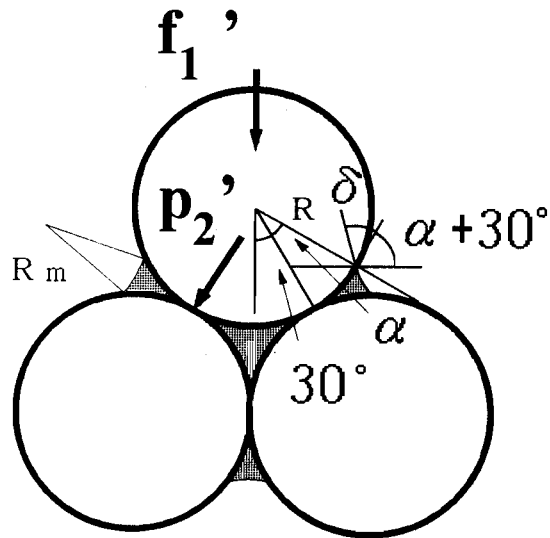
$$f_1' = 2T \cos\{90^\circ - (\alpha + 30^\circ + \delta)\} + (u_a - u_w) 2R \sin(\alpha + 30^\circ) \quad (A4)$$



付図-A1 2球モデルの圧縮内力



付図-A2 メニスカス断面に作用する力



付図-A3 バルク水を持つ3粒子モデルにおける圧縮内力

この時、圧縮内力 p_2' および p_3' は合力 f_1' を用いて、次式により表される。

$$p_2' = p_3' = \frac{f_1'}{2 \cos 30^\circ} \quad (A5)$$

よって、水の付着角 α をパラメータとして、式(A2)からメニスカス水のみの場合の圧縮内力が、式(A4)、(A5)からバルク水のある場合の圧縮内力が求められ、それぞれ式(A3)で示されるサクション ($u_a - u_w$) と関連づけることができる。図-5.2は、このようにして求めた圧縮内力を粒子直径で除した力とサクションの関係を描いたものである。(なお、図-5.2の計算においては、 $\phi 3\text{mm}$ のアルミ棒により実測されたメニスカスの接触角 $\delta = 60^\circ$ を用いた。) 図-5.1の3粒子モデルにおいては式(A3)のサクションが0となる角度 α の場合でも、式(A2)、(A4)の第2項は0とならず、圧縮内力は存在することになる。

付録-2 水平力Hおよび垂直力Nの誘導

簡単のためにメニスカスの接触角 $\delta = 0^\circ$ とする。上下粒子間の隙間がわずかである場合は、上下方向の2粒子を含む3粒子間の幾何学的形状は、付図-A3の粒子配置により近似される。よって、水平力Hは式(A4)において $\alpha = 30^\circ$ とした場合の圧縮内力 p_i で与えられる。また、垂直力Nについては式(A4)において $\alpha = 30^\circ$ とし、さらに右边第2項および第3項中の角度 30° を 60° に置き換えた場合の圧縮内力 p_i と等しくなる。