



| | |
|------------------|---|
| Title | 粘土の変形挙動におよぼす載荷履歴の影響の実験的解明とその定式化に関する研究 |
| Author(s) | 福田, 文彦 |
| Citation | 北海道大学. 博士(工学) 乙第6151号 |
| Issue Date | 2003-12-25 |
| DOI | 10.14943/doctoral.r6151 |
| Doc URL | http://hdl.handle.net/2115/32694 |
| Type | theses (doctoral) |
| File Information | 6151.pdf |



[Instructions for use](#)

粘土の変形挙動におよぼす載荷履歴の影響の
実験的解明とその定式化に関する研究

2003年12月

福 田 文 彦

目 次

| | |
|---------------------------------------|----|
| 目 次 | i |
| 記 号 説 明 | iv |
| 1. 序 論 | 1 |
| 1.1 研究の背景 | 2 |
| 1.2 研究目的と本論文の構成 | 4 |
| 2. 従来の研究の概観 | 6 |
| 2.1 カムクレイ | 7 |
| 2.1.1 Henkel の実験と状態境界面の概念 | 7 |
| 2.1.2 カムクレイ | 7 |
| 2.2 過圧密粘土の変形挙動と構成モデル | 10 |
| 2.2.1 過圧密粘土の変形挙動 | 10 |
| 2.2.2 過圧密粘土の構成モデル | 10 |
| 2.3 地盤材料の異方性と構成モデル | 13 |
| 2.3.1 異方性 | 13 |
| 2.3.2 砂の異方性に関する実験的研究 | 13 |
| 2.3.3 粘土の異方性に関する実験的研究 | 17 |
| 2.3.4 粘土の異方性に関する理論的研究 | 18 |
| 2.4 本研究の着想の背景 | 21 |
| 3. 実 験 | 23 |
| 3.1 実験の概要 | 24 |
| 3.1.1 三軸試験 | 24 |
| 3.1.2 中空ねじり試験 | 28 |
| 3.2 粘土試料 | 31 |
| 3.3 三軸試験 | 32 |
| 3.3.1 三軸試験装置 | 32 |
| 3.3.2 等方過圧密履歴の影響に関する実験(I 試験) | 34 |
| 3.3.3 非 p' 一定排水せん断履歴の影響に関する実験(C 試験) | 34 |
| 3.3.4 等方正規圧密粘土の非排水三軸圧縮試験(U 試験) | 35 |
| 3.3.5 応力の制御 | 35 |
| 3.4 中空ねじり試験 | 37 |
| 3.4.1 応力とひずみ | 37 |
| 3.4.2 中空ねじり試験装置 | 40 |
| 3.4.3 異方せん断履歴の影響に関する実験(A 試験) | 43 |
| 3.4.4 応力の制御 | 45 |

| | | |
|-------|--|-----|
| 4. | 実験結果とその考察 | 50 |
| 4.1 | 試料の基本的特性 | 51 |
| 4.1.1 | 等方圧縮・膨張特性 | 51 |
| 4.1.2 | 強度特性 | 51 |
| 4.2 | 載荷履歴を受けた粘土の降伏挙動 | 56 |
| 4.2.1 | 状態境界面の概念と過圧密および 非 p' 一定排水せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動 | 56 |
| 4.2.2 | 異方せん断履歴を受けた粘土のせん断ひずみ挙動 | 59 |
| 4.3 | 面積ひずみによる変形挙動の整理 | 63 |
| 4.3.1 | σ_3' 面の面積ひずみ | 63 |
| 4.3.2 | 過圧密履歴および非 p' 一定せん断履歴を受けた粘土の 面積ひずみ挙動 | 66 |
| 4.3.3 | 異方せん断履歴を受けた粘土の面積ひずみ挙動 | 69 |
| 4.4 | 降伏後の塑性ひずみ挙動 | 73 |
| 4.4.1 | 降伏点 | 73 |
| 4.4.2 | ストレス・ダイランシー関係におよぼす 載荷履歴の影響 | 73 |
| 4.4.3 | 体積ひずみと面積ひずみの関係 | 77 |
| 4.4.4 | 塑性主ひずみ増分方向におよぼす 異方せん断履歴の影響 | 82 |
| 4.4.5 | 塑性主ひずみ増分と中間主応力パラメータ b_c の関係 | 84 |
| 5. | 平均有効応力一定条件下における応力～ひずみ関係の定式化 | 86 |
| 5.1 | 応力～ひずみ関係を記述するための座標系 | 87 |
| 5.2 | 降伏条件式 | 87 |
| 5.3 | 弾性ひずみ増分挙動の定式化 | 90 |
| 5.4 | 塑性ひずみ増分挙動の定式化 | 92 |
| 5.4.1 | $\bar{\omega}_3^p$ 増分挙動 | 92 |
| 5.4.2 | ダイランシー挙動 | 92 |
| 5.4.3 | 塑性ひずみ増分式 | 96 |
| 5.5 | 提案モデルによる p' 一定排水せん断挙動の予測 | 97 |
| 5.5.1 | 過圧密履歴を受けた場合 | 97 |
| 5.5.2 | 非 p' 一定せん断履歴を受けた場合 | 102 |
| 5.5.3 | 異方せん断履歴を受けた場合 | 107 |

| | | |
|-------|--|-----|
| 6. | 応力～ひずみ関係に及ぼす平均有効応力変化の影響の定式化 | 113 |
| 6.1 | 降伏条件式 | 114 |
| 6.1.1 | 等方圧縮時の塑性ひずみ挙動 | 114 |
| 6.1.2 | 降伏条件式 | 117 |
| 6.2 | 塑性ひずみ式 | 120 |
| 6.2.1 | 塑性ひずみ増分の重ね合わせ | 120 |
| 6.2.2 | 等方圧縮時の塑性ひずみ増分挙動 | 120 |
| 6.2.3 | p' 一定排水せん断時の $\tilde{\omega}_3^p$ 増分挙動 | 121 |
| 6.2.4 | ダイランシー挙動 | 121 |
| 6.2.5 | 塑性ひずみ増分式 | 124 |
| 6.3 | モデルと実験結果の比較 | 126 |
| 6.3.1 | 非 p' 一定排水せん断時の応力～ひずみ関係 | 126 |
| 6.3.2 | 非排水せん断時の応力～ひずみ関係 | 133 |
| 7. | 結 論 | 135 |
| | 参 考 文 献 | 140 |
| | あ と が き | |

記号説明

| | |
|-------------|--|
| I試験 | 過圧密粘土の p' 一定排水三軸圧縮試験 |
| C試験 | 非 p' 一定排水せん断履歴を受けた粘土の p' 一定排水三軸圧縮試験 |
| A試験 | 異方せん断履歴を受けた粘土の p' 一定排水中空ねじり試験 |
| \bar{H} | ひずみの基準における供試体高さ |
| \bar{r}_o | 中空ねじり試験のひずみの基準における供試体の外半径 |
| \bar{r}_i | 中空ねじり試験のひずみの基準における供試体の内半径 |
| H | 現時点における供試体高さ |
| r_o | 中空ねじり試験の現時点における供試体の外半径 |
| r_i | 中空ねじり試験の現時点における供試体の内半径 |
| V_0 | ひずみの基準における供試体の体積 |
| W | 供試体に載荷される軸力 |
| M_T | 中空ねじり試験のねじりトルク |
| P_o | 中空ねじり試験の外側圧 |
| p_i | 中空ねじり試験の内側圧 |
| u | 間隙水圧 |
| w | 供試体の鉛直変位 |

| | |
|------------------------------|--------------------------|
| θ | 中空供試体の回転角 |
| u_o | 中空供試体の外半径変位 |
| u_i | 中空供試体の内半径変位 |
| $\Delta V_s, \Delta V_s$ | 供試体の体積変化 |
| ΔV_h | 中空ねじり試験の内空部の体積変化 |
| σ'_{zz} | 有効軸応力 |
| $\tau_{z\theta}$ | 中空ねじり試験のせん断応力 |
| σ'_{rr} | 有効半径応力 |
| $\sigma'_{\theta\theta}$ | 中空ねじり試験の有効周応力 |
| ε_{zz} | 軸ひずみ |
| $\gamma_{z\theta}$ | 中空ねじり試験のせん断ひずみ(純粋せん断ひずみ) |
| ε_{rr} | 半径ひずみ |
| $\varepsilon_{\theta\theta}$ | 中空ねじり試験の周ひずみ |

なおひずみに上付の e が付いている場合には弾性ひずみ成分を, e が付いていない場合には塑性ひずみ成分をそれぞれ表す.

| | |
|-------------|---------|
| σ'_1 | 最大有効主応力 |
| σ'_2 | 中間有効主応力 |
| σ'_3 | 最小有効主応力 |

| | |
|----------------------|--|
| ε_1 | 最大主ひずみ |
| ε_2 | 中間主ひずみ |
| ε_3 | 最小主ひずみ |
| v | 体積ひずみ |
| p' | 平均有効主応力 ($=(\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3)/3$) |
| q | 主応力差 ($=\sigma'_1 - \sigma'_3$) |
| τ_{oct} | 八面体面上のせん断応力 ($=\sqrt{(\sigma'_1 - \sigma'_2)^2 + (\sigma'_2 - \sigma'_3)^2 + (\sigma'_3 - \sigma'_1)^2} / 3$) |
| η | 応力比 ($=q/p'$) |
| e | 間隙比 |
| b_σ | 中間主応力パラメータ ($=(\sigma'_2 - \sigma'_3)/(\sigma'_1 - \sigma'_3)$) |
| b_ε | 中間主ひずみパラメータ ($=(d\varepsilon_2 - d\varepsilon_3)/(d\varepsilon_1 - d\varepsilon_3)$) |
| α_σ | z 軸に対する σ'_1 軸の回転角 ($\tan 2\alpha_\sigma = 2\tau_{z\theta} / (\sigma'_{zz} - \sigma'_{\theta\theta})$) |
| α_ε | z 軸に対する $d\varepsilon_1^p$ 軸の回転角 ($\tan 2\alpha_\varepsilon = 2d\gamma_{z\theta}^p / (d\varepsilon_{zz}^p - d\varepsilon_{\theta\theta}^p)$) |
| p'_0 | 等方圧密圧力 |
| O. C. R. | 過圧密比 |
| α_σ^p | 中空ねじり試験の異方応力載荷過程における α_σ |
| α_σ^s | 中空ねじり試験のせん断過程における α_σ |

| | |
|--|---|
| ψ | 中空ねじり試験の異方応力載荷過程とせん断過程間の σ_1' 軸の 回転角 ($=\alpha_{\sigma^s} - \alpha_{\sigma^p}$) |
| λ | $e \sim \ln p'$ 面上における等方正規圧密線の傾き (圧縮指数) |
| κ | $e \sim \ln p'$ 面上における等方膨張線の傾き (膨張指数) |
| e_0 | ひずみの基準における間隙比 (等方圧密終了点の間隙比) |
| ϕ_d | 排水せん断抵抗角 |
| M | 限界状態パラメータ ($=3\tau_{ocr} / (\sqrt{2} p')$) |
| e_f | 破壊点の間隙比 |
| $\bar{\epsilon}_{11}$ | 最大主応力方向に生じる軸ひずみ |
| $\bar{\epsilon}_{22}$ | 中間主応力方向に生じる軸ひずみ |
| $\bar{\epsilon}_{33}$ | 最小主応力方向に生じる軸ひずみ |
| $\bar{\epsilon}_{13}, \bar{\epsilon}_{31}$ | 最大主応力軸と最小主応力軸に関するせん断ひずみ (純粹せん 断ひずみ, $\bar{\epsilon}_{13} = \bar{\epsilon}_{31}$) |
| $\bar{\omega}_3$ | σ_3' 軸を法線とする面の面積ひずみ ($=\bar{\epsilon}_{11} + \bar{\epsilon}_{22}$) |
| χ | σ_1' 軸に対する $d\epsilon_1^p$ 軸の偏差角 ($=\alpha_{\epsilon} - \alpha_{\sigma}$) |
| f | 降伏条件式 |
| E | 弾性ヤング係数 |

- ν 弾性ポアソン比
- A 正規圧密粘土の $\eta \sim \bar{\omega}_3$ 関係を Kondner 式によって定式化する際のパラメータ (実験定数)
- B 正規圧密粘土の $\eta \sim \bar{\omega}_3$ 関係を Kondner 式によって定式化する際のパラメータ (実験定数)
- α 正規圧密粘土の $d\bar{\omega}_3/d\nu^p \sim \nu^p$ 関係を1次近似する際のパラメータ (実験定数)
- β 正規圧密粘土の $d\bar{\omega}_3/d\nu^p \sim \nu^p$ 関係を1次近似する際のパラメータ (実験定数)

第1章 序 論

1.1 研究の背景

従来、斜面崩壊などの地盤の破壊に関連した問題は安定問題と呼ばれ、応力の釣り合い条件と地盤の強度特性(破壊規準)から問題が解かれてきたが、地盤の強度は様々な条件によって大幅に変化することが知られており、荷重の載荷速度や地盤の間隙水圧消散速度のみならず、地盤が過去に受けた応力履歴や破壊に至までの有効応力径路などの違いによっても著しく異なった値を示す。また載荷重による地盤の変形～時間関係は圧密問題と呼ばれており、主としてTerzaghiやBiotにより提案された圧密方程式によって問題が解かれてきた。しかしこれらの方程式に組み込まれている構成モデルは単純なHook則であり、実際の地盤の複雑な応力～ひずみ関係を表すことはできない。近年におけるコンピュータ技術の急速な発達はこのように別個の問題として取り扱われてきた安定問題と圧密問題を、地盤材料の構成モデルを組み込んだ単一の支配方程式を解く問題へと帰着させようとしている。このような解析ではエネルギー原理を用いることから解析対象の応力～ひずみ関係の正確なモデルがそもそも不可欠である。また逆説的にはなるが、正確なモデルが組み込まれた支配方程式を解けば、安定問題における強度の問題や圧密問題における構成モデルの欠陥なども自ずから解決されることになる。

土や金属など塑性材料の構成関係の定式化にあたっては主に弾塑性流れ理論が用いられる。地盤材料の力学的特性の定式化にあたこ

の理論を陽な形で適用したのはDruckerとHenkelの研究¹⁾やケンブリッジグループの研究²⁾が最初である。特にケンブリッジグループが発表した粘土の構成モデルはカムクレイ³⁾と呼ばれており、粘土の力学的挙動を定性的に予測できるのみならず、粘土のいくつかの特徴的な挙動、すなわち等方載荷履歴のみならずせん断載荷履歴によっても塑性硬化が生じることやダイランシー等、の説明が可能である。発表後約半世紀を経た今日において、カムクレイは「教育的モデル」あるいは「理想粘土のモデル」として多数の教科書で取り上げられている。またカムクレイを構成モデルとする圧密と変形の有限要素法連成解析を行うためのコンピュータプログラム⁴⁾も発表されており、実務においてもこのような解析が次第に一般化しつつある。しかしカムクレイには次に述べる2つの重大な問題がある。

- 1) 上述の通りカムクレイは、等方載荷に伴う塑性硬化のみならず、せん断に伴う硬化をも表現可能なモデルである。しかしモデルから予測される過圧密粘土の降伏応力と実際の降伏応力は著しく異なっている。
- 2) せん断載荷を受けた粘土の力学挙動は著しい異方性を示す。それに対し等方硬化モデルであるカムクレイはこれを全く表現できない。

これらの問題を解決すべく構成モデルの研究が活発に進められている。しかしこれらの問題を十分に解決したと言えるモデルは未だ提案されていないのが現状である。

1.2 研究目的と本論文の構成

本研究では軟化が生じない程度に過圧密された粘土やせん断履歴によって異方性を示すようになった粘土の中～大ひずみ域における構成モデルの提案を目的とする。そのため、まず、載荷履歴が粘土の変形挙動におよぼす影響を解明するための一連の実験を行い、次いで履歴の影響を十分な精度で表現できる構成モデルの誘導を行う。本論文はこの第1章も含め全体で7章から構成されている。以下は第2章から第7章の概要についてまとめたものである。

第2章では本研究に関連する過去に行われた研究の概観を行い、本研究の着想にいたった背景とその位置づけについて明らかにする。

第3章では粘土の力学特性におよぼす載荷履歴の影響を調べるために行った一連の実験について説明する。試料には再構成粘土を使用しており、全体で4つのシリーズからなる三軸圧縮と中空ねじり試験を行った。

第4章では新たなひずみパラメータである σ_3' 軸を法線とする面の面積ひずみ $\bar{\omega}_3$ の提案を行い、載荷履歴を受けた粘土の変形挙動に関する実験結果をこの $\bar{\omega}_3$ を用いて整理することにより、軽い過圧密粘土の降伏挙動とせん断履歴を受けた粘土の異方降伏挙動が統一的に解釈できることを示す。またカムクレイの基礎となる状態境界面の概念の妥当性や、塑性面積ひずみと塑性体積ひずみの関係、主応力軸と塑性主ひずみ増分軸の共軸性の有無などについても検討する。

第5章では平均有効応力一定条件下における構成モデルを提案する。またモデルと実験結果の比較から、過圧密粘土の降伏挙動やダイレタンシー挙動に現れる過圧密比依存性、せん断履歴を受けた粘土の変形挙動に現れる誘導異方性など、既存のモデルでは十分に表すことのできない粘土の挙動を、提案モデルが定量的にも十分な精度で表現できることを示す。

第6章では第5章で提案したモデルを平均有効応力が変化する条件下においても適用できるように拡張する。拡張モデルは非排水せん断試験の有効応力経路や応力～ひずみ関係などを十分な精度で表現可能である。またせん断応力のみならず平均有効応力も変化する応力経路に沿って載荷する際の排水せん断挙動についても精度よく予測することが可能である。なおこのような応力経路に沿って行われる載荷を非 p 一定せん断と呼ぶ。

第7章は本研究の結論であり、得られた成果をまとめるとともに今後の課題と展望について述べる。

第2章 従来の研究の概観

第2章 従来の研究の概観と本研究の位置づけ

2.1 カムクレイ

2.1.1 Henkelの実験と状態境界面の概念

Henkelは再構成粘土を試料とする大規模な三軸試験を行い，等方正規圧密粘土の間隙比と有効応力の間に一義的な関係があることを明らかにした⁵⁾．ケンブリッジグループはこの実験結果を参照し，三軸圧縮条件下における粘土の降伏挙動を説明するため，状態境界面の概念²⁾を提案した．この概念では，粘土が非可逆ひずみの発生が卓越する弾塑性状態にある場合，平均有効主応力 $p' = (\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3) / 3$ ，主応力差 $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$ および間隙比 e の間に，粘土の物性のみによって決まり載荷履歴などには依存しない一義的な関係が存在するものと仮定している．次に図2-1に示すように，仮定された関係を p' ， q および e を座標軸とする三次元空間の中に曲面として表し，この曲面を状態境界面と名付けた．そして境界面上を弾塑性状態，面内を可逆ひずみの発生が卓越する弾性状態と仮定することにより，種々の載荷履歴を受けた粘土を任意の応力経路に沿って再載荷する場合における降伏挙動の説明を行っている．

2.1.2 カムクレイ

ケンブリッジグループは状態境界面の概念にもとづいて粘土の弾塑性モデルであるオリジナルカムクレイモデルを提案した³⁾．提案にあたっては，状態境界面を，等方圧縮時における平均有効応力～間隙比関係，ストレーヌーダイランシー則および直交則⁶⁾を利用して

定式化した．次にこの状態境界面式から塑性体積ひずみ～応力関係式を誘導し，塑性体積ひずみ式とストレス～ダイランシー則から塑性せん断ひずみと応力の関係式を誘導している．またRoscoe・Burlandはストレス～ダイランシー則の変更を行った修正カムクレイモデル⁷⁾を提案している．

第1章でも述べた通り，カムクレイから予測される過圧密粘土の降伏応力と実際の降伏応力の違いは著しい．またカムクレイは異方性を全く表すことができず，後述するようにこれらの解決を試みた多数のモデルが提案されている．しかしカムクレイは未だに「教育的モデル」あるいは「理想粘土のモデル」として標準モデルの地位を占め続けている．カムクレイの他に対する際だった特徴として，必ずしも妥当性を持つとは限らないものの，少なくとも実験的あるいは理論的な検討がなされた仮説や法則のみを用いてモデルの構築がなされていることが挙げられる．すなわちHenkelの基礎的な実験結果にもとづいて状態境界面の概念を提案しており，Roweをはじめとする多くの研究者によって理論的および実験的な検討が行われたストレス～ダイランシー則^(例えば8)や，Druckerらによって理論的検討が行われている直交則などを利用し，応力～ひずみ関係の誘導を行っている．これは他のモデルに対するカムクレイの際だった特長である．

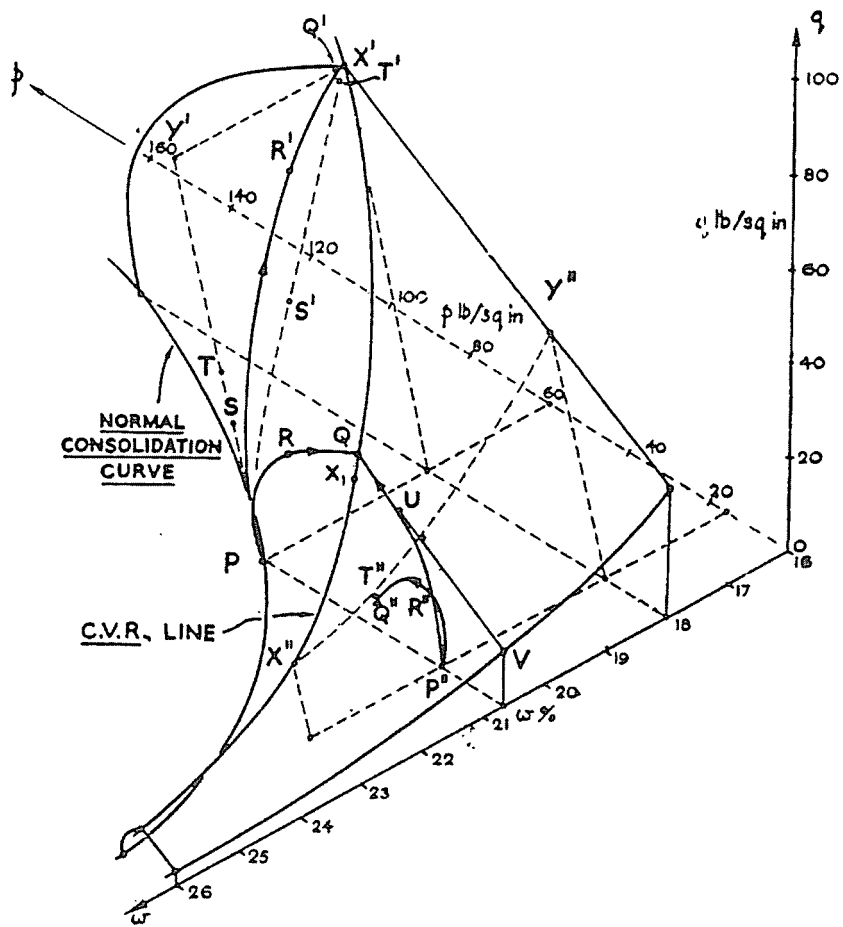


Figure 2-1 State Boundary Surface (After Roscoe et al.)

2.2 過圧密粘土の変形挙動と構成モデル

2.2.1 過圧密粘土の変形挙動

状態境界面の概念やカムクレイが提案されて以来，多くの研究者によってそれらの実験的検証が行われてきているが，実際の等方過圧密粘土の変形挙動とこれらの概念やモデルが必ずしも整合していないことが明らかになっている．例えば清水⁹⁾は等方過圧密粘土の p' 一定排水せん断試験を行い，過圧密粘土のせん断時における間隙比変化について検討している．図2-2はその実験結果であり，過圧密粘土はその状態径路が状態境界面に到達する以前に降伏しており，かつ降伏後の体積ひずみ挙動は明らかに過圧密比に依存している．同様な実験結果はいくつか報告されており^{例えば10)}，本研究の実験でも同様な挙動が認められた(4.2.1節を参照)．

2.2.2 過圧密粘土の構成モデル

実際の過圧密粘土は状態径路が状態境界面に到達する以前に降伏が生じてしまう．そこで降伏曲面の内部において塑性ひずみの発生を許容しないモデルをあきらめ，その内部においても塑性ひずみの発生を許容するモデルによって過圧密粘土の応力～ひずみ関係の記述を試みたモデルが提案されている．例えばPender¹¹⁾は弾塑性状態の境界面としての意味での降伏曲面が存在せず，かつ過圧密粘土の非排水せん断時における有効応力径路の形状をあらかじめ取り込んだ形のモデルを提案している．また橋口は降伏関数と負荷関数を分離し，降伏曲面の内部においても塑性ひずみの発生を許容する下負荷面モデルを提案しており，過圧密粘土の応力～ひずみ関係への適用

を行っている¹²⁾.

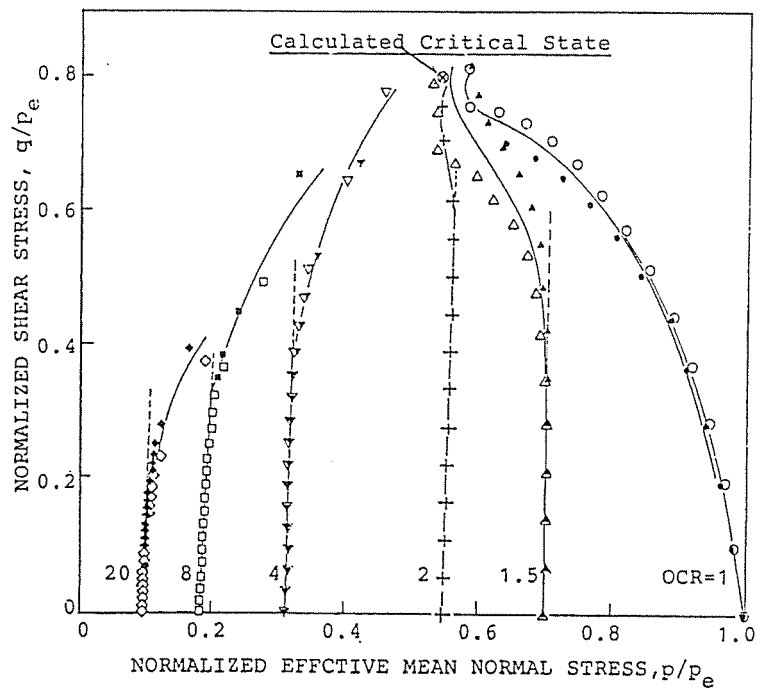


Figure 2-2 State Paths of Isotropically Over-Consolidated Clay
(After Shimizu⁹⁾)

2.3 地盤材料の異方性と構成モデル

2.3.1 異方性

異方性について定義するためにある材料を考える。この材料はその方向を定義するための何らかの基準を持つものとする。例えば地盤であれば堆積面がこの基準となり得る。この材料に対して主応力空間内の応力径路もしくは主ひずみ空間内のひずみ径路を統一し、この基準面に対する応力もしくはひずみの主軸方向のみを変化させて载荷を行ったとする。このとき材料の挙動が応力やひずみの主軸方向にかかわらず全く同一の挙動を示すとすれば、この材料の特性を等方性と呼ぶ。それに対し、材料挙動が主軸の方向に応じて変化したとすれば、その特性を異方性と呼ぶ。これまでに行われた多くの実験から地盤材料が強い異方性を示すことが明らかになっている。Casagrandeらは地盤材料の異方性を固有異方性と誘導異方性に分類した¹³⁾。固有異方性とは地盤が形成された時点において既に生じている異方性である。それに対し誘導異方性とはせん断応力もしくはせん断ひずみの载荷によって生じる異方性である。

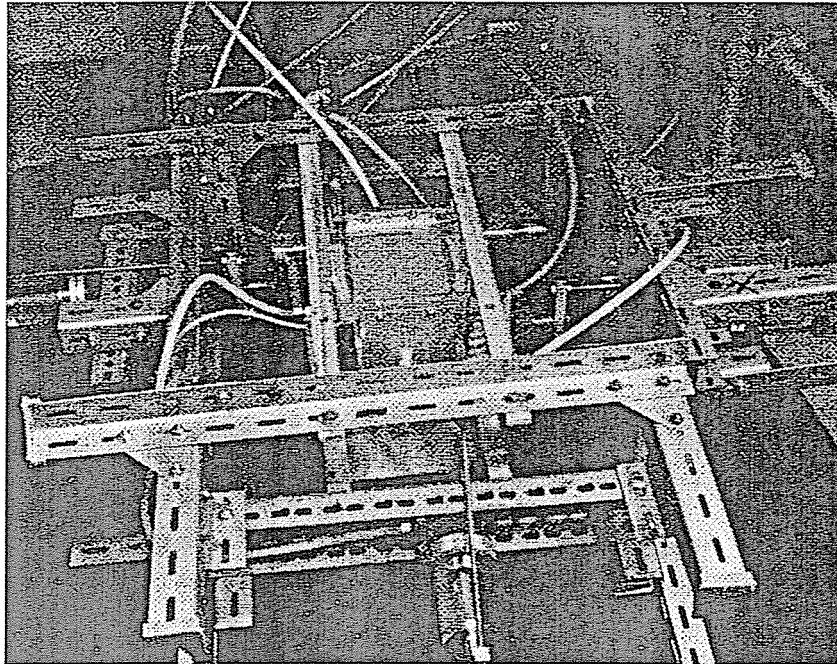
2.3.2 砂の異方性に関する実験的研究

砂については固有異方性および誘導異方性の両方に関する基礎的実験がいくつか行われている。Arthur¹⁴⁾は堆積面に対する切り出し方向が異なる再構成の砂試料を準備し、これらに対する平面ひずみ試験を行っており、砂の応力～ひずみ～強度関係が著しい固有異方性を示すことを明らかにしている。また小田^{15, 16)}も同様な三軸圧縮試験を行っており、Arthurと定性的に同じ結果を得た。小田は異方

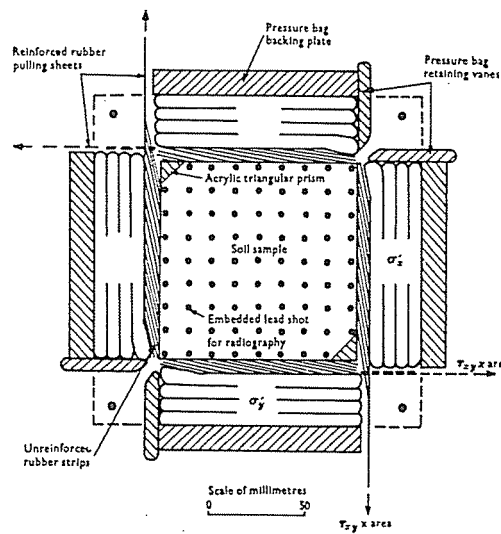
性が生じるメカニズムについて調べるため、顕微鏡を用いて砂粒子が形成する骨格構造についても調べており、ミクロな骨格構造にもとづいてマクロな変形挙動に現れる異方性を説明することを試みている。Lamら¹⁷⁾は再構成砂の異方性に関する大規模な実験を行い、中間主応力状態が強度異方性の発現に対して著しく影響を及ぼすことを明らかにしている。またインペリアルカレッジグループは固有異方性を示す再構成砂を試料とする大規模な中空ねじり試験を行った。その結果より状態境界面の概念において状態量として用いられている e , p , q の他に、堆積面に対する最大主応力軸の向き α を導入した4次元空間内で境界面を考えることにより、応力の主軸回転下における砂の挙動の解釈ができることを示した^{18~22)}。

Arthurらは砂の誘導異方性についても興味深い研究を行っている²³⁾。せん断履歴と誘導異方性の相互関係について調べるためには主応力軸を自由に回転させることが可能な試験装置が不可欠であり、このような試験装置によって初めて異方性を生じさせるための載荷過程とその影響を評価する載荷過程の両方について、試料の変形特性の把握が可能になる。そこでArthurらは図2-3に示すDSC(Direct Shear Cell)と呼ばれる特殊試験装置を開発した。この試験装置は立方体の供試体を使用し、その上下二面がアクリル板で拘束されている平面ひずみ試験装置であり、応力の主軸方向を任意の方向に回転させるため、供試体の残りの4面についてはせん断応力を載荷するためのストリップと直応力を載荷するためのプレッシャーバッグが取り付けられている。次に彼らは再構成砂の誘導異方性について調べることを目的とする一連の実験を行った。使用した試料には固有異方性の影響を排除するための工夫がされており、実験は等方圧密、初

期せん断，等方状態への除荷および再せん断の4つの過程から構成なる．初期せん断過程は試料に誘導異方性を生じさせるための載荷過程である．再せん断過程は誘導異方性を評価するための載荷過程であり，初期せん断過程に対して主応力軸方向を回転させて再せん断を行う．また初期せん断過程と再せん断過程の間には等方状態への除荷過程がはさまれているが，この過程がなければ再せん断過程における応力径路を実験にかかわらず統一することが不可能になる．以上の実験より，砂試料の降伏挙動には強い誘導異方性が現れるのに対し，強度特性には異方性がほとんど生じないことを明らかにした．



(a) General View



(b) Application of Both Normal and Shear Stresses to the Sample

Figure 2-3 Direct Shear Cell (After Arthur et al.²³⁾)

2.3.3 粘土の異方性に関する実験的研究

粘土地盤の形成過程の初期について考えれば固体というよりはむしろ液体に近い泥水状態であり、この時点において強い異方性が形成されているとは考え難い。しかし自然堆積粘土であるか再構成粘土であるかにかかわらず、泥水状態の粘土が1次元的に圧密されることにより変形特性や強度特性には強い異方性が生じることが判明している。例えばLo²⁴⁾は不攪乱粘土の異方性について調べるため、堆積面に対する切り出し角が異なる試料を準備し、これらについて一軸圧縮試験を行った。その結果より不攪乱粘土の変形特性や非排水せん断強度には強い異方性が現れることが明らかになった。またDuncan・Seed²⁵⁾は1次元予圧密法によって作成したカオリン粘土について同様な実験を行い、再構成粘土試料の非排水強度特性も強い異方性を示すことを明らかにしている。

2.3.2節および本節で述べたように地盤材料の力学特性が誘導異方性を示すことは明らかであり、特に砂については誘導異方性とせん断履歴の相互関係の解明を目的とした基礎的実験がいくつか行われている。しかし粘土についてはそのような実験がほとんど行われておらず、したがって異方性を定式化するにあたって参照すべき基礎的な知見は未だ得られていないのが現状である。なお異方圧密粘土の三軸圧縮挙動と伸張挙動の比較から誘導異方性について論じた研究がいくつか存在する^{例えば26)}。しかしこのような実験では、異方性を誘起するための載荷過程(異方圧密過程)と異方性を評価するための載荷過程間の主軸回転角が0°と90°に限定されるてしまう。さらに三軸試験では圧縮時と伸張時の中間主応力状態が著しく異なるため、圧縮挙動と伸張挙動の違いの原因を異方性に帰すべきなのかあるいは中間主応力状態の相異に帰すべきか、その区別が困難である。

2.3.4 粘土の異方性に関する理論的研究

カムクレイでは応力パラメータとして p' と q を使用しており，また硬化パラメータとして塑性体積ひずみ(間隙比)を使用しているため異方性の表現が原理的に不可能である．カムクレイが発表されて以降，異方性の定式化を試みた数々の研究が行われてきた．ほとんどの研究は移動硬化の概念²⁷⁾を導入する方法と修正応力を利用する方法^{例えば28)}に分類することが可能である．

等方硬化モデルでは載荷履歴にかかわらず降伏曲面の位置や形状は不変であるのに対し，移動硬化モデルでは履歴に応じて降伏曲面の位置や形状を変化させることにより異方性を表現を可能にする．地盤材料を対象とする数多くの移動硬化モデル提案されているが，特に関口・太田²⁹⁾は等方正規圧密粘土および等方過圧密粘土についてはオリジナルカムクレイと同一の応力～ひずみ～強度特性の予測を行うのに対し，異方圧密履歴を受けた場合については予測される応力～ひずみ～強度特性に異方性が生じるモデルを提案している．図2-4はオリジナルカムクレイの降伏曲面と関口・太田モデルの降伏曲面を比較したものである(岡・中井の図³⁰⁾に加筆)．関口・太田モデルの等方正規圧密および等方過圧密時における降伏曲面はオリジナルカムクレイと同一であるのに対し，異方圧密時における降伏曲面は等方圧密時の降伏曲面に対し原点を中心として回転したものとなる．図2-5はGrahamらが行った不攪乱粘土を試料とする一連の三軸圧縮試験から明らかになった $p' \sim q$ 空間内における実際の降伏曲面である³¹⁾． K_0 圧密線よりも上の部分においては関口・太田モデルの降伏曲面とGrahamらを実験的に明らかにした降伏曲面は似た形状を

示している。しかし圧密線よりも下の部分において両者は異なった形状を示している。

修正応力を用いるモデルは、土の内部構造を反映する何らかのテンソルによって応力テンソルの変換(修正)を行い、この応力によって応力～ひずみ～強度特性の記述を行う^{例えば³²⁾}。この手法は応力～ひずみ～強度特性に現れるマクロレベルの異方性と粘土粒子の骨格構造に現れるミクロレベルの異方性の関連付けに成功する可能性を秘めた方法であると言えよう。

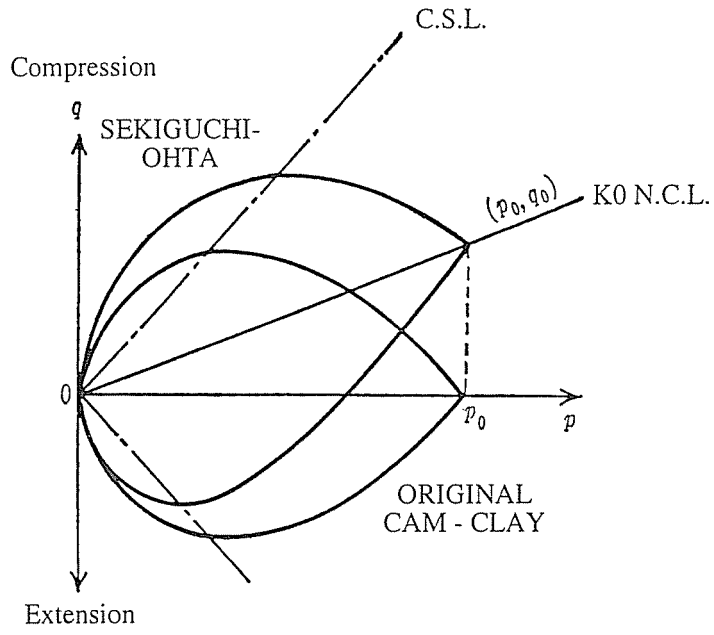


Figure 2-4 Kinematic Hardening (After Oka and Nakai³⁰⁾)

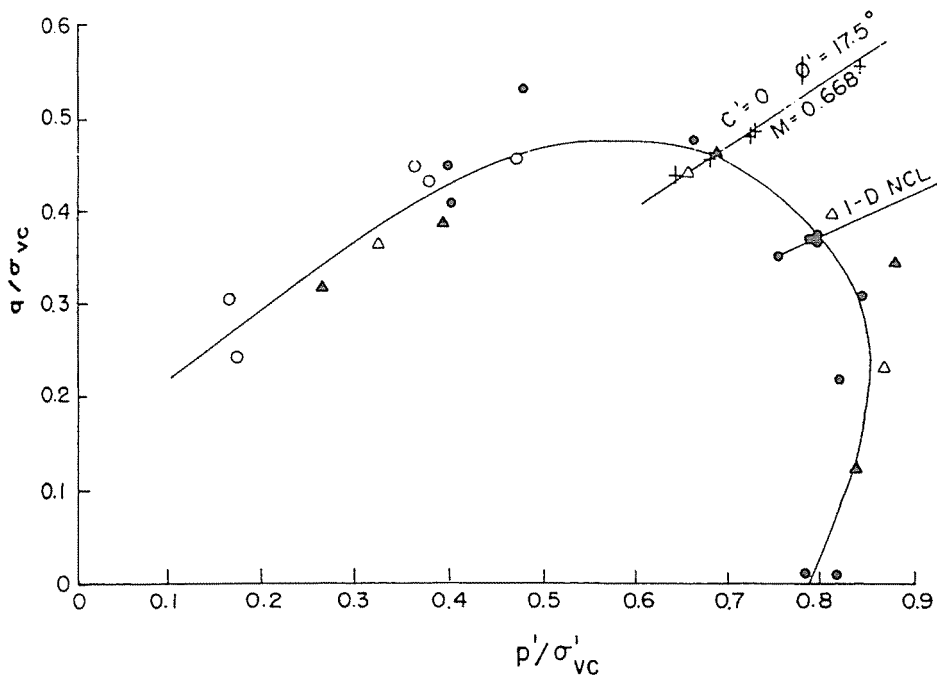


Figure 2-5 Yield Locus of Natural Clay Sample (After Graham et al.³¹⁾)

2.4 本研究の着想の背景

これまで述べてきたとおりケンブリッジグループは状態境界面を弾性状態と弾塑性状態の単純な境界面と定義しており，かつその形状は粘土の物性のみによって定まり載荷履歴に対しては不変であるとしている．しかしこのような状態境界面によって現実の過圧密粘土の変形挙動を説明できないことが明らかであり，境界面内部においても塑性ひずみの発生を許容するようなモデルが提案されている．また等方パラメータのみによって降伏挙動の説明を試みる状態境界面の概念では，せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動に現れる誘導異方性を説明することも不可能である．そこで状態境界面を履歴に応じて動的に変化させることに相当する移動硬化の概念を導入したモデルが提案されている．このように過圧密粘土の変形挙動とせん断履歴を受けた粘土の変形挙動は独立した考え方にもとづいてモデル化が行われている．ここでこのような現状に対して一つの疑問が浮かぶ．すなわちケンブリッジグループが最初に定義した意味での弾塑性境界面，言い換えれば弾性状態と弾塑性状態の単純な境界面であり，かつ履歴によって形状が変化することがない境界面，によって過圧密粘土の変形挙動とせん断履歴を受けた粘土の異方変形挙動の統一的解釈が本当にできないのかというものである．このような可能性を否定することはできないであろう．しかしながら現在のところ仮にそのような境界面が存在しているとしてもそれを同定するための実験がほとんど行われていないのが実情である．そこで本研究では，まず最初に過圧密比が比較的小さな等方過圧密粘土および異方載荷履歴を受けた粘土についての一連の実験を行い，このよう

な境界面が果たして本当に存在しているのか否かについての検討を行うことにした。

第3章 実 験

第3章 実 験

3.1 実験の概要

種々の載荷履歴が粘土の変形および強度特性におよぼす影響について調べるため一連の三軸試験と中空ねじり試験を行った。

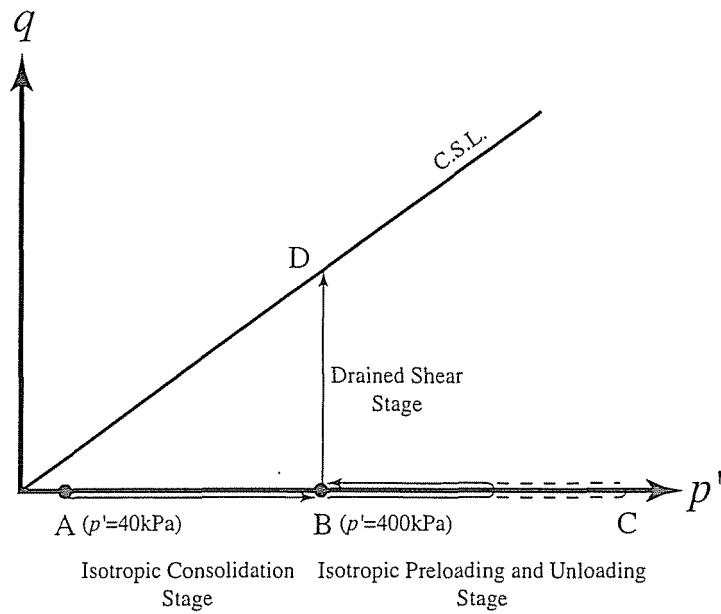
3.1.1 三軸試験

三軸試験はI, CおよびUの3つの実験シリーズを行っている。図3-1と表3-1に三軸試験の実験条件と有効応力経路についてまとめる。

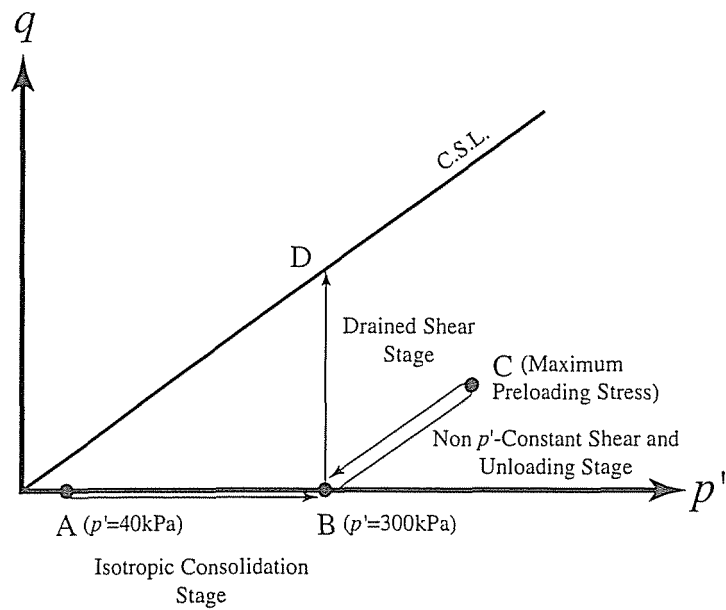
- (1) I試験は粘土の p' 一定排水三軸圧縮せん断挙動におよぼす等方過圧密履歴の影響について調べるための実験シリーズである。実験I-0は等方圧密(径路AB, 図3-1(a))と載荷(p' 一定排水三軸圧縮せん断, 径路BD)の2過程から構成されるのに対し, 実験I-1～I-4は等方圧密(径路AB), 初期載荷(径路BC)・除荷(径路CB), 再載荷(p' 一定排水三軸圧縮せん断, 径路BD)の3過程から構成されている。初期載荷・除荷は排水条件のもとで行われ, この過程で載荷される載荷履歴は等方過圧密履歴である。
- (2) C試験は p' 一定排水三軸圧縮せん断挙動におよぼす非 p' 一定排水せん断履歴の影響について調べるための実験シリーズである。実験C-0は等方圧密(径路AB, 図3-1(b))と載荷(p' 一定排水三軸圧縮せん断, 径路BD)の2過程から構成されるのに対し, 実験C-1～C-4は等方圧密(径路AB), 初期載荷(径路BC)・除荷(径路CB), 再載荷(p' 一定排水三軸圧縮せん断, 径路BD)の3過程から

構成されている。初期載荷・除荷過程で載荷される載荷履歴は非 p 一定排水せん断履歴である。

- (3) U試験は等方正規圧密の三軸圧縮条件下における非排水せん断挙動について調べるための実験である。この実験は等方圧密と非排水三軸圧縮せん断の2過程から構成される。なおIおよびC試験についてはすべての載荷過程について応力制御で実験を行っているのに対し、U試験の非排水せん断過程のみひずみ制御で実験を行っている。



(a) I-Series Tests



(b) C-Series Tests

Figure 3-1 Effective Stress Paths in the Triaxial Tests

Table 3-1 Conditions of the Triaxial Tests

(a) I and U Series Tests

| Test No. | Initial Void Ratio | Consolidation Pressure (p' , kPa) | Isotropic Preloading Stress (p' , kPa) | O.C.R. |
|----------|--------------------|--------------------------------------|---|--------|
| I - 0 | 1.31 | 400 | ----- | 1 |
| I - 1 | 1.31 | | 500 | 1.25 |
| I - 2 | 1.31 | | 600 | 1.5 |
| I - 3 | 1.28 | | 700 | 1.75 |
| I - 4 | 1.31 | | 800 | 2 |
| U | 1.31 | | ----- | 1 |

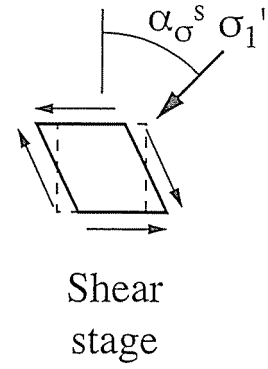
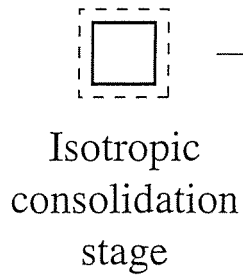
(b) C-Series Tests

| Test No. | Initial Void Ratio | Consolidation Pressure (p' , kPa) | Preloading Stress (Point C in Fig.3-1(b)) | |
|----------|--------------------|--------------------------------------|---|-----------|
| | | | p' (kPa) | q (kPa) |
| C - 0 | 1.28 | 300 | ----- | ----- |
| C - 1 | 1.30 | | 350 | 100 |
| C - 2 | 1.31 | | 350 | 200 |
| C - 3 | 1.29 | | 400 | 100 |
| C - 4 | 1.34 | | 400 | 200 |

3.1.2 中空ねじり試験

せん断履歴とそれによって生じる誘導異方性の相互関係について調べるため中空ねじり試験を行った。試験の概要と実験条件を図3-2と表3-2に示す。実験A-0は等方圧密と載荷の2つの過程から構成されているのに対し、実験A-1～A-7は等方圧密、初期載荷・除荷、および再載荷の3過程から構成されている。初期載荷・除荷過程と再載荷過程はともに p -一定排水せん断であり、初期載荷・除荷過程では実験ごとに主応力軸の方向を変えているのに対し、再載荷過程では実験にかかわらず主応力軸の方向を統一している。以降、再載荷時の主応力軸方向に対し、初期載荷・除荷時における主応力軸方向が異なるせん断履歴を異方せん断履歴と呼ぶことにする。なお中空ねじり試験では、等方圧密、初期載荷・除荷および再載荷の3過程ともすべて応力制御により実験を行っている。

A-0



A-1~A-7

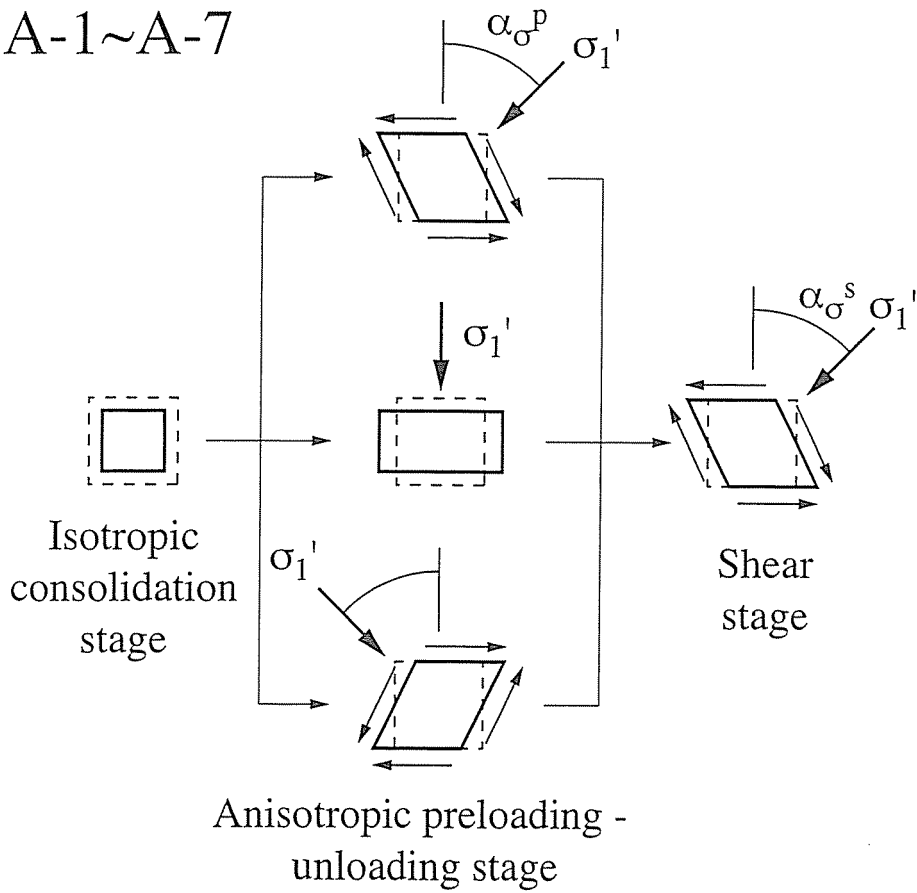


Figure 3-2 Outline of A-Series Tests

Table 3-2 Conditions of the A-Series Tests

| Test No. | Initial void ratio | Isotropic consolidation stage | Anisotropic preloading-unloading stage ($p'=300\text{kPa}$ and $b_\sigma=0.5$) | | Reloading stage ($p'=300\text{kPa}$ and $b_\sigma=0.5$) | Rotation angle of σ_1' -axis $\psi = \alpha_\sigma^s - \alpha_\sigma^p$ (deg) |
|----------|--------------------|--------------------------------------|--|--|---|---|
| | | Con-solidation pressure p_0' (kPa) | Maximum pre-loading stress $q = \sigma_1' - \sigma_3'$ (kPa) | Direction of σ_1' -axis α_σ^p (deg) | Direction of σ_1' -axis α_σ^s (deg) | |
| A-0 | 1.32 | 300 | ----- | ----- | 45.0 | ----- |
| A-1 | 1.33 | | 200 | 45.0 | | 0.0 |
| A-2 | 1.32 | | | 33.8 | | 11.2 |
| A-3 | 1.32 | | | 22.5 | | 22.5 |
| A-4 | 1.30 | | | 11.3 | | 33.7 |
| A-5 | 1.33 | | | 0.0 | | 45.0 |
| A-6 | 1.31 | | | -22.5 | | 67.5 |
| A-7 | 1.31 | | | -45.0 | | 90.0 |

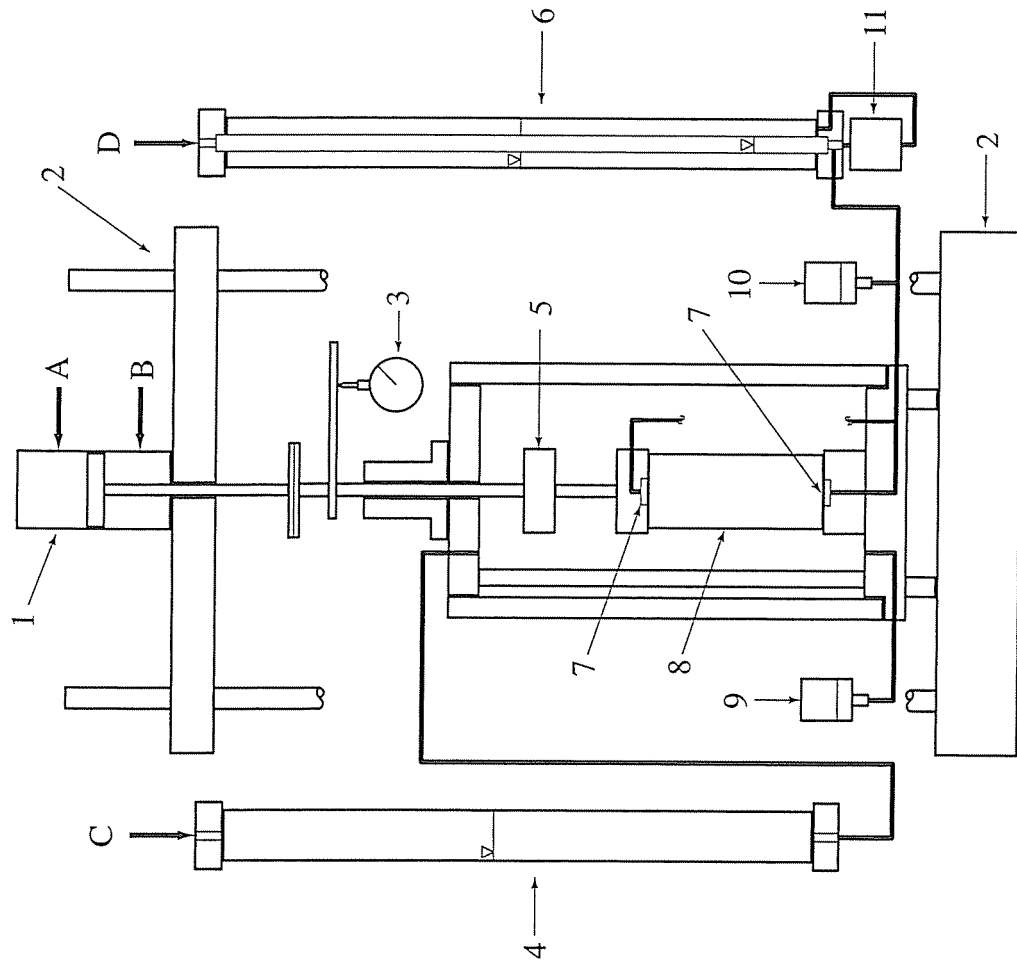
3.2 粘土試料

実験に用いた粘土試料は市販のNSF-Clayである。乾燥粉末状態のNSF-Clayに蒸留水を加えて十分に練り返してスラリー状態にした後、スラリーを真空状態に保った予圧密セル内で約2日間放置し飽和度を十分に高めた。その後、鉛直応力150kPaで10日間にわたり一次元予圧密を行い、予圧密終了後、粘土ブロックを鉛直方向に切り出して供試体とした。この試料の物性値は $\rho_s=2.76\text{g/cm}^3$ 、 $LL=54\%$ 、 $I_p=26$ 、粘土分100%である。

3.3 三軸試験

3.3.1 三軸試験装置

実験に使用した三軸試験装置の概略を図3-3に示す。この装置はパソコンが組み込まれており、実験のほとんどは自動化されている。供試体寸法は高さ12cm、直径5cmであり、供試体の上下両方の端部にはシリコングリースを塗布したメンブレインとテフロンシートを設置し、応力とひずみの一様性を向上させている³³⁾。軸力はペロフラムシリンダーによって載荷される。ペロフラムシリンダーに供給する空気圧および側圧は電-空変換器と12bitのD-A変換器を介しパソコンで制御されている。一方、ロードセルによって軸力を測定しており、ダイヤルゲージによって軸変位を、圧力変換器によって側圧とバックプレッシャーを、また二重管ビュレットと差圧計からなる体積変化量測定装置によって排水量の測定をそれぞれ行っている。これらの測定値はストレーンアンプと12bitのA-D変換器を介してパソコンに取り込まれる。



- A : Control
- B : Pressure for Axial Load
- C : Static Pressure
- D : Cell Pressure
- 1 : Back Pressure
- 1 : Bellofram
- 2 : Cylinder
- 3 : Loading Frame
- 3 : Dial Gauge
- 4 : Burette (Air-Water Interface)
- 5 : Load Cell
- 6 : Double Burette
- 7 : Porous Stones
- 8 : Specimen
- 9 : Pressure Gauge for Cell
- 10 : Pressure Gauge
- 10 : Pressure Gauge

Figure 3-3 Triaxial Apparatus Used in This Study

3.3.2 等方過圧密履歴の影響に関する実験(I試験)

等方圧密と載荷 (p' 一定排水三軸圧縮せん断) の2過程から構成される実験I-0と, 等方圧密(経路AB, 図3-1(a)), 初期載荷・除荷(経路BCB), および再載荷 (p' 一定排水三軸圧縮せん断)(経路BD)の3過程から構成される実験I-1~I-4の2種類の試験を行った. 初期載荷・除荷過程で載荷する載荷履歴は等方過圧密履歴である. 等方圧密過程の圧密応力は400kPaであり, 40kPaの初期等方応力状態から $\dot{p}=dp/dt=1.0\text{kPa}/\text{min}$ で載荷を行い, 3t法によって圧密を打ち切った. 初期載荷・除荷過程で載荷する最大の等方応力は500~800kPaであり, $\dot{p}=\pm 0.087\text{kPa}/\text{min}$ で載荷・除荷を行い, 除荷終了点の p' は等方圧密過程終了点の p' と同じ400kPaである. 再載荷過程の p' は400kPaで常に一定であり, せん断応力の載荷速度 ($\dot{q}=dq/dt$)は0.087 kPa/minである. 供試体には200kPaの背圧を加えており, 予備実験の結果によれば発生する過剰間隙水圧の最大値は1kPa未満であった.

3.3.3 非 p' 一定排水せん断履歴の影響に関する実験(C試験)

等方圧密と載荷 (p' 一定排水三軸圧縮せん断) の2過程から構成される実験C-0と, 等方圧密(経路AB, 図3-1(b)), 初期載荷・除荷(経路BCB), および再載荷 (p' 一定排水三軸圧縮せん断)(経路BD)の3過程から構成される実験C-1~C-4の2種類の試験を行った. 初期載荷・除荷過程で載荷する載荷履歴は非 p' 一定排水せん断履歴である. 等方圧密過程の圧密応力は300kPaである. 初期載荷・除荷過程における有効応力経路と最大載荷応力 (p' および q)は図3-1(b)および表3-1(b)にまとめたとおりであり, この過程の載荷・除荷速度 $\sqrt{\dot{p}^2+\dot{q}^2}$ は $\pm 0.087\text{kPa}/\text{min}$ であり, 除荷終了点の応力状態は圧密過程終了点と同じ300kPaの等方状

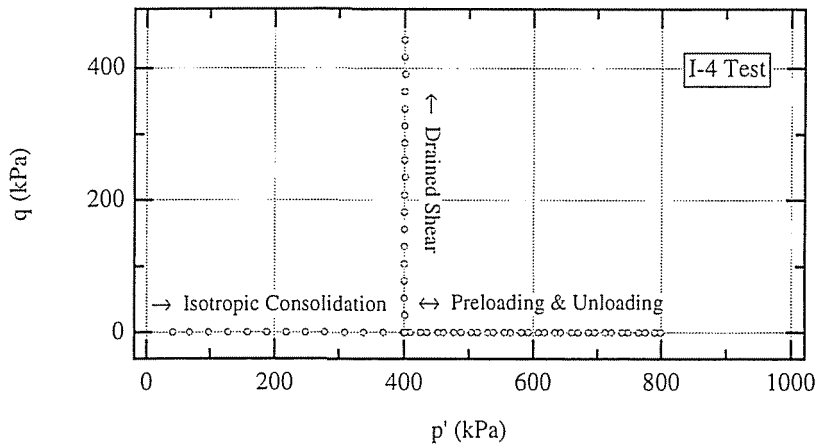
態である。また再載荷過程の p' は 300kPa で常に一定である。上記以外の諸条件は I 試験と同一であり、供試体には 200kPa の背圧を加えている。

3.3.4 等方正規圧密粘土の非排水三軸圧縮試験 (U 試験)

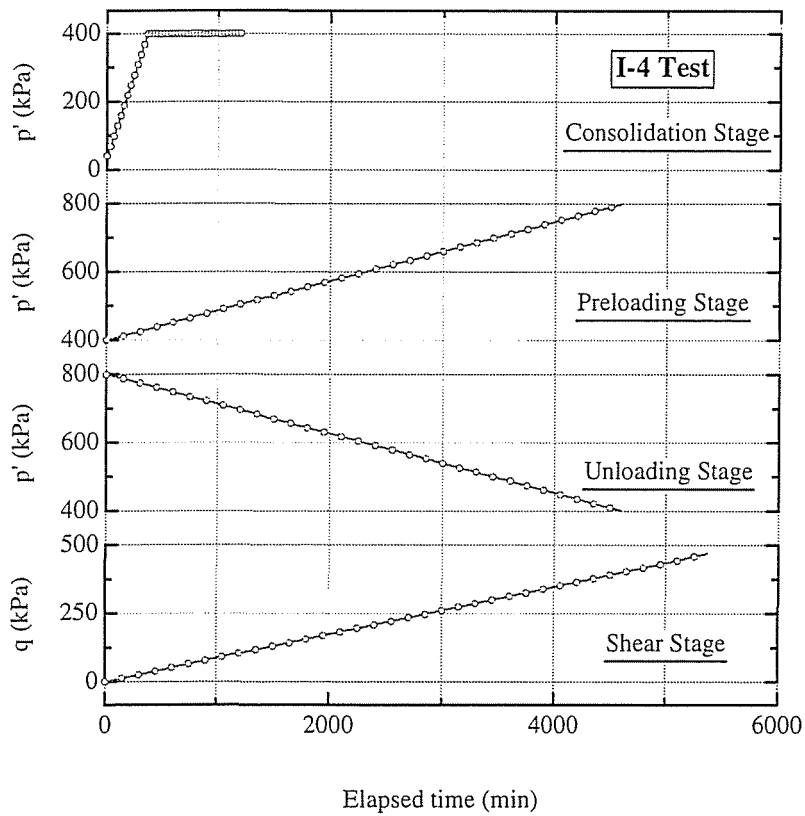
応力制御による等方圧密過程とひずみ制御による非排水三軸圧縮せん断過程からなる実験 U を行った。等方圧密過程の圧密応力は 400kPa である。また非排水せん断過程における側圧 (全応力) は 400kPa で常に一定であり、軸圧縮ひずみ速度は $d\varepsilon_{zz}/dt=0.01\%/min$ である。この実験の上記以外の諸条件は I 試験と同じであり、供試体には 200kPa の背圧を加えている。

3.3.5 応力の制御

本研究で行われる三軸試験は U 試験の非排水せん断過程を除きすべて応力制御試験であり、パソコンを利用し以下の手順によってその制御を行っている。まず実験前に予め規定しておいた応力経路、載荷速度および載荷開始点からの経過時間をもとに所用の軸荷重と側圧を算出する。次に算出した値と各測定器から得られる実際の値の比較を行う。そして所用の値に対する測定値の誤差が規定値以上である場合には、D-A 変換器を介して電-空変換器の操作を行い、誤差を規定値以内に収束させる。実験 I-4 の実際の有効応力経路を図 3-4(a) に、また実験 I-4 の各載荷過程における時間と p' ないし q の関係を図 (b) に示す。応力が精度良く制御されていることが分かる。



(a) Effective Stress Path (Observed)



(b) Variation of Stress Parameters (Observed)

Figure 3-4 Accuracy of Stress Control (I-4 Test)

3.4 中空ねじり試験

3.4.1 応力とひずみ

中空ねじり試験の応力とひずみを図3-5に示す。中空ねじり試験では特定の場合を除き応力とひずみが不均一に分布するため、平均化した応力とひずみを使用して実験結果の解釈を行う。いくつかの平均化応力と平均化ひずみの算定式が提案されているが、本研究では以下にまとめたHight式³⁴⁾を使用する。なお式3.8のせん断ひずみについては純粹せん断ひずみである。

鉛直応力 σ_{zz}'

$$\sigma_{zz}' = \frac{W}{\pi(r_o^2 - r_i^2)} + \frac{P_o r_o^2 - P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} - u \quad (3.1)$$

半径方向応力 σ_{rr}'

$$\sigma_{rr}' = \frac{P_o r_o + P_i r_i}{r_o + r_i} - u \quad (3.2)$$

周方向応力 $\sigma_{\theta\theta}'$

$$\sigma_{\theta\theta}' = \frac{P_o r_o - P_i r_i}{r_o - r_i} - u \quad (3.3)$$

せん断応力 $\tau_{z\theta}$

$$\tau_{z\theta} = \frac{3M_T}{2\pi(r_o^3 - r_i^3)} \quad (3.4)$$

軸ひずみ ε_{zz}

$$\varepsilon_{zz} = \frac{w}{H} \quad (3.5)$$

半径方向ひずみ ε_{rr}

$$\varepsilon_{rr} = -\frac{u_o - u_i}{\bar{r}_o - \bar{r}_i} \quad (3.6)$$

周方向ひずみ $\varepsilon_{\theta\theta}$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = -\frac{u_o + u_i}{\bar{r}_o + \bar{r}_i} \quad (3.7)$$

せん断ひずみ $\gamma_{z\theta}$ (純粋せん断ひずみ)

$$\gamma_{z\theta} = \frac{\theta(\bar{r}_o^3 - \bar{r}_i^3)}{3\bar{H}(\bar{r}_o^2 - \bar{r}_i^2)} \quad (3.8)$$

式3.1～3.4の H , r_o , r_i はそれぞれ応力を求める時点における供試体高さ, 外半径, 内半径であり, 式3.5～3.8の \bar{H} , \bar{r}_o , \bar{r}_i はそれぞれ初期状態における供試体高さ, 外半径, 内半径であり, また式3.1～3.4における u は過剰間隙水圧である.

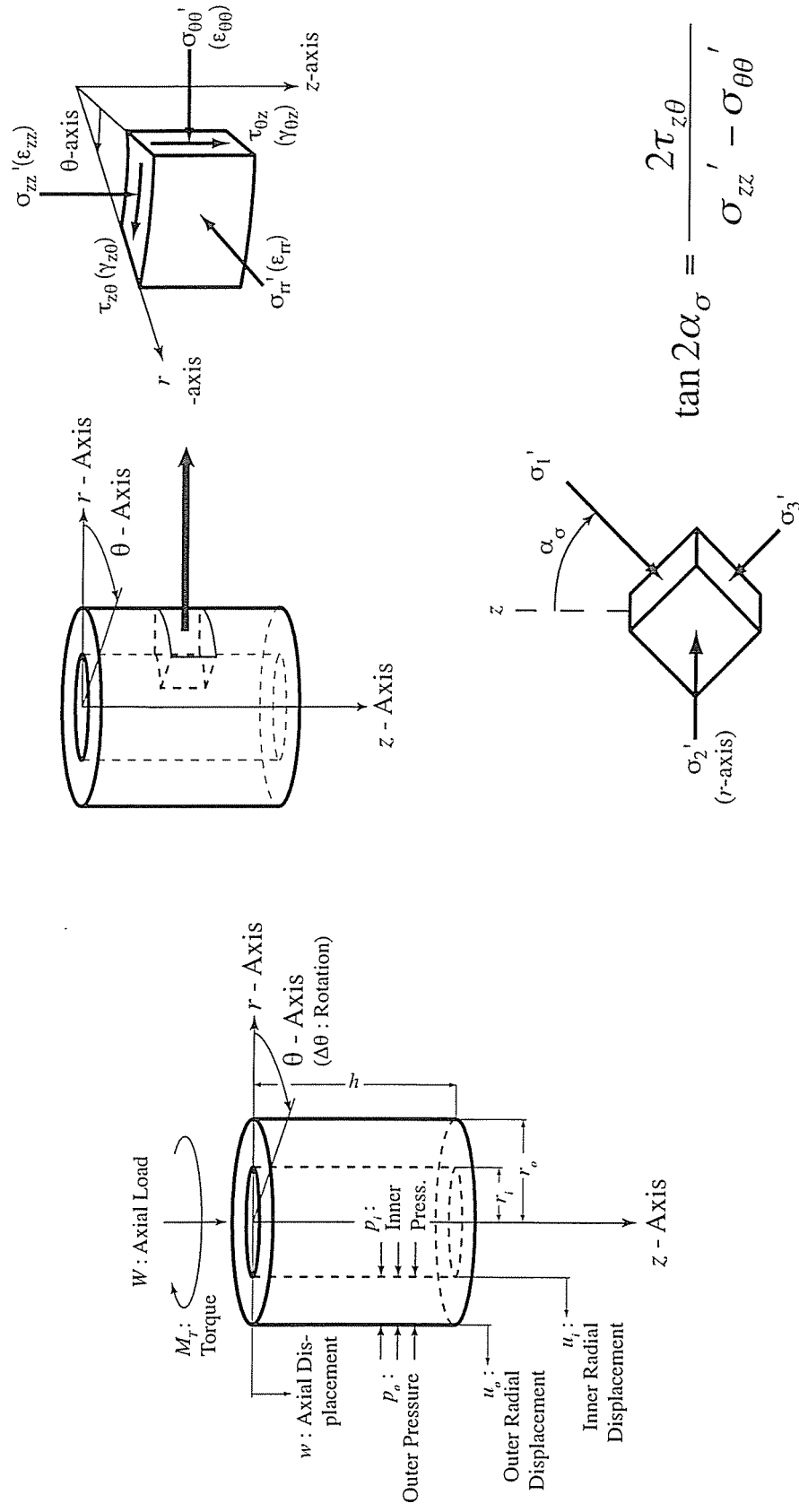


Figure 3-5 Stresses and Strains in a Hollow Cylinder Torsional Shear Test

3.4.2 中空ねじり試験装置

実験に使用した中空ねじり試験装置の概略を図3-6に示す。中空ねじり試験装置にもパソコンが組み込まれており、実験手順の大多数が自動化されている。供試体寸法は高さ12cm、外径10cm、内径6cmであり、供試体に対するねじりトルク伝達のため、試料キャップ(I, 図3-6)には半径方向にステンレス製の刃が付いたポーラスストーンを使用している。ベロフラムシリンダー(A)に供給する空気圧と外側圧および内側圧については電-空変換器と12bitのD-A変換器を介してパソコンで制御される。またステッピングモータ(B)についてもデジタルインターフェイスを介してパソコンで制御される。一方、2成分ロードセル(F)やダイヤルゲージ(C)などの各種測定器はストレインアンプと12bitのA-D変換器を介してパソコンに接続されている。なお電子てんびん(11)によって測定される供試体内空部の体積変化 ΔV_h には、電子てんびん上のビーカーに挿入した導水管によってビーカーの断面積が変化するために生じる誤差と、図3-6の圧力供給口5から加える内側圧の変動に伴い天秤やビーカーなどに作用する浮力が変動するための誤差が含まれる。これらについてはそれぞれPradhanらの方法³⁵⁾と、圧力と空気密度の関係式により補正を行っている。また応力とひずみの算出の際に必要な供試体の内半径変位 u_i と外半径変位 u_o については(式3.1~3.8)、軸変位 w (図3-5)、供試体体積変化 ΔV_s および ΔV_h から次式によって算出する。

内半径変位 u_i

$$u_i = \sqrt{\frac{\pi \bar{r}_i^2 \bar{H} - \Delta V_h}{\pi(\bar{H} - w)}} - \bar{r}_i \quad (3.9)$$

外半径変位 u_o

$$u_o = \sqrt{\frac{\pi(\bar{r}_o^2 - \bar{r}_i^2)\bar{H} - \Delta V_s + \pi(\bar{r}_i + u_i)^2(\bar{H} - w)}{\pi(\bar{H} - w)}} - \bar{r}_o \quad (3.10)$$

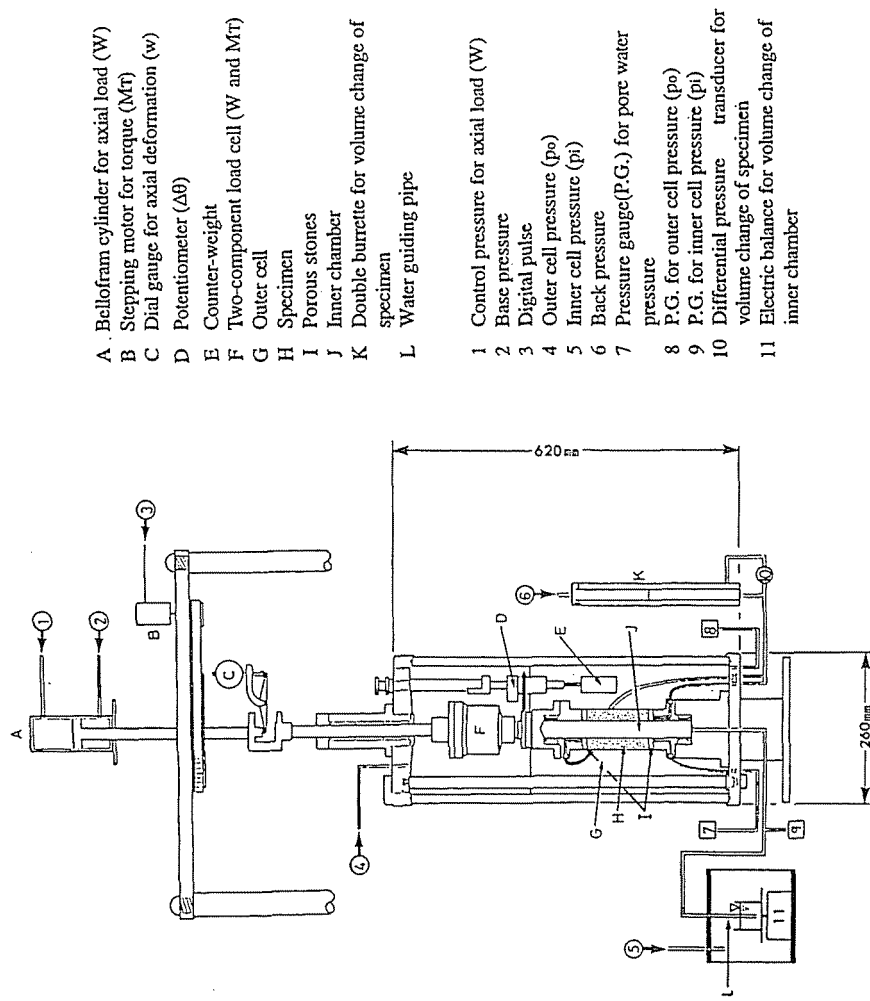


Figure 3-6 Hollow Cylinder Torsional Shear Apparatus Used in This Study

3.4.3 異方せん断履歴の影響に関する実験(A試験)

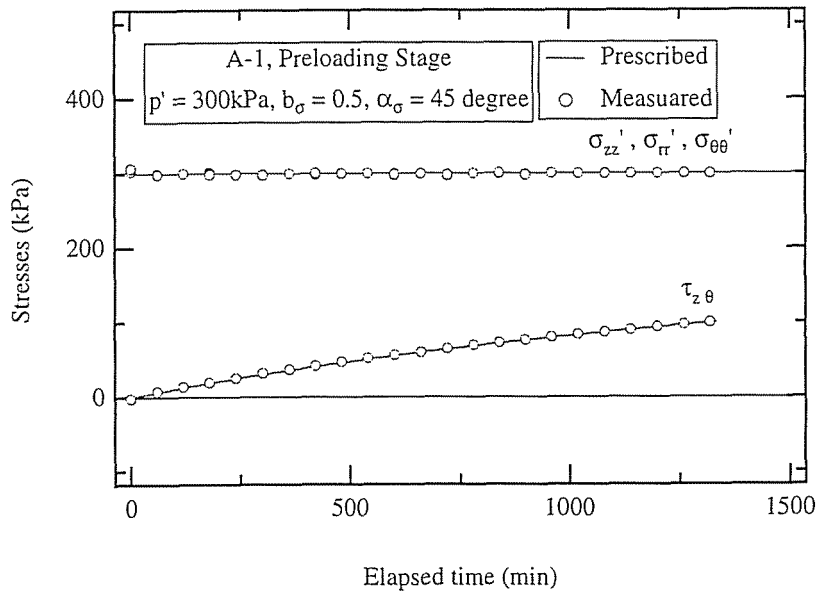
等方圧密と載荷の2過程から構成される実験A-0と、等方圧密、初期載荷・除荷および再載荷の3過程から構成される実験A-1～A-7の2種類の実験を行った(図3-2および表3-2)。3.1.1節においても述べたとおり、初期載荷・除荷過程と再載荷過程はともに p' および b 一定排水せん断であり、初期載荷・除荷過程では実験ごとに主応力軸の方向を変えているのに対し、再載荷過程では実験にかかわらず主応力軸の方向を統一した。

等方圧密過程の圧密応力は300kPaであり、40kPaの初期等方応力状態から300kPaに至るまで $\dot{p}=dp/dt=1\text{kPa}/\text{min}$ の速度で載荷を行った。圧密打切り時間は3t法によって決定しており、800～900分を要した。初期載荷・除荷過程では、排水条件の下、実験ごとに供試体鉛直軸に対する σ'_1 軸のなす角度 α_σ ($\tan 2\alpha_\sigma = 2\tau_{z\theta} / (\sigma'_{zz} - \sigma'_{\theta\theta})$, 図3.5)を変えてせん断応力の載荷・除荷を行う。載荷する最大せん断応力 q は実験にかかわらず200kPaであり、除荷が完了すると等方圧密終了点と同じ300kPaの等方状態に復帰する。本過程の p' 、中間主応力パラメータ $b_\sigma (= (\sigma'_2 - \sigma'_3) / (\sigma'_1 - \sigma'_3))$ および載荷速度 $d(\sigma'_1 / \sigma'_1) / dt$ は、それぞれ300kPa, 0.5および $\pm 0.00075/\text{min}$ で一定である。なお初期載荷・除荷過程の α_σ と供試体の変形モードの関係については図3-2を参照されたい。再載荷過程では、排水条件の下、実験にかかわらず $\alpha_\sigma = +45^\circ$ でせん断を行う。本過程における p' 、 b_σ および $d(\sigma'_1 / \sigma'_1) / dt$ についても、それぞれ300kPa, 0.5および $0.00075/\text{min}$ (実験A-0のみ $0.00050 / \text{min}$)で一定である。なお表3-2の α_σ^p は初期載荷・除荷過程における α_σ であり、 α_σ^s は再載荷過程における α_σ である。また ψ は除荷過程から再載荷過程へ移行する際の σ'_1 軸の回転角($\alpha_\sigma^s - \alpha_\sigma^p$)である。全ての実験において200kPa

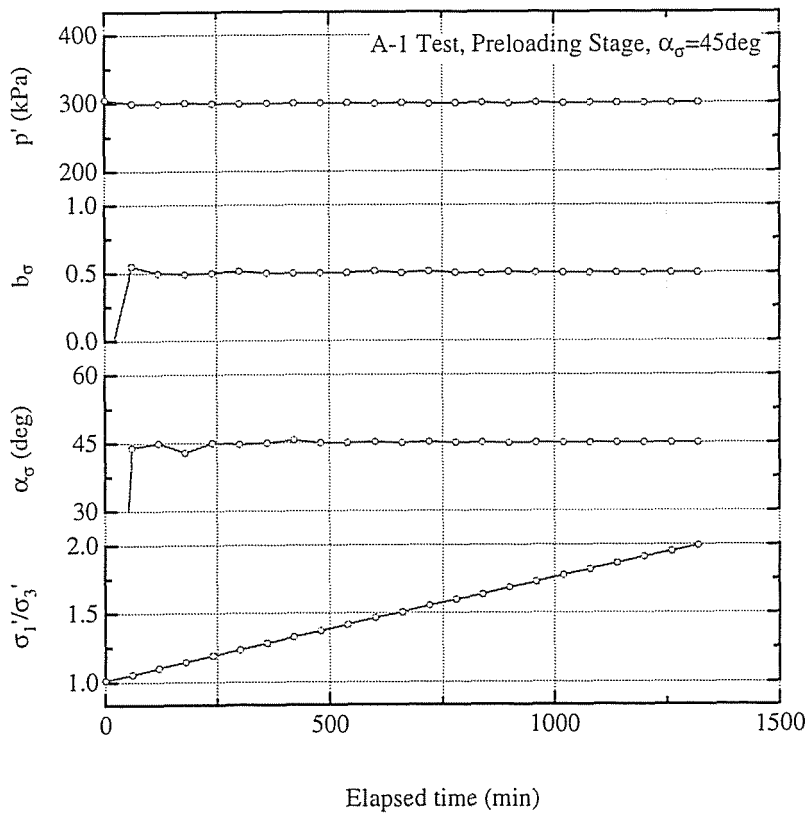
の背圧を加えており，予備実験の結果によれば，初期載荷断・除荷過程と再載荷過程で発生する過剰間隙水圧の最大値は1kPa程度である．

3.4.4 応力の制御

中空ねじり試験についても三軸試験と同じ方法によって応力の制御を行った。図3-7(a)は実験A-1の初期載荷過程における時間～ σ'_{zz} 、 σ'_{rr} 、 $\sigma'_{\theta\theta}$ および $\tau_{z\theta}$ の関係を示したものであり、図(b)は $q \sim p'$ 、 b_σ および α_σ の関係を示したものである。また図3.8～3.10はそれぞれ実験A-5の初期載荷過程、実験A-7の初期載荷過程および実験A-0の載荷過程(処女載荷試験)の関係である。各応力は精度良く制御されており、 p' 、 b_σ および α_σ がそれぞれの規定値に保たれている。

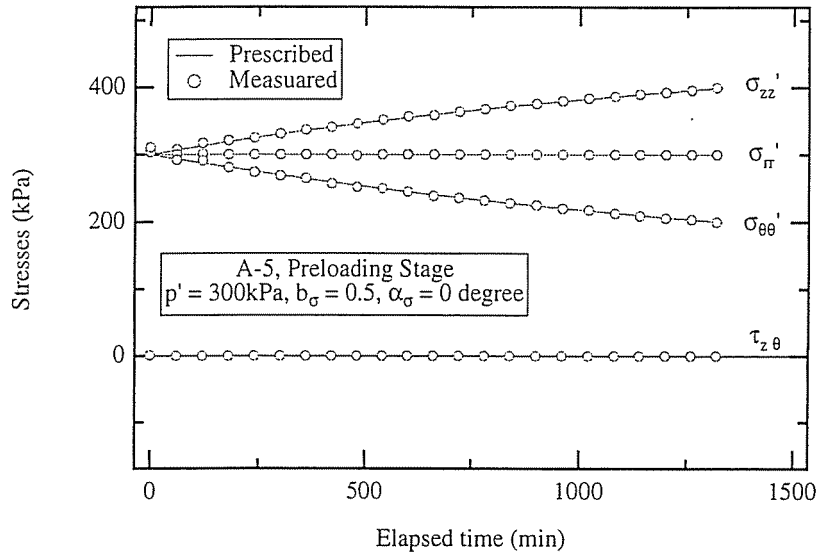


(a) Stress Components

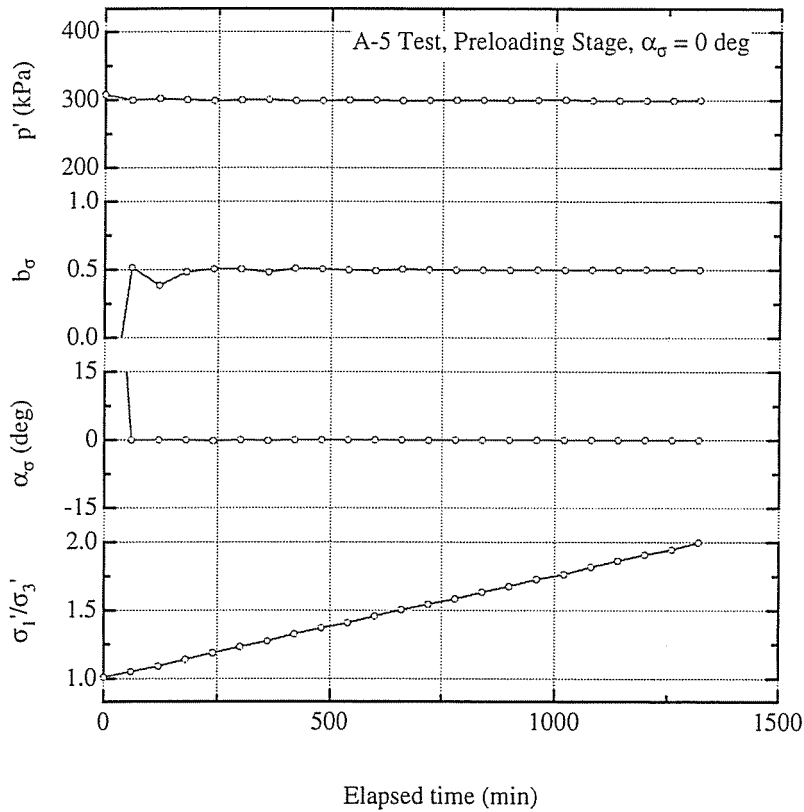


(b) Stress Parameters

Figure 3-7 Variations of Stress Components and Stress Parameters at the Anisotropic Preloading Stage in A-1 Test

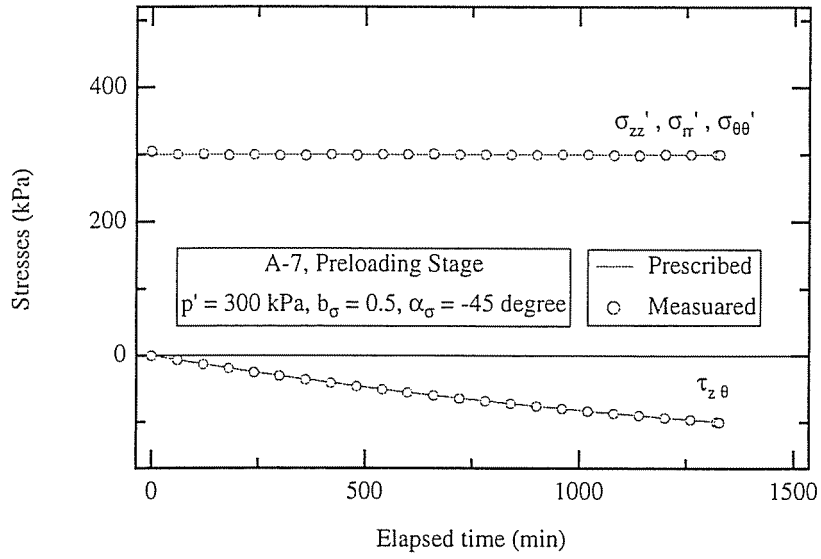


(a) Stress Components

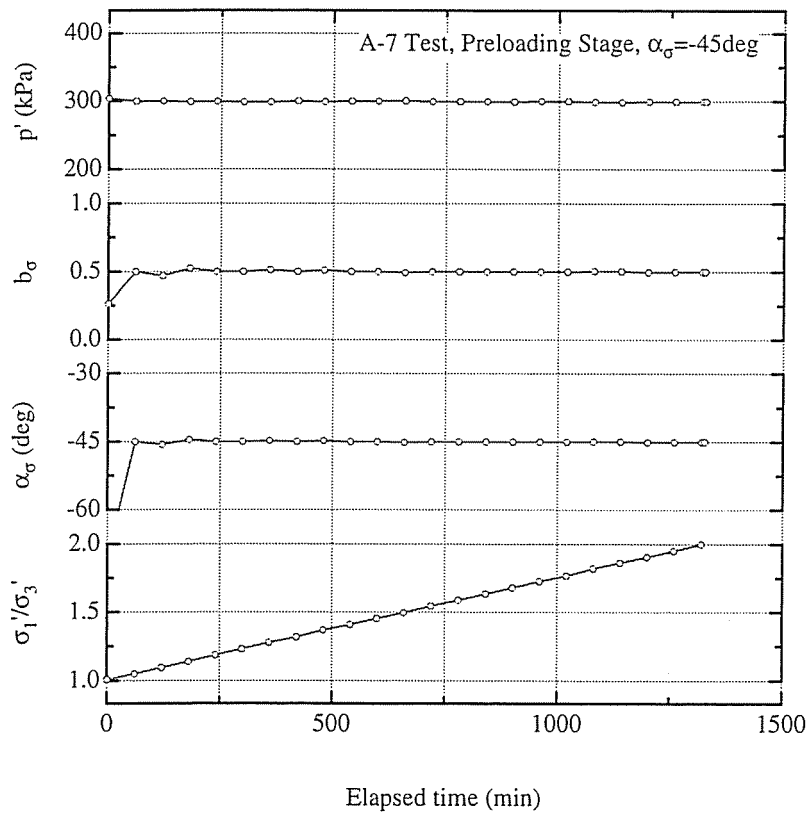


(b) Stress Parameters

Figure 3-8 Variations of Stress Components and Stress Parameters at the Anisotropic Preloading Stage in A-5 Test

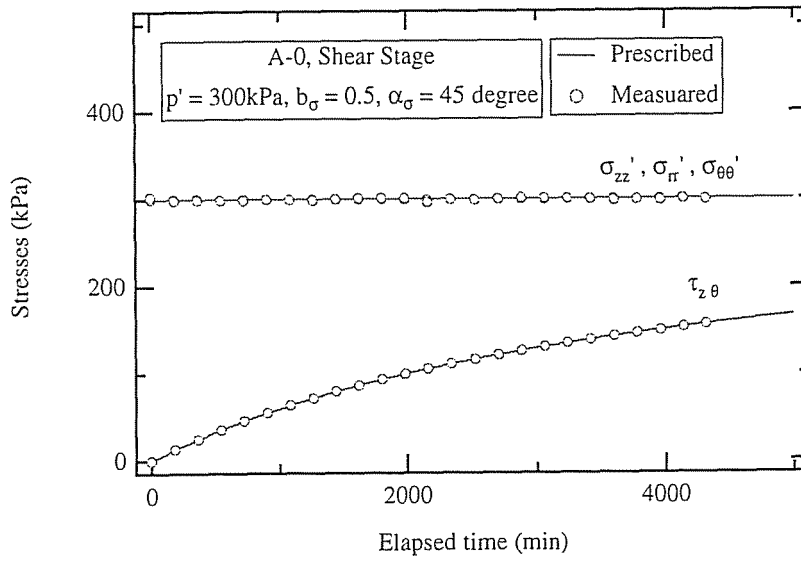


(a) Stress Components

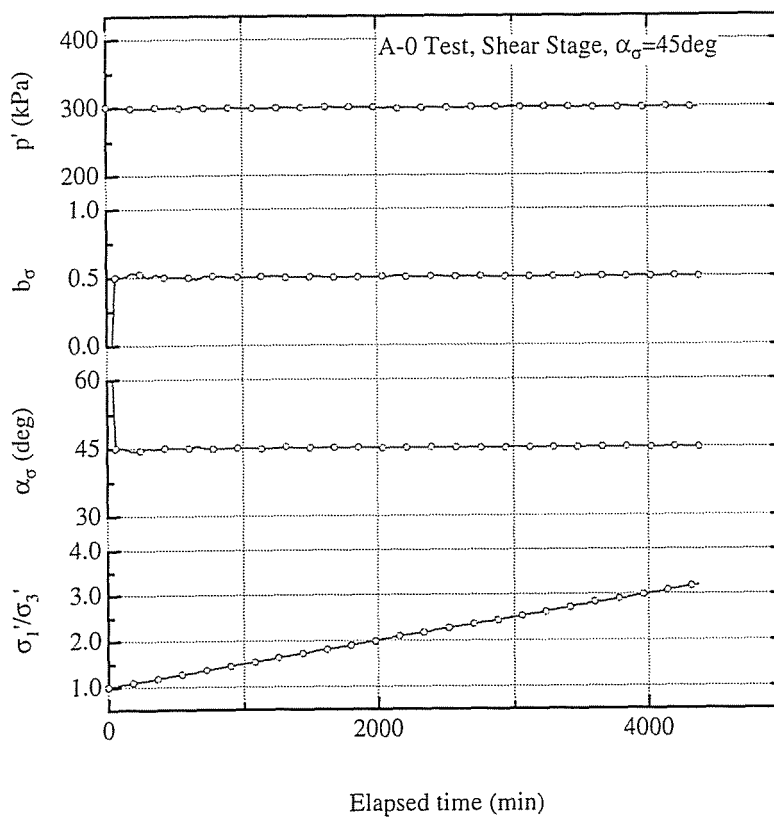


(b) Stress Parameters

Figure 3-9 Variations of Stress Components and Stress Parameters at the Anisotropic Preloading Stage in A-7 Test



(a) Stress Components



(b) Stress Parameters

Figure 3-10 Variations of Stress Components and Stress Parameters at the loading Stage in A-0 Test

第4章 実験結果とその考察

第4章 実験結果とその考察

4.1 試料の基本的特性

4.1.1 等方圧縮・膨張特性

I試験の初期載荷・除荷過程(等方圧縮・除荷, 経路BCB, 図3-1(a))における e と自然対数で表した p' の関係を図4-1に示す. また等方圧密過程終了点(B点)における間隙比(e_0)と初期載荷・除荷過程から得られた圧縮指数(λ)・膨張指数(κ)を表4-1にまとめる. それぞれの平均値は $e_0=1.07$, $\lambda=0.155$, および $\kappa=0.010$ である. なお図4-1の正規圧密線の初期部分に傾きの緩い部分が存在することから, λ を求めるにあたり圧密線を p' が450kPaの点と初期載荷終了点を結ぶ直線で近似した. また膨張線についても曲線であることから, κ を求めるにあたり膨張線を除荷開始点と終了点を結ぶ直線で近似した.

4.1.2 強度特性

I・C・U試験の破壊点におけるせん断抵抗角 $\phi_d = \sin^{-1}\left\{\frac{(\sigma'_1 - \sigma'_3)}{(\sigma'_1 + \sigma'_3)}\right\}$, 限界状態パラメータ $M = 3\tau_{ocr} / (\sqrt{2} p')$ および間隙比の値を表4-2(a)にまとめる. 強度定数は, 圧密圧力, 等方過圧密履歴, 非 p' 一定排水せん断履歴, および排水条件にかかわらずほぼ一定である. A試験の破壊時におけるせん断抵抗角, 限界状態パラメータおよび間隙比を表(b)にまとめる. 強度定数は異方せん断履歴の影響を受けていない. ただしA試験(中空ねじり, $b_0 = 0.5$)の強度定数の平均値とI・C・U試験(三軸圧縮, $b_0 = 0.0$)の平均

値は異なる。この理由としては中間主応力状態の相異や、予圧密によって生じた異方性が等方圧密後も残存している可能性などが考えられる。

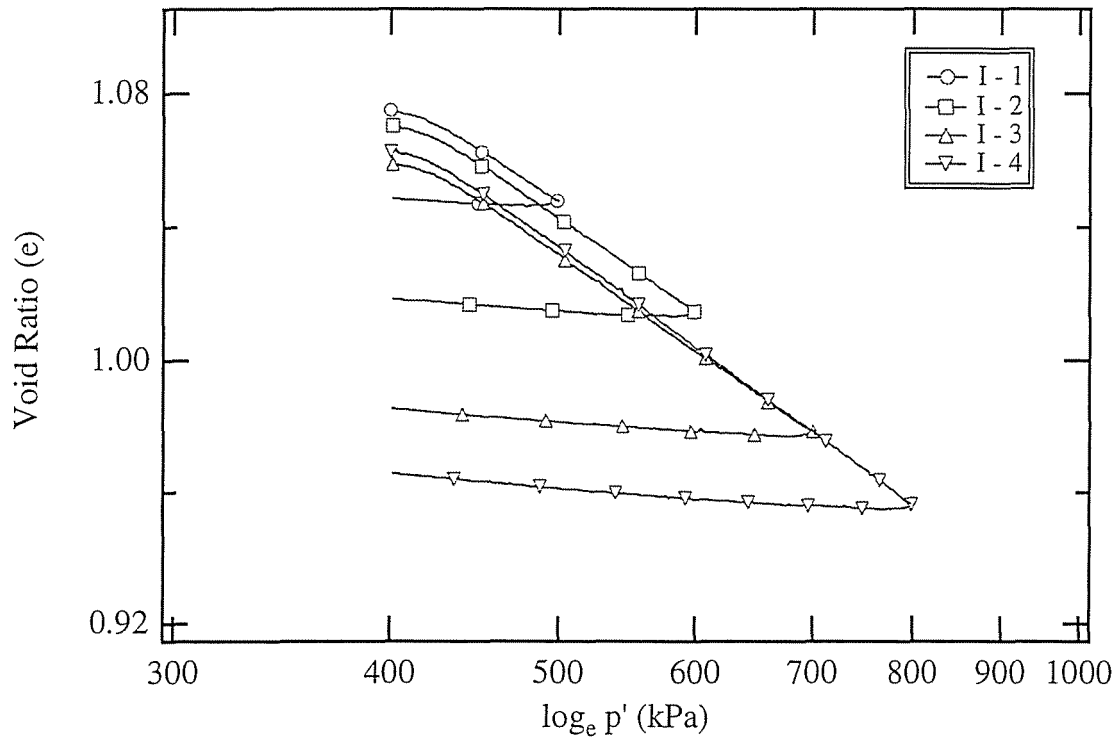


Figure 4-1 Relationship between e and $\log_{10} p'$ at the isotropic preloading - unloading stage in I-series tests

Table 4-1 Isotropic Compression and Swelling Characteristics of NSF-Clay

| Test No. | e_0 | λ | κ |
|----------|-------|-----------|----------|
| I-0 | 1.08 | ----- | ----- |
| I-1 | 1.08 | 0.147 | 0.003 |
| I-2 | 1.07 | 0.154 | 0.010 |
| I-3 | 1.06 | 0.158 | 0.013 |
| I-4 | 1.06 | 0.165 | 0.014 |
| U | 1.07 | ----- | ----- |
| 平均 | 1.07 | 0.155 | 0.010 |

Table 4-2 Strength Characteristics of NSF-Clay

(a) I, C and U tests (Triaxial Compression Tests, $b_{\sigma}=0.0$)

| Test No. | Isotropic Consolidation Pressure (kPa) | Void Ratio at the End of the Isotropic Consolidation Stage e_0 | Angle of Shearing Resistance (ϕ_d or ϕ' , deg) | Value of Critical State Parameter ($\sqrt{3} p_f$) | Void Ratio at Failure e_f |
|------------|--|--|---|--|-----------------------------|
| I - 0 | 400 | 1.08 | 29.8 | 1.19 | 0.98 |
| I - 1 | | 1.08 | 30.0 | 1.20 | 0.97 |
| I - 2 | | 1.07 | 30.5 | 1.22 | 0.97 |
| I - 3 | | 1.06 | 29.1 | 1.16 | 0.96 |
| I - 4 | | 1.06 | 29.3 | 1.17 | 0.95 |
| Mean | ----- | 1.07 | 29.7 | 1.19 | 0.97 |
| C - 0 | 300 | 1.15 | 30.2 | 1.21 | 1.06 |
| C - 1 | | 1.15 | 30.2 | 1.21 | 1.05 |
| C - 2 | | 1.15 | 30.5 | 1.22 | 1.06 |
| C - 3 | | 1.14 | 30.5 | 1.22 | 1.04 |
| C - 4 | | 1.16 | 29.8 | 1.19 | 1.06 |
| Mean | ----- | 1.15 | 30.2 | 1.21 | 1.05 |
| U | 400 | 1.07 | 29.5 | 1.18 | 1.07 |
| Total Mean | ----- | ----- | 29.9 | 1.20 | ----- |

Table 4-2 Strength Characteristics of NSF-Clay (Continued)

(b) A-tests (Hollow Cylinder Torsional Shear Tests, $b_\sigma=0.5$)

| Test No. | Isotropic Consolidation Pressure (kPa) | Void Ratio at the End of the Isotropic Consolidation Stage e_0 | Angle of Shearing Resistance (ϕ_d or ϕ' , deg) | Value of Critical State Parameter ($M = \frac{3\tau_{ocf}}{\sqrt{2} p_f}$) | Void Ratio at Failure e_f |
|----------|--|--|---|--|-----------------------------|
| A - 0 | 300 | 1.17 | 31.6 | 0.91 | 1.10 |
| A - 1 | | 1.16 | 32.1 | 0.92 | 1.08 |
| A - 2 | | 1.17 | 31.0 | 0.89 | 1.10 |
| A - 3 | | 1.16 | 31.1 | 0.89 | 1.08 |
| A - 4 | | 1.16 | 31.0 | 0.89 | 1.07 |
| A - 5 | | 1.16 | 30.7 | 0.88 | 1.08 |
| A - 6 | | 1.16 | 31.0 | 0.89 | 1.07 |
| A - 7 | | 1.17 | 32.0 | 0.92 | 1.08 |
| Mean | | ----- | 1.16 | 31.3 | 0.90 |

4.2 載荷履歴を受けた粘土の降伏挙動

4.2.1 状態境界面の概念と過圧密および非 p' 一定排水せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動

I試験の状態経路の模式図を図4-2に示す。点 I_0 は等方圧密過程終了点(B点, 図3-1(a)), 点 I_p は初期載荷過程(等方圧縮)の終了点(C点), 点 I_u は除荷過程の終了点(B点)に対応する状態点である。また面Pは $p'=400\text{kPa}$ の平面であり, 再載荷過程(p' 一定排水せん断)における p' は常に 400kPa であることから, この過程の状態点は面P上のみを移動できる。ここで状態境界面の概念によって粘土の降伏挙動が説明できると仮定すれば, 処女載荷試験である実験I-0の載荷過程(p' 一定排水せん断)の状態点は状態境界面と平面Pの交線(曲線 I_0YF , 図4-2)上を進むことになる。また実験I-1~4の再載荷過程の状態点は, P面上における状態境界面(線)を表すことになる実験I-0の状態経路に必ず到達することになり(経路 I_uY), 到達した点(点Y)が降伏点であり, 降伏後の状態点は実験I-0の状態経路上を進むことになる。図4-3(a)はI試験の再載荷過程における実際の $q-e$ 関係であり, 同(b)はC試験の関係である。過圧密履歴を受けた試料, 非 p' 一定排水せん断履歴を受けた試料ともに, 状態境界面の概念と整合するような挙動を示していない。

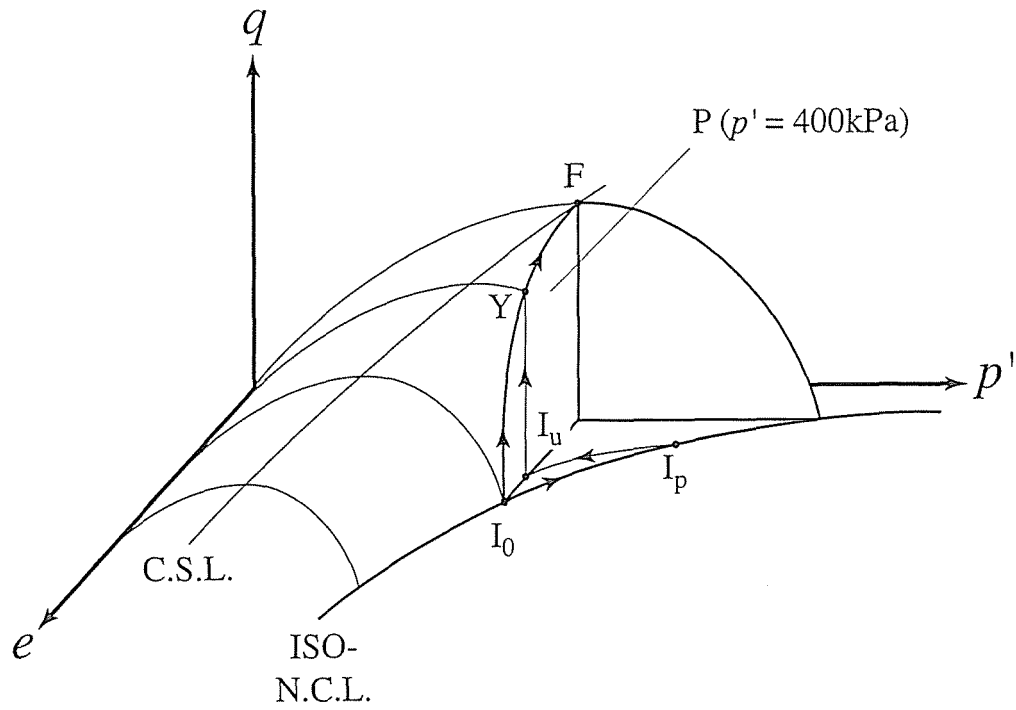
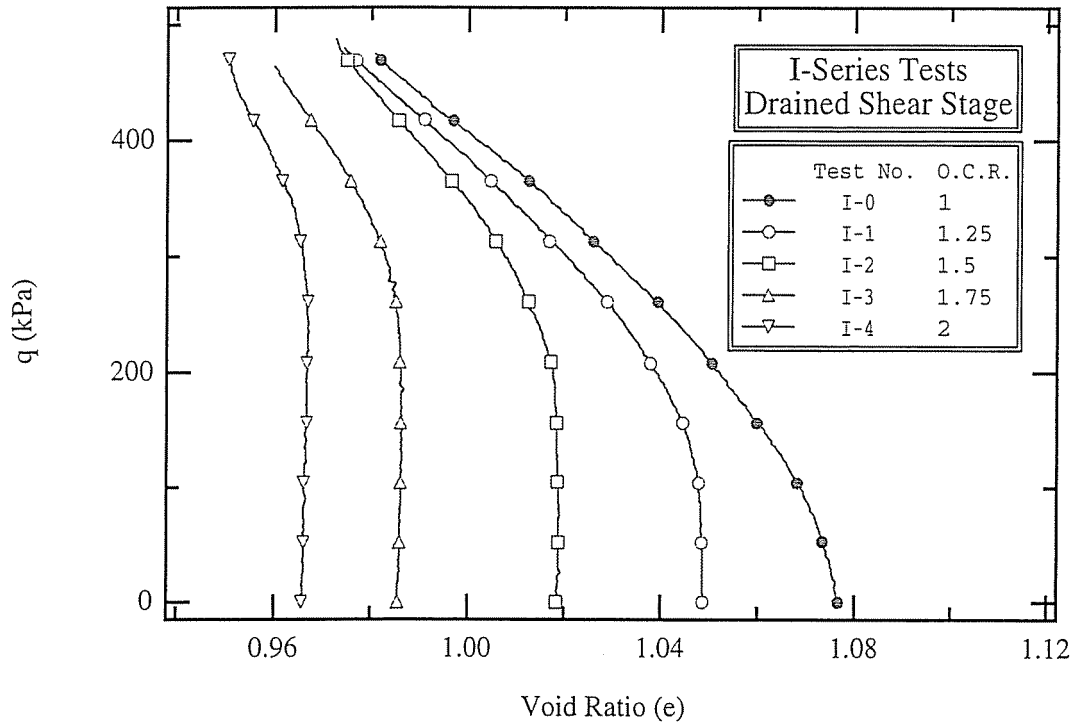
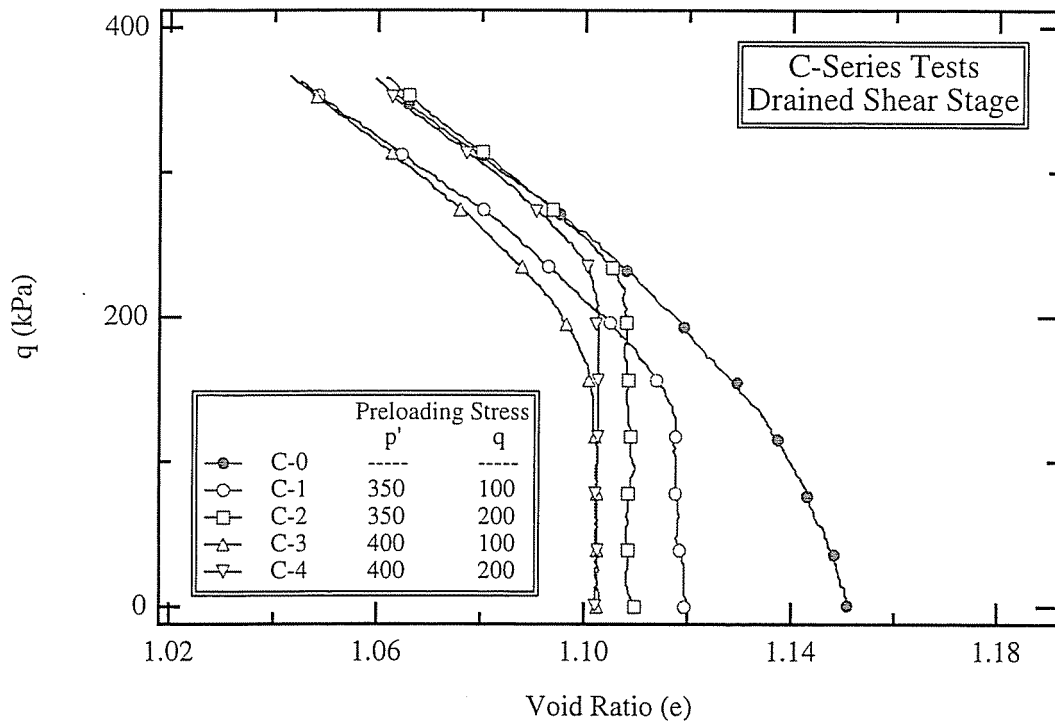


Figure 4-2 State Boundary Concept and
Yielding of Isotropically Over-Consolidated Clay



(a) I-Series Tests



(b) C-Series Tests

Figure 4-3 Relationship between q and e at the Reloading Stage in I and C Series Tests

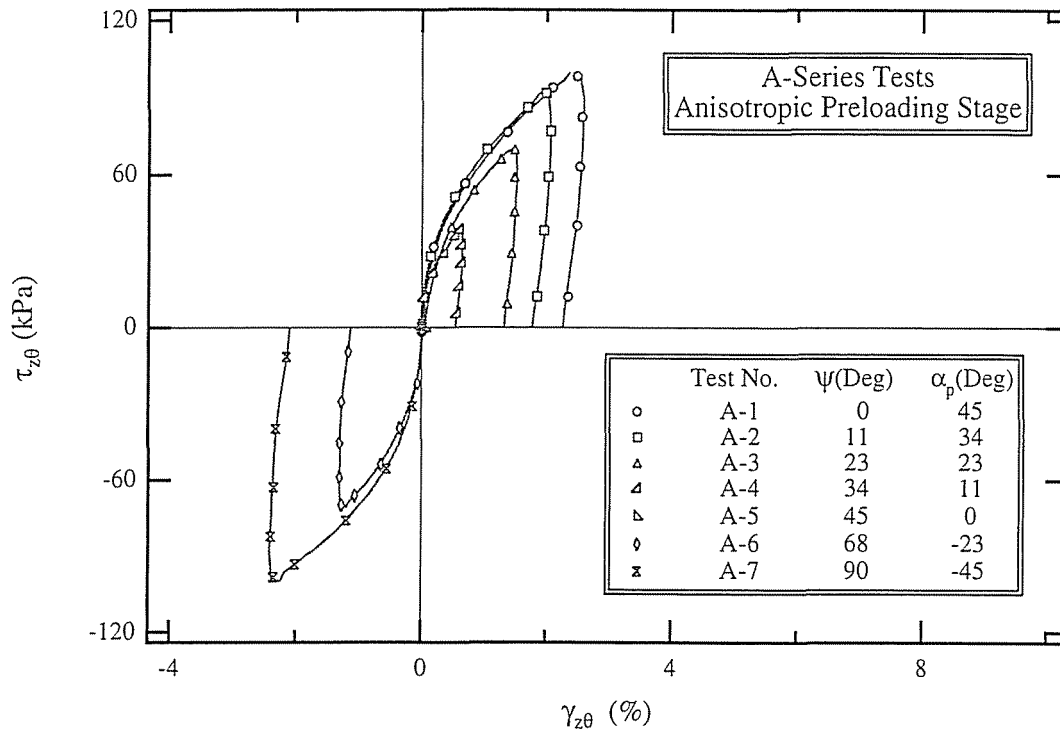
4.2.2 異方せん断履歴を受けた粘土のせん断ひずみ挙動

A試験の初期載荷・除荷過程における $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 関係を図4-4(a)に示す。この過程における σ_1 軸方向 α_σ は実験ごとに異なっているため、 $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 関係も異なった挙動を示す。本過程における供試体の変形モードと σ_1 軸方向の関係については図3-2を、応力の変化(σ_{zz}' , σ_{rr}' , $\sigma_{\theta\theta}'$, $\tau_{z\theta}$)については図3-7～3-9を参照されたい。

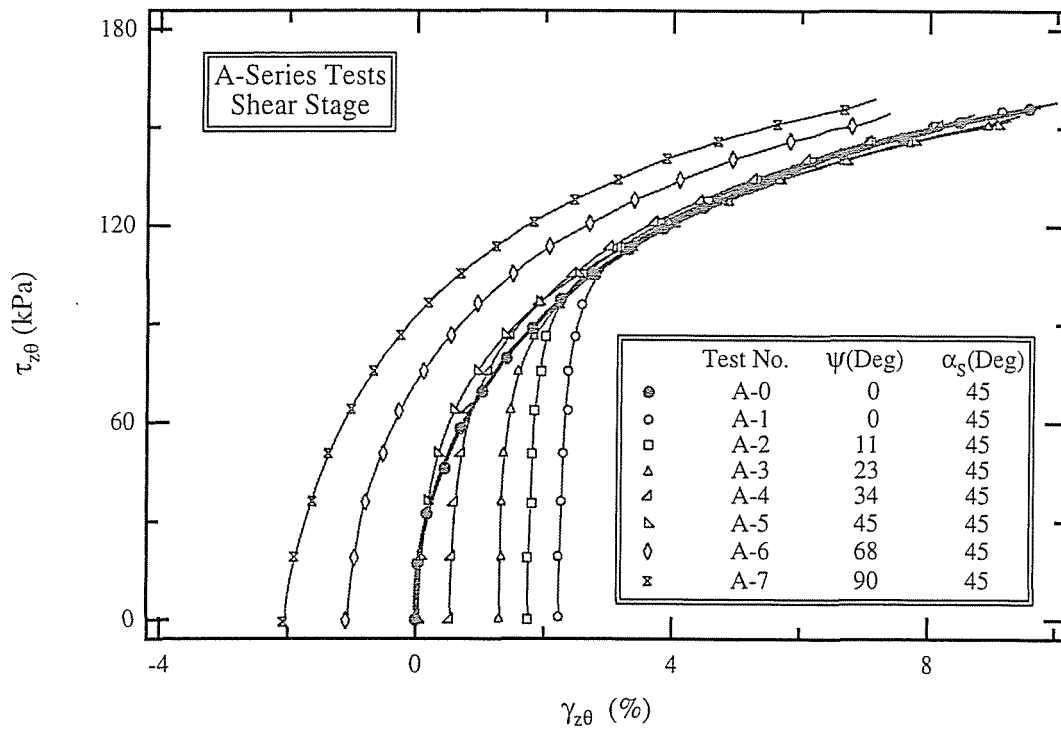
図4-4(b)は再載荷過程の $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 関係である。ひずみの基準を初期載荷開始点としているため、再載荷開始点における $\gamma_{z\theta}$ の値は初期載荷・除荷で生じた非可逆ひずみの大きさを表している。実験A-1～7の再載荷開始点における $\gamma_{z\theta}$ は主軸回転角 ψ に応じ異なった値を示す。そして再載荷開始点において正の $\gamma_{z\theta}$ が生じている実験(A-1～5)について見てみれば、それぞれの実験の $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 径路が処女載荷径路に到達するまでは、高い剛性が認められるのに対し、到達点で降伏が生じており、以降の径路は処女載荷経路とほぼ一致している。一方、再載荷開始点において負の $\gamma_{z\theta}$ が生じる実験(A-6および7)について見てみれば、それぞれの $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 径路は処女載荷径路の外側(処女載荷径路を $\gamma_{z\theta} = f(\tau_{z\theta})$ とした場合、 $\gamma_{z\theta} < f(\tau_{z\theta})$ である領域)にあり、これらの径路には明確な降伏点が認められない。以上の実験結果より、処女載荷時における $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 径路が載荷履歴に依存しない静的な弾塑性境界面の役割を果たしており、この境界面にもとづいて異方せん断履歴を受けた粘土の異方降伏挙動の解釈ができることが明らかである。

図4-5は実験A-0, 6および7の $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 関係であり、特に実験A-6と7についてはそれぞれの $\gamma_{z\theta}$ にオフセットを加えることによって再載荷開始点の $\gamma_{z\theta}$ の値を0%に揃えてある。この操作により処女載荷径路と実験A-6および7の経路が一致するようになることは明らかであり、また図4-4(b)において実験A-1～5の降伏後の $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 経路は処女載荷経路とほぼ一致してい

る．言いかえれば弾塑性状態にある粘土の $d\gamma_{z\theta} / d\tau_{z\theta}$ 挙動は異方載荷履歴の影響を受ず $\tau_{z\theta}$ のユニークな関数となる．



(a) Anisotropic Preloading and Unloading Stage



(b) Reloading Stage

Figure 4-4 Relationship between $\tau_{z\theta}$ and $\epsilon_{z\theta}$ in A-series tests

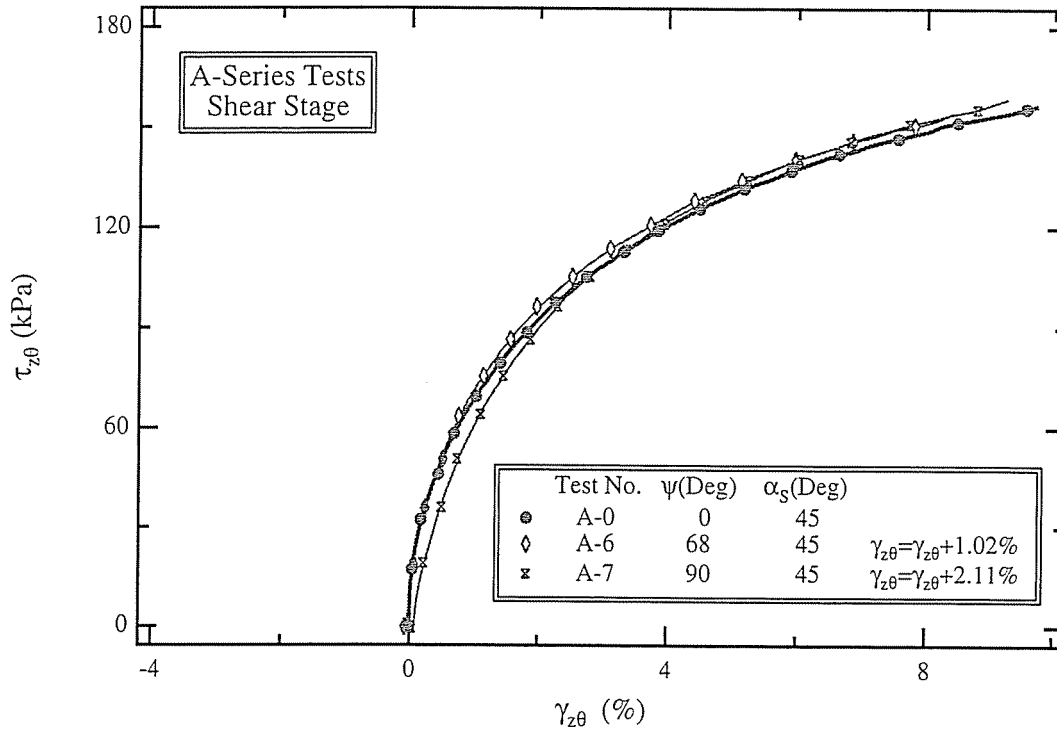


Figure 4-5 Relationship between $\tau_{z\theta}$ and $\gamma_{z\theta}$ at the shear stage in A-0, 6 and 7 tests

4.3 面積ひずみによる変形挙動の整理

4.3.1 σ_3' 面の面積ひずみ

図4-3と4-4を手がかりとして実験結果の検討を行った結果、 σ_3' 面の面積ひずみ $\tilde{\omega}_3$ (σ_3' 軸を法線とする面の面積ひずみ)を導入することによって、過圧密履歴、非 p' 一定せん断履歴および異方せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動を統一的に解釈できることが明らかになった。

図4-6(a)は変形前の供試体の中に設定した基準球を示したものであり、(b)は変形後の基準球(ひずみ楕円体)を示したものである。 \tilde{x}_1 、 \tilde{x}_2 および \tilde{x}_3 軸はそれぞれ σ_1' 、 σ_2' 、および σ_3' 軸と一致しており、また楕円体の切断面 \tilde{c}_3 はその中心を通り、かつ \tilde{x}_3 (σ_3')軸に対して垂直である。なおこのような主応力軸を軸とする座標系を、今後、主応力座標系と呼ぶことにし、主応力座標系によって測定される物理量についてはその記号に \sim (チルダ)を付すものとする。ここで \tilde{c}_3 面の面積ひずみ $\tilde{\omega}_3$ を次式のように定義する。

$$\tilde{\omega}_3 = -\frac{d\tilde{A}_3 - dA_0}{dA_0} \quad (4.1)$$

dA_0 および $d\tilde{A}_3$ はそれぞれ変形前・後における \tilde{c}_3 の面積である。図(c)は変形前後の \tilde{c}_3 面を示したものであり、 x_1 および x_2 軸はそれぞれ変形後の楕円の単軸および長軸と一致しているのに対し、 \tilde{x}_1 および \tilde{x}_2 軸はそれぞれ σ_1' および σ_2' 軸と一致している。 x_1 および x_2 軸方向の直ひずみをそれぞれ ε_{11} および ε_{33} とおけば、式4.1は次式のように書き換えることが可能である。

$$\tilde{\omega}_3 = -\frac{\pi d\tilde{r}_1 d\tilde{r}_2 - \pi d r_0^2}{\pi d r_0^2} = -\{(1-\varepsilon_{11})(1-\varepsilon_{22})-1\} \quad (4.2)$$

dr_1 および dr_2 はそれぞれ変形後の楕円の単軸および長軸方向の半径であり、 dr_0 は基準球の半径である。ここで微小変形状態を仮定すれば式4.2の右辺は次式のようになる。

$$\bar{\omega}_3 = -\{(1-\varepsilon_{11})(1-\varepsilon_{22})-1\} \cong \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} \quad (4.3)$$

3次元におけるひずみの第1不変量は3つの直ひずみ成分の和によって与えられるのに対し、2次元の第1不変量は2つの直ひずみ成分の和によって与えられる。したがって \bar{x}_1 および \bar{x}_2 軸方向の直ひずみをそれぞれ $\bar{\varepsilon}_{11}$ および $\bar{\varepsilon}_{22}$ とおけば、次式が成立する。

$$\bar{\omega}_3 \cong \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} \cong \bar{\varepsilon}_{11} + \bar{\varepsilon}_{22} \quad (4.4)$$

$\bar{\omega}_3$ の値は σ_3' 軸の方向に応じて変化する。言いかえれば $\bar{\omega}_3$ の値はひずみ誘導異方性を示す。また σ_3' 面の面積ひずみ $\bar{\omega}_3$ の他に、 σ_1' 面の面積ひずみ $\bar{\omega}_1$ や、 σ_2' 面の面積ひずみ $\bar{\omega}_2$ 、あるいは最大主ひずみ軸を法線とする面の面積ひずみ等々、様々な面積ひずみを定義することが可能である。

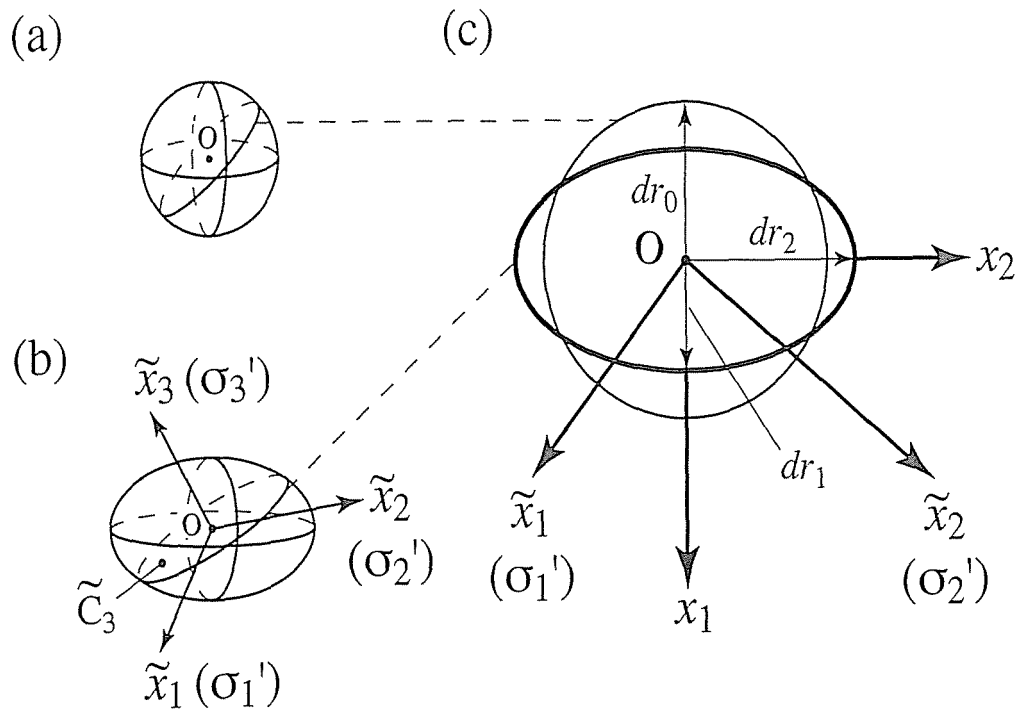


Figure 4-6 Strain Ellipsoid and Areal Strain $\tilde{\omega}_3$

4.3.2 過圧密履歴および非 p' 一定せん断履歴履歴を受けた粘土の

面積ひずみ挙動

三軸圧縮試験における供試体と主応力軸の関係について図4-7に示す。三軸圧縮試験では $\bar{\epsilon}_{11}$ と供試体軸方向の直ひずみ ϵ_{zz} が一致しており、 $\bar{\epsilon}_{22}$ と半径方向の直ひずみ ϵ_{rr} が一致している。したがってこの試験では $\bar{\omega}_3 = \epsilon_{zz} + \epsilon_{rr}$ である。I試験の再載荷過程における $\bar{\omega}_3$ の挙動を図4-8(a)に、C試験の挙動を図(b)に示す。両方のグラフともひずみの基準は初期載荷過程の開始点であり、再載荷過程開始点の $\bar{\omega}_3$ は初期載荷履歴によって生じた非可逆ひずみである。図4-8より、過圧密履歴であるのか非 p' 一定せん断履歴であるのかにかかわらず、処女載荷時における $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路を弾塑性境界面と考えることにより、載荷履歴を受けた粘土の降伏挙動の説明ができることが明らかである。すなわち履歴を受けた粘土は、各々の $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路が処女載荷経路に到達するまでは高い剛性を示しており、到達した点で降伏し、降伏後の径路と処女載荷経路はほぼ一致している。

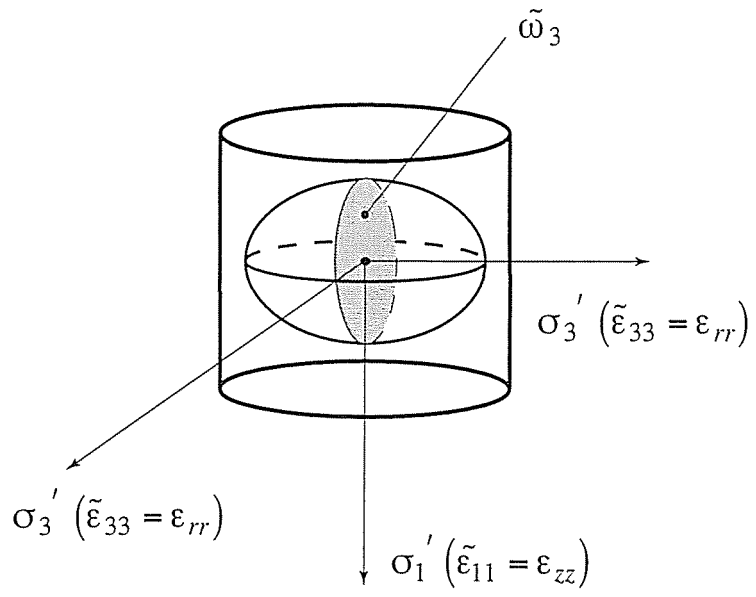
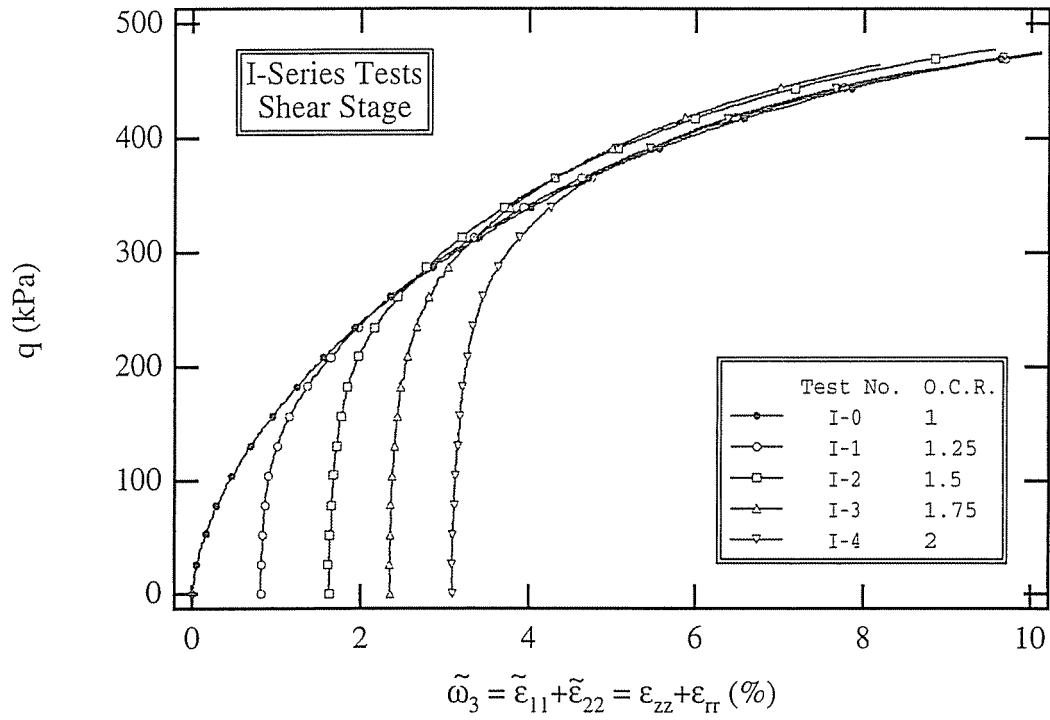
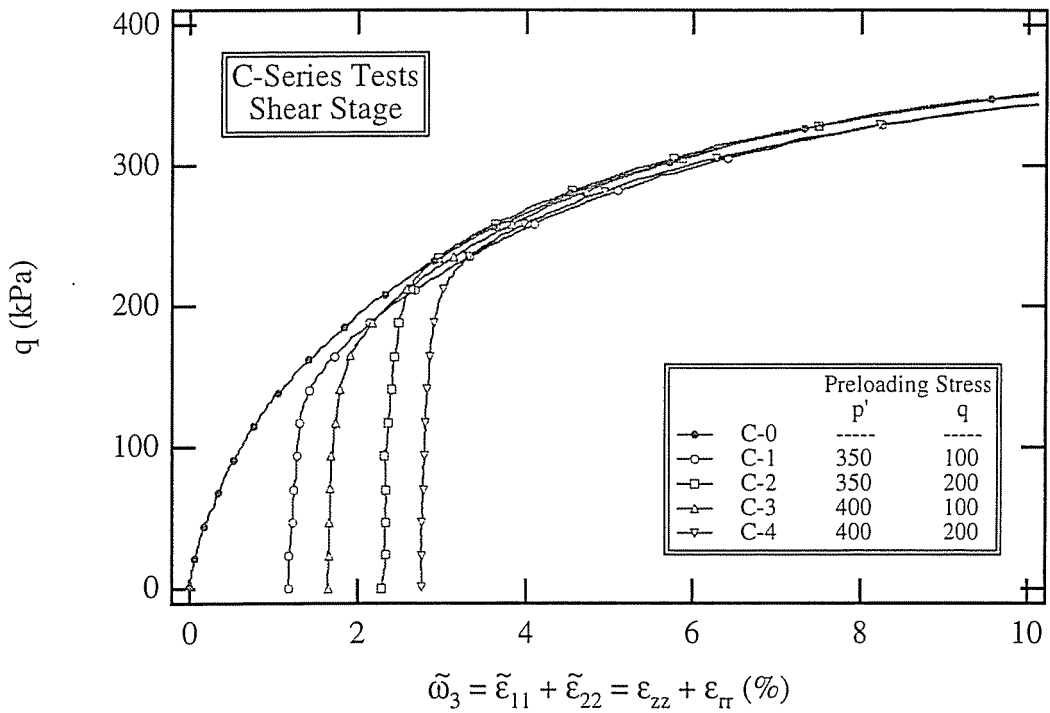


Figure 4-7 Triaxial Copression Test and Areal Strain $\tilde{\omega}_3$



(a) I-Series Tests



(b) C-Series Tests

Figure 4-8 Relationship between q and $\tilde{\omega}_3$ at the Reloading Stage in I and C Series Tests

4.3.3 異方せん断履歴を受けた粘土の面積ひずみ挙動

A試験について、ひずみの基準を初期載荷・除荷過程の開始点とした場合における、再載荷過程開始点のひずみ楕円体を図4-9に示す。初期載荷開始点における試料が完全な等方性を示し、したがって各々のひずみ楕円体が互いに他に対して完全に合同であったとしても、楕円体の軸(主ひずみ軸)は初期載荷・除荷過程の主応力軸方向に応じて異なる。ここで初期載荷・除荷過程の σ_3' 面ではなく、再載荷過程の σ_3' 面の面積ひずみについて考えれば、その値は初期載荷・除荷過程の主応力軸方向に応じて異なることになる(図の網掛け部分の面積)。

A試験の再載荷過程における $\bar{\omega}_3 (= \bar{\epsilon}_{11} + \bar{\epsilon}_{22})$ 挙動を図4-10に示す。なお $\bar{\omega}_3$ は初期載荷・除荷過程の σ_3' 面ではなく、再載荷過程の σ_3' 面の面積ひずみである。また $\bar{\omega}_3 = 0\%$ の点は初期載荷開始点であり、再載荷開始点の $\bar{\omega}_3$ の値は初期載荷・除荷で生じた非可逆ひずみの大きさを表しており、これらの値は上述の通りひずみ誘導異方性を示す。次式は再載荷過程の主応力軸を座標系とした場合のひずみ成分と図3-5の $z-r-\theta$ 軸を座標系とした場合のひずみ成分の変換式である。式左辺の $\bar{\epsilon}_{33}$ は σ_3' 軸の直ひずみであり、また $\bar{\epsilon}_{13}$ および $\bar{\epsilon}_{31}$ は σ_1'' 軸と σ_3' 軸に関するせん断ひずみである。

$$\begin{pmatrix} \bar{\epsilon}_{11} & \bar{\epsilon}_{13} \\ \bar{\epsilon}_{31} & \bar{\epsilon}_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \alpha_\sigma & \sin \alpha_\sigma \\ -\sin \alpha_\sigma & \cos \alpha_\sigma \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_{zz} & \gamma_{z\theta} \\ \gamma_{\theta z} & \epsilon_{\theta\theta} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \cos \alpha_\sigma & -\sin \alpha_\sigma \\ \sin \alpha_\sigma & \cos \alpha_\sigma \end{pmatrix} \quad (4.5)$$

$$\bar{\epsilon}_{22} = \epsilon_2 = \epsilon_{rr}$$

図4-10より、処女載荷時における $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路を弾塑性境界面と考えることにより、過圧密履歴や非 p' 一定せん断履歴を受けた場合の降伏挙動のみならず、異方せん断履歴を受けた場合の異方降伏挙動についても説明が可能であることが明らかである。すなわち、まず $\bar{\omega}_3$ の定義によって実験A-1~7

の再載荷開始点における $\bar{\omega}_3$ の値はひずみ誘導異方性を示すことになる．次に再載荷開始点において正の $\bar{\omega}_3$ が生じている実験(A-1~5)について見てみれば， $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路が処女載荷径路に到達するまでは高い剛性を示すのに対し，到達点で降伏しており，降伏後の $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路は処女載荷経路とほぼ完全に一致している．一方，再載荷開始点において負の $\bar{\omega}_3$ が生じている実験(A-6~7)について見てみれば，それぞれの $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路は処女載荷経路の外側にあるが，それらの径路には明確な降伏点が認められない．図4-11は実験A-0, 6および7の $q \sim \bar{\omega}_3$ 関係について示したものであり，実験A-6と7についてはそれぞれの $\bar{\omega}_3$ に対してオフセットを加えることにより，せん断開始点における $\bar{\omega}_3$ の値を0%に揃えてある．この操作によって処女載荷径路と実験A-6および7の経路が一致することは明らかであり，弾塑性状態にある粘土の $d\bar{\omega}_3/dq$ 挙動には載荷履歴の影響が現れないと言える．なお図4-4(b)に示した $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 関係においては実験A-4およびA-5の $\tau_{z\theta} \sim \gamma_{z\theta}$ 径路が処女載荷径路から飛び出す現象が認められるのに対し，図4-10に示した $q \sim \bar{\omega}_3$ 関係においてそのような現象は認められない．

Preloading

Shear

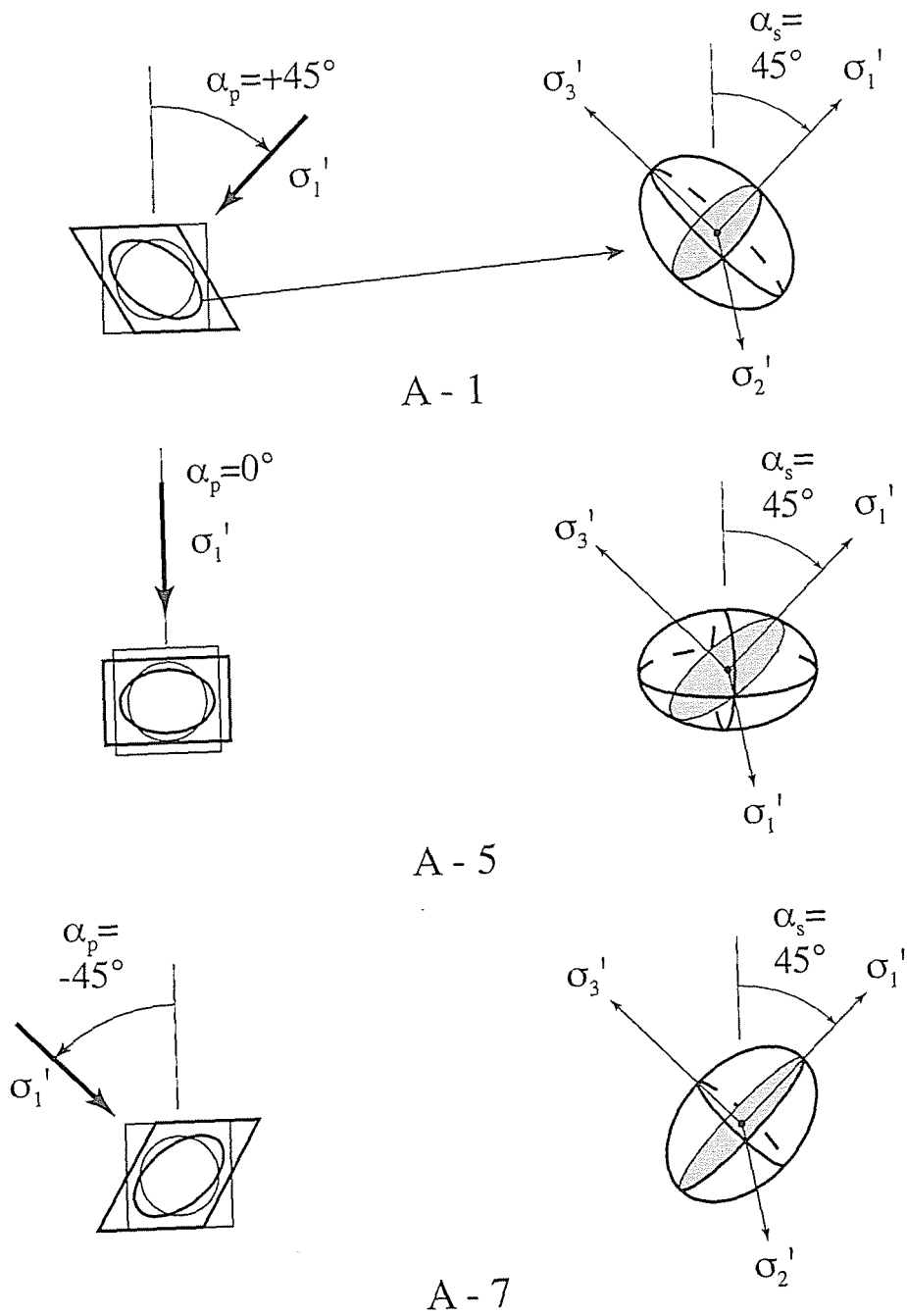


Figure 4-9 Strain Ellipsoid and Areal Strain $\bar{\omega}_3$ at the Start of the Reloading Stage in A-Series tests

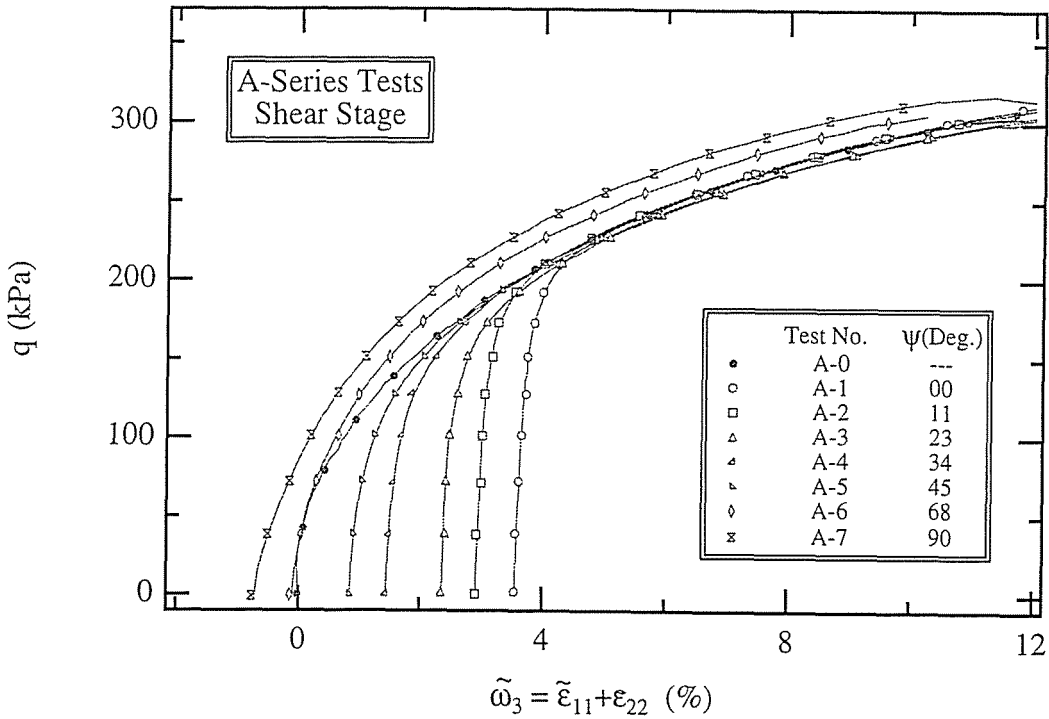


Figure 4-10 Relationship between q and $\bar{\omega}_3$ at the Reloading Stage in A Series Tests

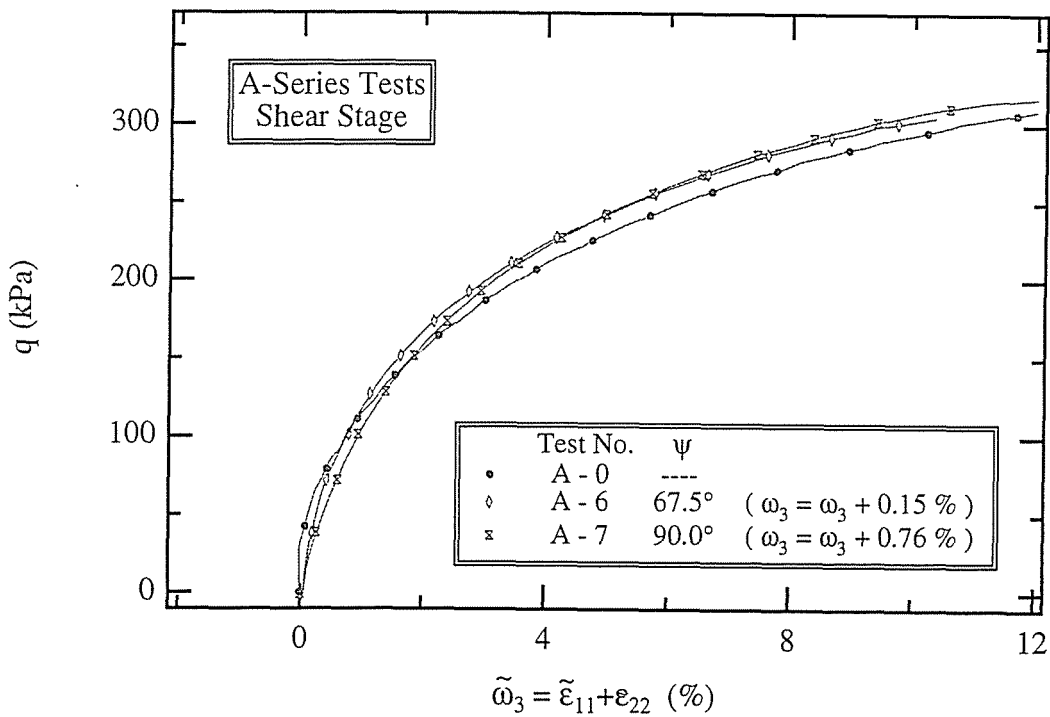


Figure 4-11 Relationship between q and $\bar{\omega}_3$ at the Reloading Stage in A-0, 6 and 7 tests

4.4 降伏後の塑性ひずみ挙動

4.4.1 降伏点

図4-8および図4-10～11に示した実験結果より， $q \sim \bar{\omega}_3$ 面上における処女載荷径路が弾塑性境界面であり，かつ処女載荷径路上およびその外部においては $d\bar{\omega}_3/dq$ 挙動に対して履歴の影響が現れていないことが明らかである．以上より載荷履歴を受けた粘土の $q \sim \bar{\omega}_3$ 径路が処女載荷径路に達した点をその粘土の降伏点と定義する．なお再載荷過程の開始点において $\bar{\omega}_3$ が負の値を示している実験A-6と7については再載荷開始点が降伏点である．各実験の降伏応力を表4-3にまとめる．

4.4.2 ストレス-ダイレタンシー関係におよぼす載荷履歴の影響

I試験，C試験およびA試験の再載荷過程における応力比 $\eta(=q/p')$ ， q は主応力差)と塑性ひずみ増分比 $(dv^p/d(\bar{\epsilon}_{11}^p - \bar{\epsilon}_{33}^p))$ の関係を図4-12に示す．なお塑性ひずみ増分を求めるにあたり後述の式5.6によって弾性ひずみ増分の評価を行っている．

カムクレイや修正カムクレイでは，このストレス-ダイレタンシー関係が載荷履歴には依存しないものと仮定して，応力 \sim ひずみ関係の誘導を行っている．それに対して，I試験の実験結果を示した図4-12(a)から，ストレス-ダイレタンシー関係が過圧密比に強く依存することが明らかである．またA試験の実験結果を示した図(c)から，再載荷の開始点において $\bar{\omega}_3$ が負となるような載荷履歴が，ストレス-ダイレタンシー関係に対して非常に強い影響を及ぼすことが明らかである．

Table 4-3 Yielding Stresses of Preloaded Clay Samples

(a) I-Series

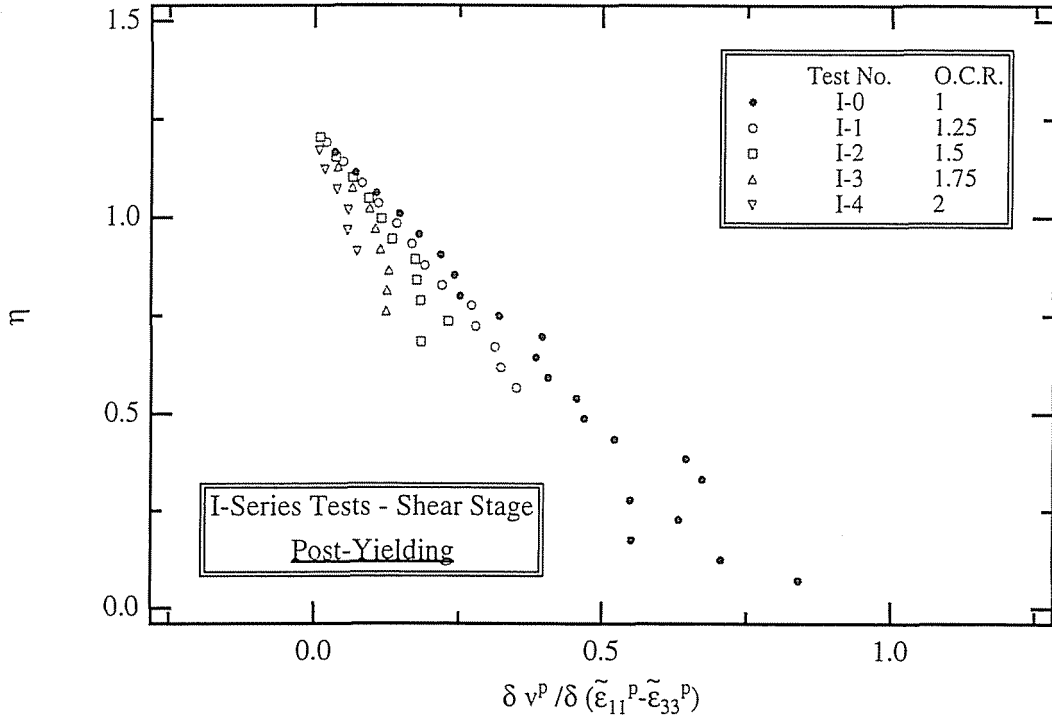
| Test No. | O.C.R. | Yielding Stress (q , kPa) |
|----------|--------|---------------------------------|
| I - 1 | 1.25 | 227 |
| I - 2 | 1.5 | 274 |
| I - 3 | 1.75 | 305 |
| I - 4 | 2 | 365 |

(b) C-Series

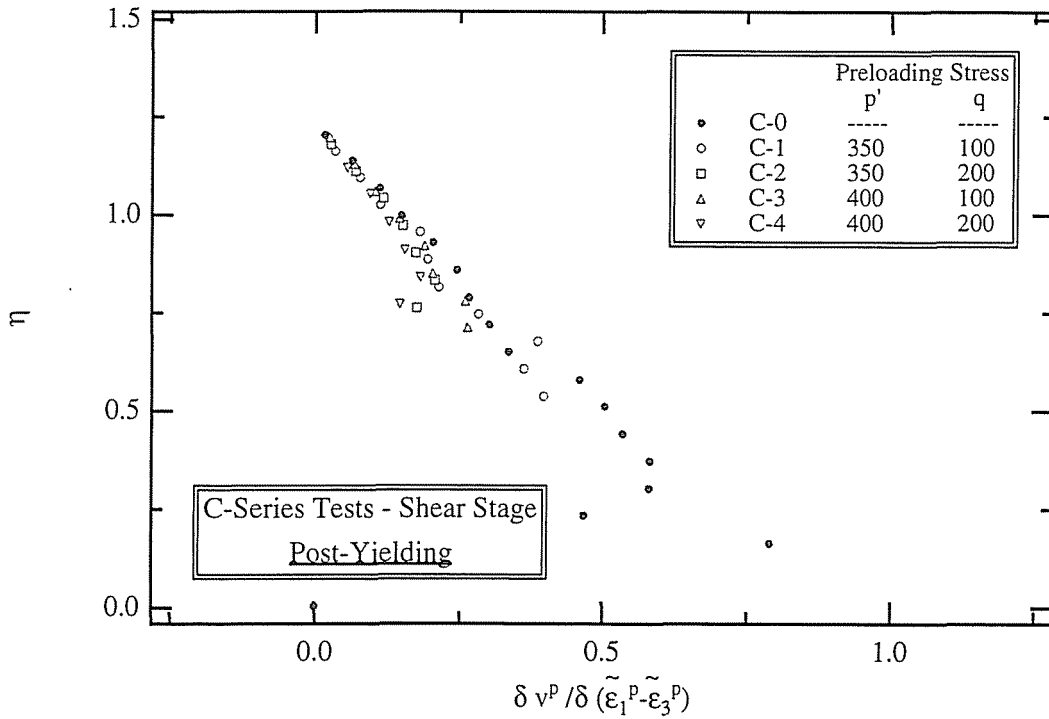
| Test No. | Preloading Stress | | Yielding Stress (q , kPa) |
|----------|-------------------|-----------|---------------------------------|
| | p' (kPa) | q (kPa) | |
| C - 1 | 350 | 100 | 162 |
| C - 2 | 350 | 200 | 229 |
| C - 3 | 400 | 100 | 214 |
| C - 4 | 400 | 200 | 233 |

(c) A-Series

| Test No. | ψ (deg) | Yielding Stress (q , kPa) |
|----------|-----------------|---------------------------------|
| A - 1 | 0.0 | 221 |
| A - 2 | 11.2 | 205 |
| A - 3 | 22.5 | 187 |
| A - 4 | 33.7 | 186 |
| A - 5 | 45.0 | 173 |
| A - 6 | 62.5 | 0 |
| A - 7 | 90.0 | 0 |

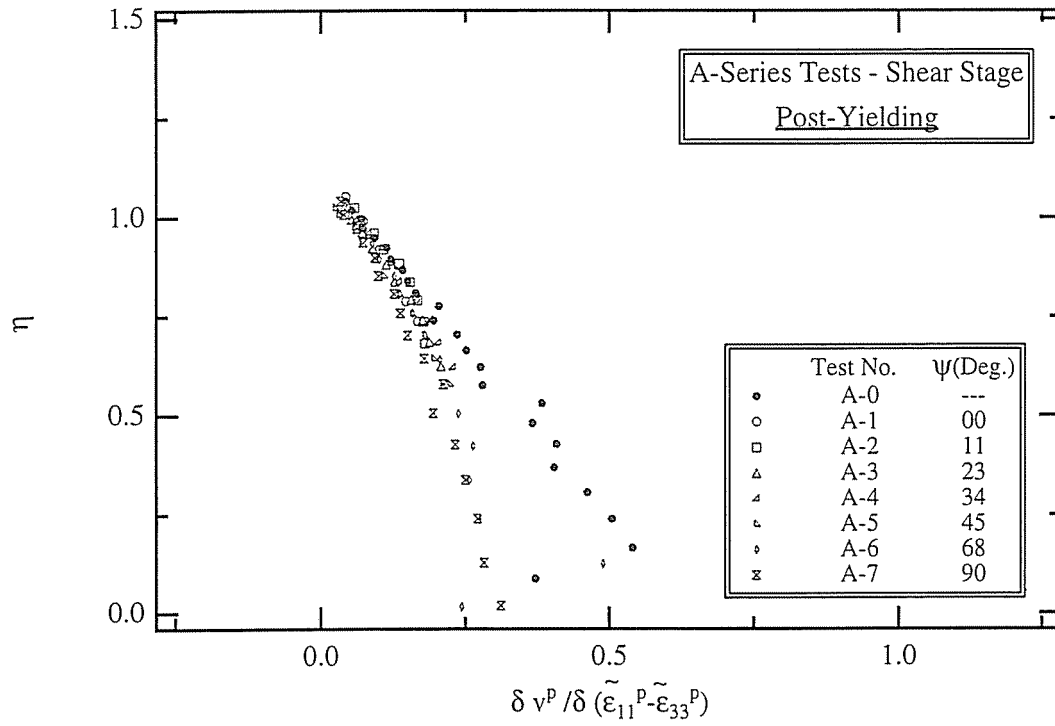


(a) I-Series Tests



(b) C-Series Tests

Figure 4-12 Stress-Dilatancy Relationship at the Reloading Stage



(c) A-Series Tests

Figure 4-12 Stress-Dilatancy Relationship at the Reloading Stage (Continued)

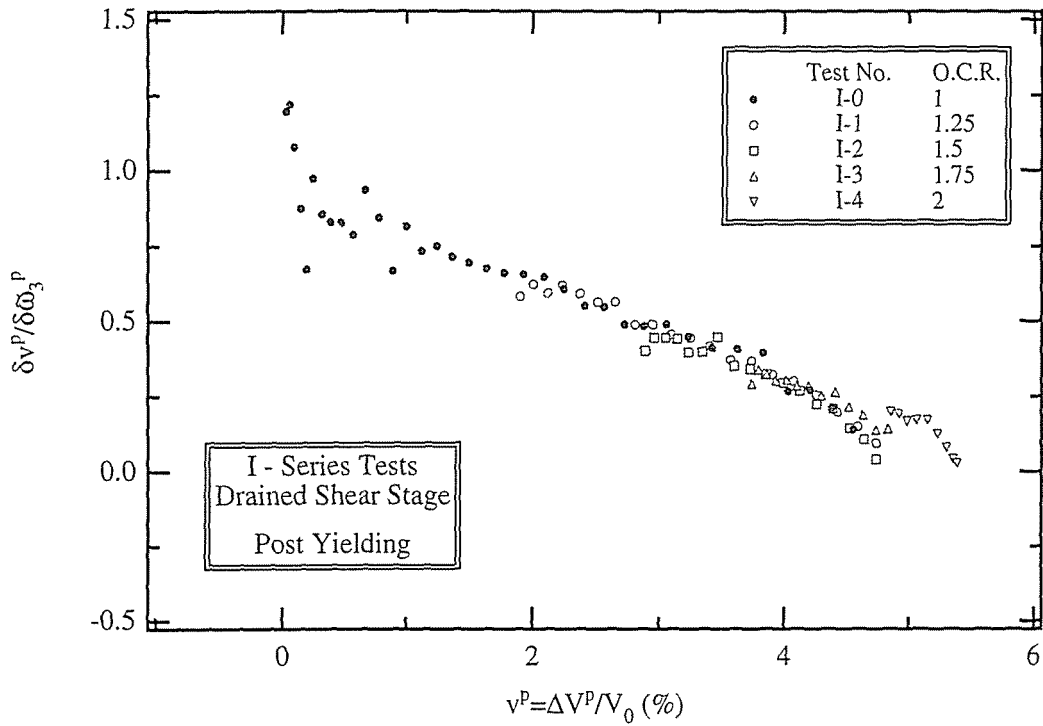
4.4.3 体積ひずみと面積ひずみの関係

粘土の変形挙動や強度特性を理解するにあたり、体積ひずみ v もしくは間隙比 e はその鍵になるパラメータの一つと考えられている。それに対し本研究では粘土の降伏挙動が面積ひずみ $\bar{\omega}_3$ と密接に関連していることを明らかにした。ここではこれら v と $\bar{\omega}_3$ の関係について検討する。

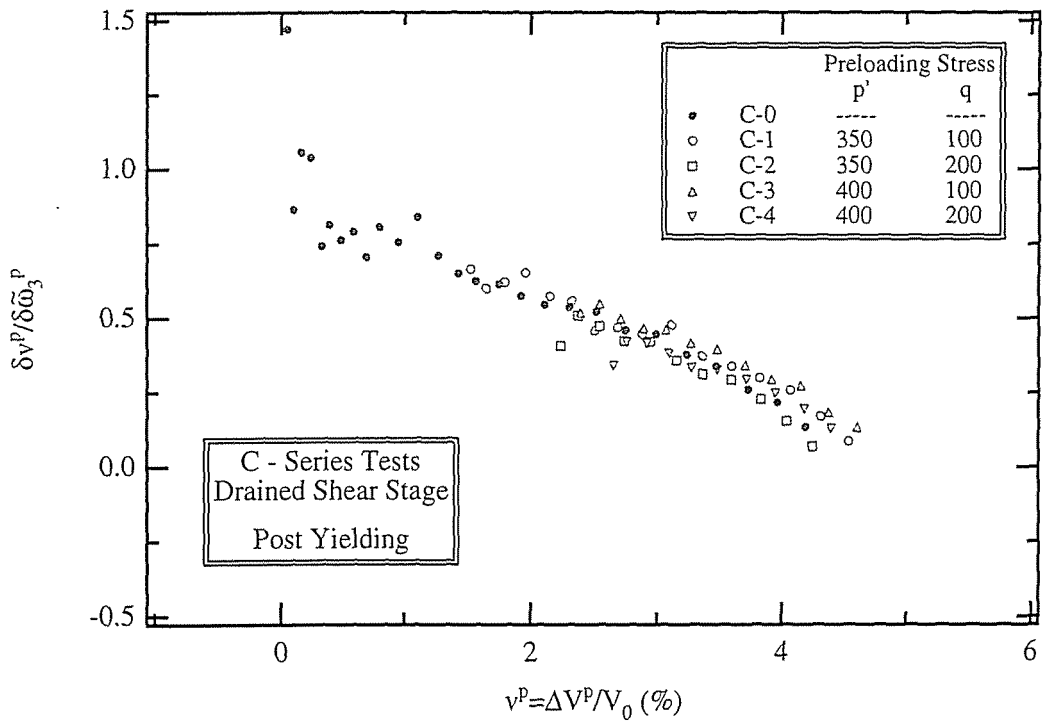
図4-13(a)(b)はI試験とC試験の再載荷過程における $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係であり、図(c)は実験A-6と7を除くA試験の関係である。図4-12に示したストレーンダイレイタンスー関係とは異なり、載荷履歴を受けた粘土の $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係と処女載荷時における関係がほぼ一致しており、同時にこれらの関係は直線性を示している。実験A-0, 6, 7の $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係を図4-14(a)に示す。他の実験とは異なり、A-6, 7の関係とA-0の関係は一致していない。しかしA-6, 7の関係についても直線性が認められ、かつこれらの実験の傾きと正規圧密粘土の傾きがほぼ一致している。すなわちA-6, 7の v^p もしくは $dv^p/d\bar{\omega}_3^p$ に対して適切なオフセットを加えることにより、A-6, 7の関係とA-0の関係が一致することになる。

ここでA-0, 6, 7の再載荷時における $q \sim \bar{\omega}_3$ 関係について考える。図4-10に示した通りA-6, 7それぞれの $\bar{\omega}_3$ から再載荷開始点において生じている $\bar{\omega}_3 (= \bar{\omega}_3^p)$ を差し引くことにより、A-6, 7の関係とA-0の関係が一致するようになる。したがって $q \sim \bar{\omega}_3$ 関係の $\bar{\omega}_3$ に対するオフセット値と、 $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係の v^p もしくは $dv^p/d\bar{\omega}_3^p$ に対するオフセット値は、何らかの形で関連している可能性がある。図4-14(b)は上記の検討結果を反映させたA-0, 6, 7の $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係である。すなわちA-6, 7の v^p に対しては再載荷開始点で生じている $\bar{\omega}_3^p$ をオフセットとして加えてあり、この操作によってA-6およびA-7の関係と処女載荷時における関係がほぼ一致するようになる。

ここで述べた $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係と4.3節で述べた $q \sim d\bar{\omega}_3^p/dq$ 関係を粘土の変形挙動の最も基本になる関係と考えれば，図4-3に示したダイレタンシー挙動に現れる履歴依存性や，図4-12に示したストレス-ダイレタンシー関係に現れる履歴依存性の定式化が可能になる．詳細については第5章で述べる．

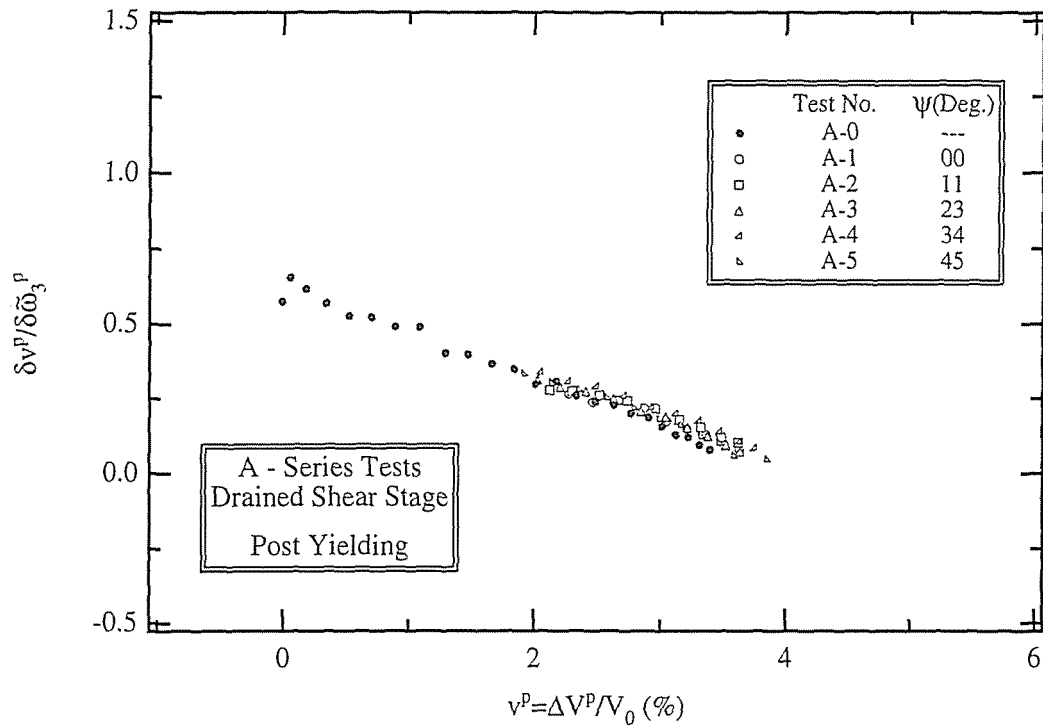


(a) I-Series Tests



(b) C-Series Tests

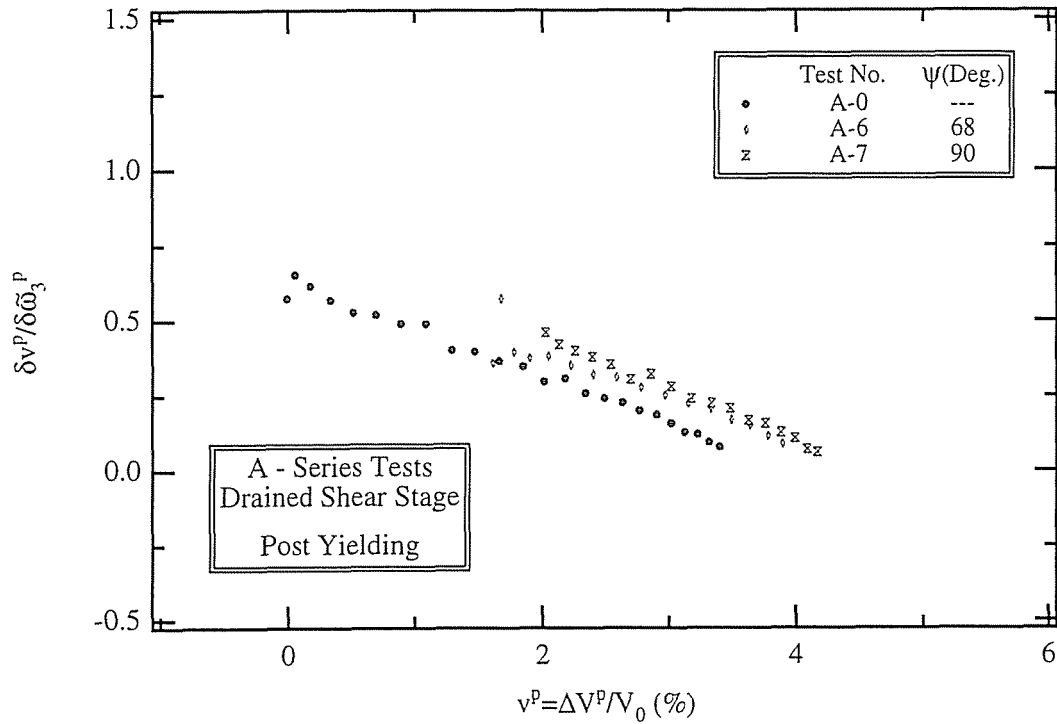
Figure 4-13 Relationship between $\delta v^p / \delta \tilde{\omega}_3^p$ and v^p at the Reloading Stage



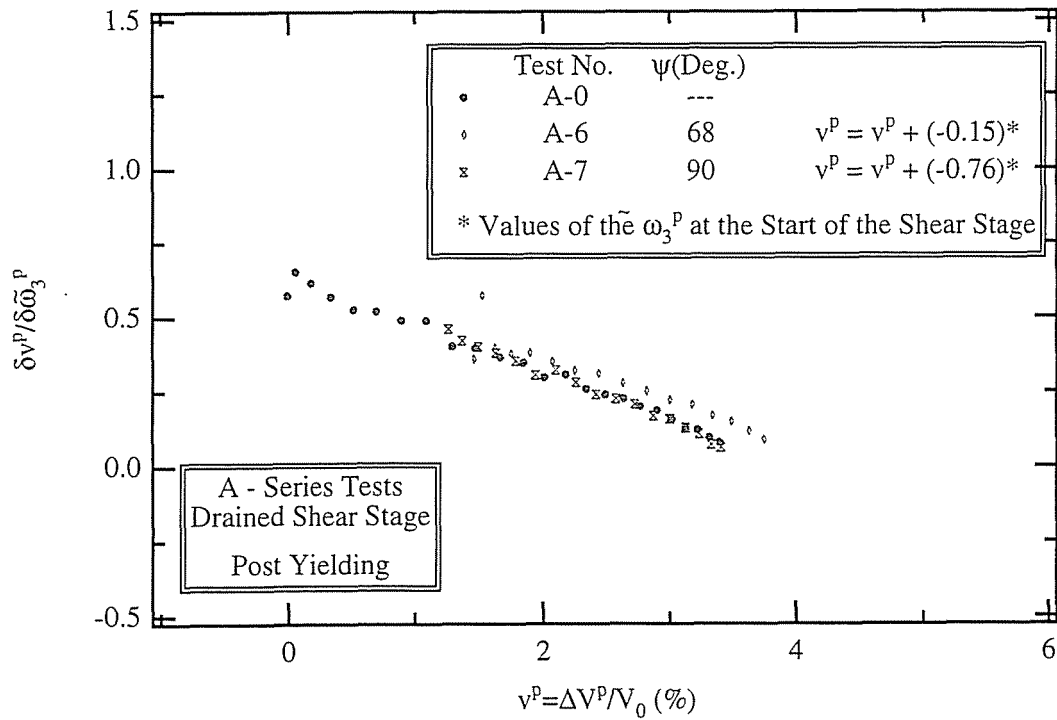
(c) A-Series Tests

Figure 4-13 Relationship between $\delta v^p / \delta \tilde{\omega}_3^p$ and v^p at the Reloading Stage

(Continued)



(a) Non-Offseted



(b) Offseted

Figure 4-14 Relationship between $dv^P / d\tilde{\omega}_3^P$ and v^P at the Reloading Stage in A-0, 6 and 7 tests

4.4.4 塑性主ひずみ増分軸方向におよぼす異方せん断履歴の影響

塑性主ひずみ増分軸方向におよぼす異方せん断履歴の影響について検討を行うため、最大主応力軸方向(α_σ)に対する塑性最大主ひずみ増分軸方向(α_ϵ)の偏差角を表すパラメータ χ を定義する。

$$\chi = \alpha_\epsilon - \alpha_\sigma \quad (4.6)$$

ただし

$$\tan 2\alpha_\epsilon = \frac{2d\epsilon_{z\theta}^p}{d\epsilon_{zz}^p - d\epsilon_{\theta\theta}^p} \quad (4.7)$$

である。図4-15はA試験の再載荷過程における $\chi \sim q$ 関係である。まず実験A-0の χ の値は常に 0° であり、処女載荷時における塑性主ひずみ増分軸と主応力軸は常に共軸性を示していることが分かる。また他の実験についても χ の値は常に 0° であり、塑性主ひずみ増分軸方向は異方せん断履歴の影響を受けていない。なお図4-15における実験A-0の χ 挙動には q が150kPaの付近においてばらつきが認められるが、この原因としては測定データに電氣的なノイズあるいは機械的な振動が混入してしまったことが考えられる。ちなみに実験A-0と実験A-1~7では同一の時間間隔(60分)でデータ収録を行う一方で、実験A-1~7の載荷速度($d(\sigma_1'/\sigma_1')/dt$)は0.00075/minであるのに対し、実験A-0の速度は0.00050 /minである(第3章)。したがって同じ時間間隔の間に生じる変形量は実験A-1~7の方がより大きなものとなるため、仮に実験A-0と実験A-1~7の変形データに同じ大きさのノイズなり振動なりが混入したとしても、実験A-0のほうがよりそれらの影響を強く受けることになる。

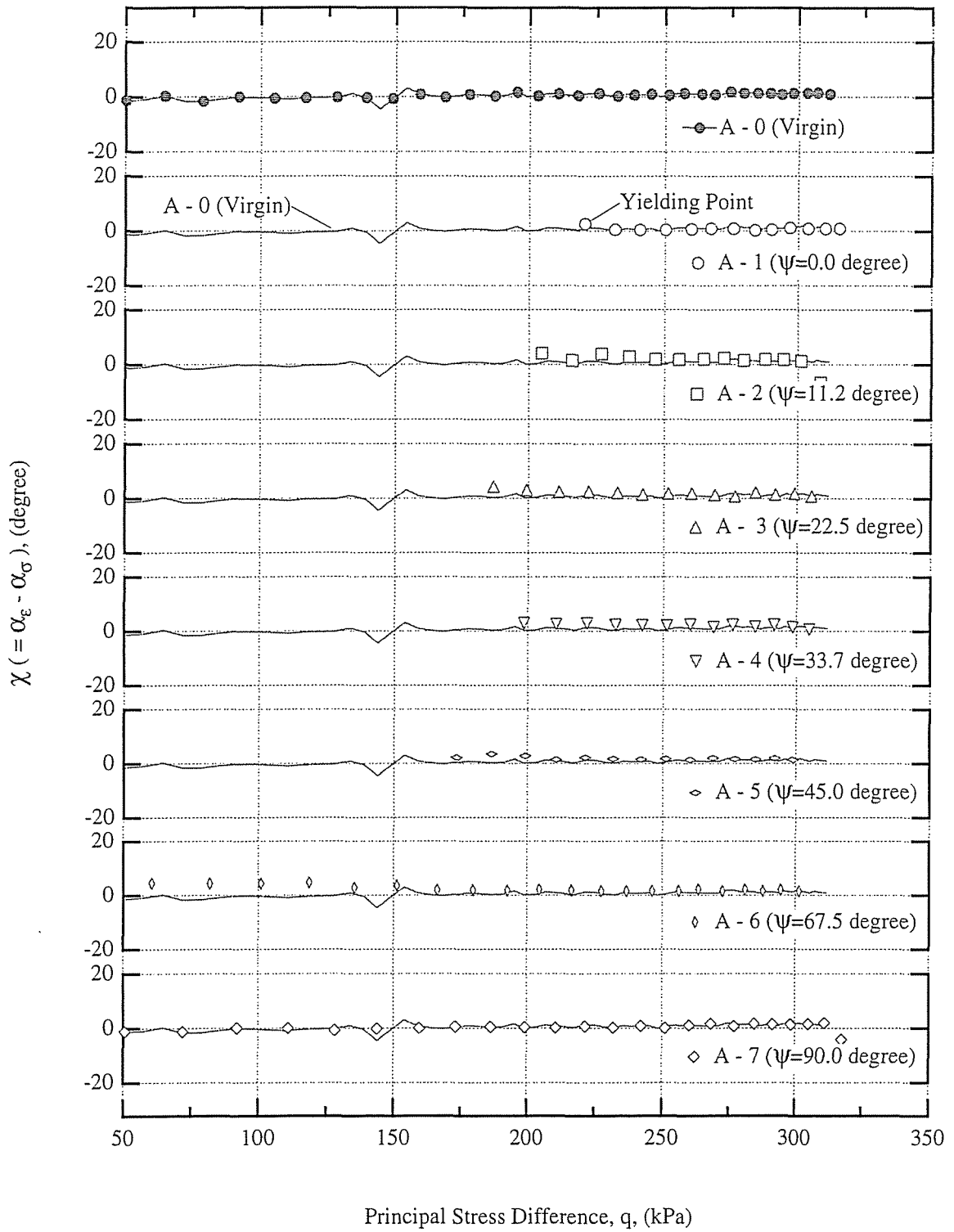


Figure 4-15 Coaxiality between σ_1' and $\bar{\epsilon}_{11}^p$ axes
at the Reloading Stage in A-Series Tests

4.4.5 塑性主ひずみ増分と中間主応力パラメータ b_σ の関係

$d\bar{\epsilon}_{11}^p$, $d\bar{\epsilon}_{22}^p$ および $d\bar{\epsilon}_{33}^p$ 三者の相互関係におよぼす異方せん断履歴の影響について検討するため, 中間主応力パラメータ b_σ にならい, ひずみパラメータ b_ϵ を定義する.

$$b_\epsilon = \frac{d\bar{\epsilon}_{22}^p - d\bar{\epsilon}_{33}^p}{d\bar{\epsilon}_{11}^p - d\bar{\epsilon}_{33}^p} \quad (4.8)$$

図4-16はA試験の再載荷過程における $b_\epsilon \sim q$ 関係である. 実験A-0の b_ϵ の値は常に0.5前後の値を示しており, またA-1~7の挙動とA-0の挙動は完全に一致している. したがって載荷履歴には依存しない応力と塑性ひずみ増分に関する関係として次式が成立する可能性が高い.

$$\frac{\sigma'_2 - \sigma'_3}{\sigma'_1 - \sigma'_3} = \frac{d\bar{\epsilon}_{22}^p - d\bar{\epsilon}_{33}^p}{d\bar{\epsilon}_{11}^p - d\bar{\epsilon}_{33}^p} \quad (4.9)$$

第5章および第6章で述べる応力~ひずみ関係の定式化にあたってはその基本式の1つとして本式を採用する.

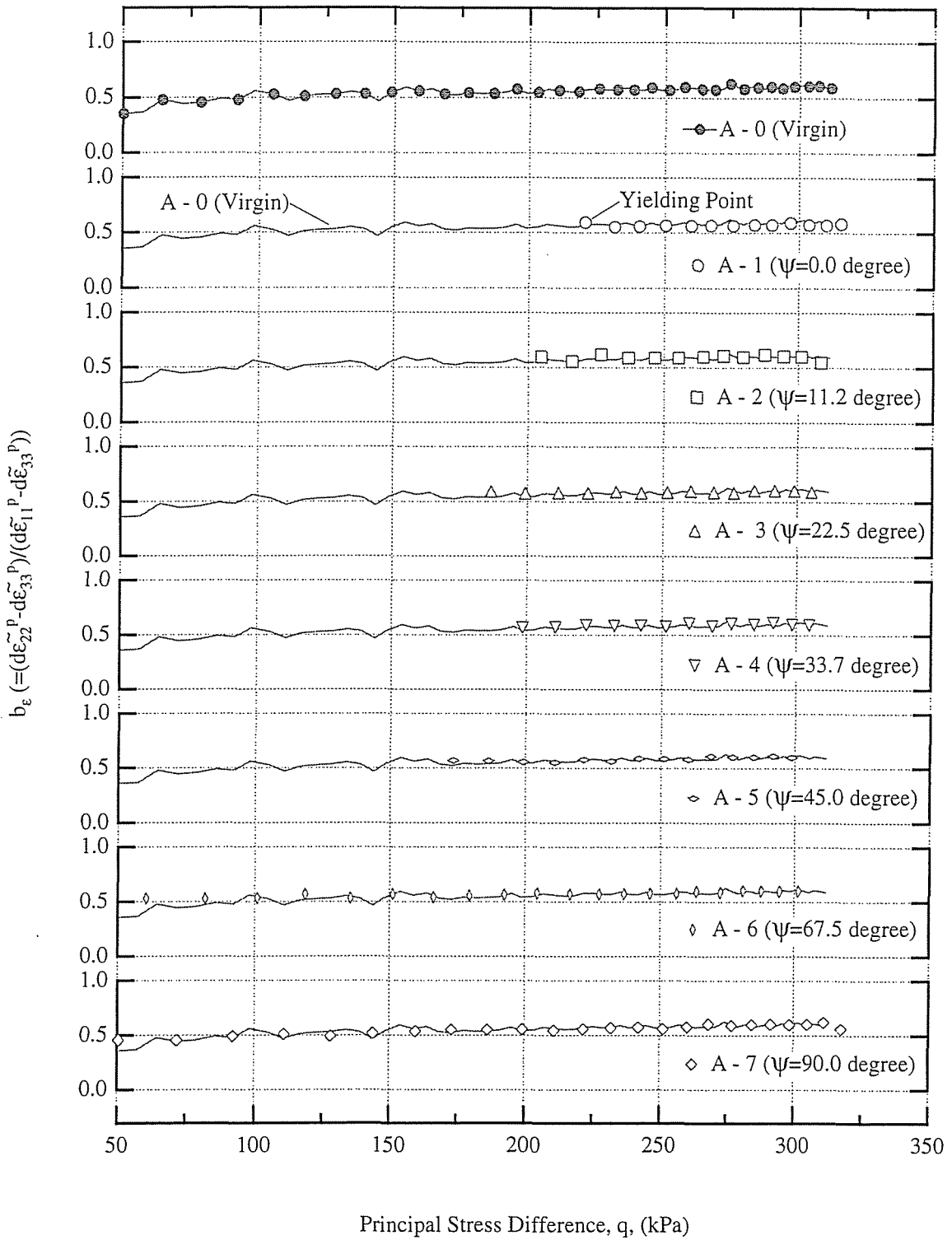


Figure 4-16 Relationship between b_e and q
at the Reloading Stage in A-Series Tests

第5章 平均有効応力一定条件下における応力～ひずみ関係の定式化

第5章 平均有効応力一定条件下における応力～ひずみ関係の定式化

5.1 応力～ひずみ関係を記述するための座標系

本研究では最大主応力軸 (\bar{x}_1 軸, 図4-6), 中間主応力軸 (\bar{x}_2 軸), および最小主応力軸 (\bar{x}_3 軸) を基底とする主応力座標系を使用して応力～ひずみ関係の記述を行う. 主応力座標系の応力成分は, 最大主応力 ($\bar{\sigma}_{11}' = \sigma_1'$), 中間主応力 ($\bar{\sigma}_{22}' = \sigma_2'$), および最小主応力 ($\bar{\sigma}_{33}' = \sigma_3'$) の三つであり, 当然のことながら全てのせん断応力成分 ($\bar{\sigma}_{12} = \bar{\sigma}_{21}$, $\bar{\sigma}_{23} = \bar{\sigma}_{32}$, および $\bar{\sigma}_{31} = \bar{\sigma}_{13}$) の値は0となる. また主応力座標系のひずみ成分は, σ_1' 軸の直ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{11}$), σ_2' 軸の直ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{22}$), σ_3' 軸の直ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{33}$), σ_1' 軸と σ_2' 軸に関するせん断ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{12} = \bar{\varepsilon}_{21}$), σ_2' 軸と σ_3' 軸に関するせん断ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{23} = \bar{\varepsilon}_{32}$), および σ_3' 軸と σ_1' 軸に関するせん断ひずみ ($\bar{\varepsilon}_{31} = \bar{\varepsilon}_{13}$) の六つであり, 応力の主軸とひずみの主軸が一致する場合を除き, これらの値は0にはならない.

5.2 降伏条件式

まずひずみ増分が弾性ひずみ増分 $d\bar{\varepsilon}_{ij}^e$ と塑性ひずみ増分 $d\bar{\varepsilon}_{ij}^p$ に加算分解できるものと仮定する. 次に図4-8, 4-10および4-11に示した実験結果にもとづき, p' 一定排水せん断時の $\eta (= q/p')$ $\sim \bar{\omega}_3^p$ 面上における処女載荷線, すなわち

$$\bar{\omega}_3^p = f(\eta) \quad (5.1)$$

を弾塑性境界面と考え, $\bar{\omega}_3^p > f(\eta)$ なる状態を弾性ひずみ増分のみが生じる弾性状態, $\bar{\omega}_3^p \leq f(\eta)$ なる状態を弾性ひずみ増分と塑性ひずみ増分が生じる弾塑性状態とする. 以降, 式5.1を降伏条件式と呼び, また弾性ひずみ増分～応力増分関係と塑性ひずみ増分～応力増分関係を与える方程式をそれ

ぞれ弾性ひずみ増分式と塑性ひずみ増分式と呼ぶ。

実験I-0とA-0の $\eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係を図5-1に示す。 $\bar{\omega}_3^p$ を求めるにあたっては後述の式5.6により弾性ひずみの評価を行っている。実験I-0とA-0の関係はともに双曲線型の関係を示すことから、処女載荷線をKondner式³⁶⁾によって近似する。

$$\bar{\omega}_3^p = \frac{B\eta}{1-A\eta} \quad (5.2)$$

ただし図5-1における実験I-0とA-0の $\eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係は、中間主応力状態の相異や等方圧密後も残留している異方性などの影響のため、一致していない。そこで三軸圧縮試験と中空ねじり試験ではそれぞれ独立したパラメータ A および B を用いるものとする。Kondner式を $\bar{\omega}_3^p / \eta$ と $\bar{\omega}_3^p$ の関係式に書き直せば、 $\bar{\omega}_3^p / \eta$ と $\bar{\omega}_3^p$ の関係が直線となり、その傾きと切片がそれぞれパラメータ A と B を与える。図5-2は実験I-0とA-0の B の値をまとめる。また図5-1中の実線は式5.2と図5-2から求めたパラメータ値によって与えられる $\eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係である。せん断初期を除きKondner式によって満足できる精度で近似できることが明らかである。

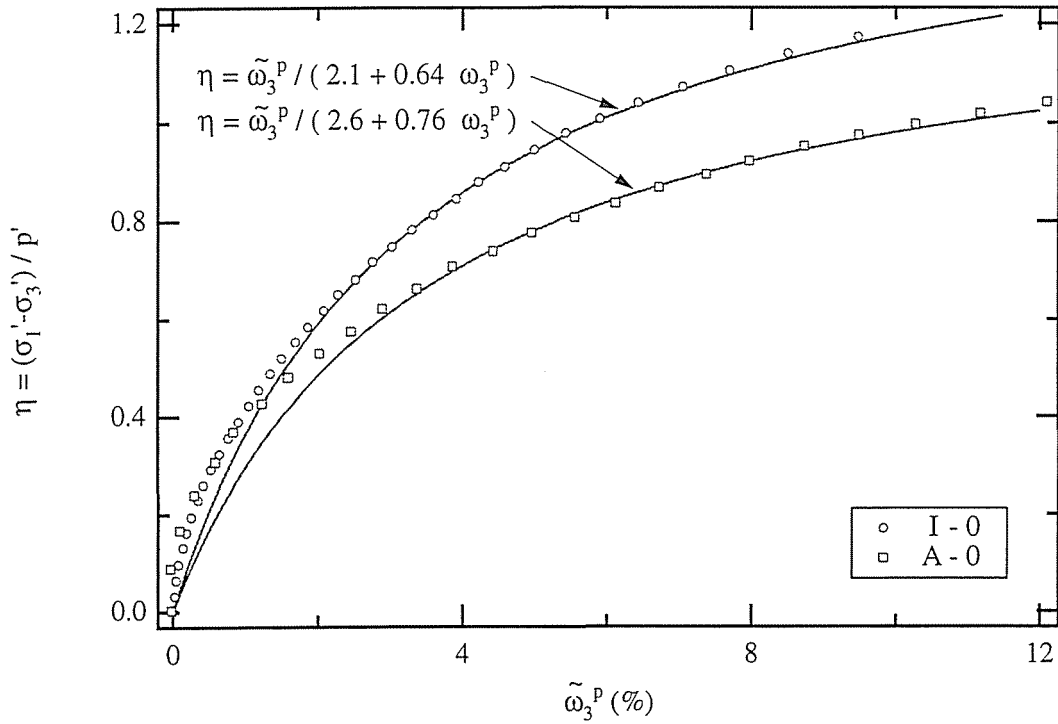


Figure 5-1 Relationship between η and $\tilde{\omega}_3^p$ at the loading stage in I-0 and A-0 tests

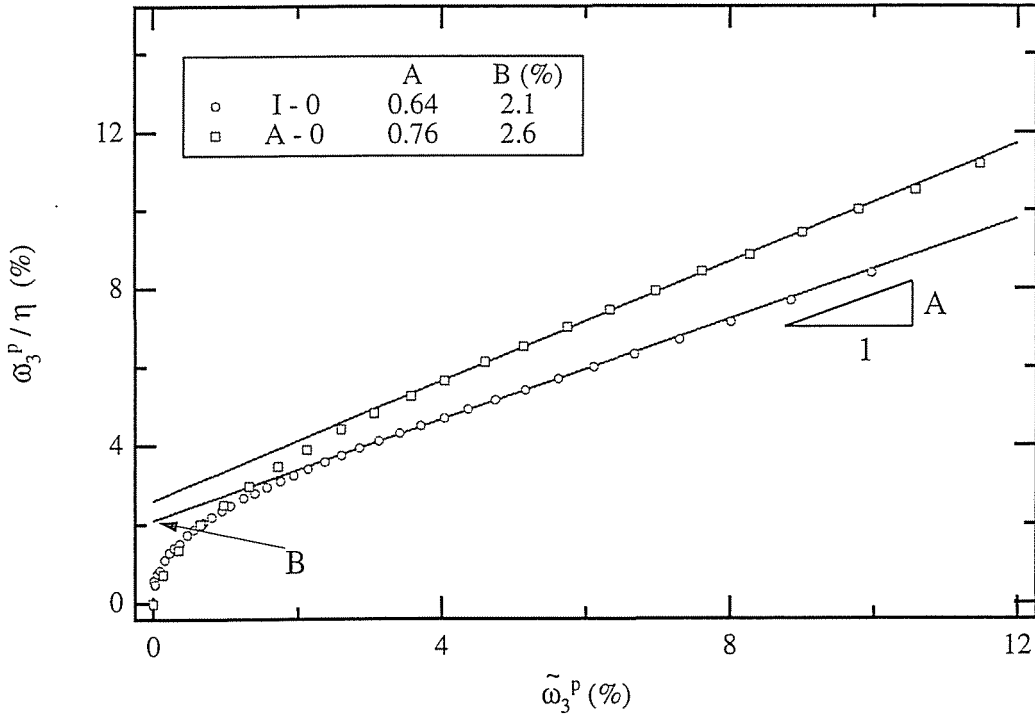


Figure 5-2 Determination of Kondner's Parameters A and B

(Relationship between $\tilde{\omega}_3^p / \eta$ and $\tilde{\omega}_3^p$ at the loading stage in I-0 and A-0 tests)

5.3 弾性ひずみ増分挙動の定式化

一般化フック則を利用して弾性ひずみ挙動を定式化する。次式は一般化フック則であり、

$$d\bar{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{1+\nu}{E} d\bar{\sigma}_{ij}' - \frac{3\nu}{E} dp' \delta_{ij} \quad (5.3)$$

E と ν はそれぞれ弾性ヤング係数と弾性ポアソン比である。粘土の弾性係数は載荷履歴や応力状態に強く依存する。本研究では等方過圧密粘土の $e \sim p'$ 関係

$$e = e_0 - \kappa \ln \frac{p'}{p_0'} \quad (5.4)$$

を利用し、弾性係数の載荷履歴や応力依存性を表現する。なお e_0 と p_0' は等方正規圧密線上のひずみの基準点における p' と間隙比である。式5.3と5.4を比較することにより次式が成立する。

$$E = \frac{3(1-2\nu)(1+e_0)p'}{\kappa} \quad (5.5)$$

さらに式5.3に5.5を代入することにより次式が得られる。

$$d\bar{\varepsilon}_{ij}^e = \frac{\kappa}{3(1-2\nu)(1+e_0)p'} \left\{ (1+\nu) d\bar{\sigma}_{ij}' - 3\nu dp' \delta_{ij} \right\} \quad (5.6)$$

κ についてはI試験の除荷過程(等方除荷)から得られた値の平均値である0.010(表4-1)を、 ν については佐藤らの研究³⁷⁾を参照して0.17を、また e_0 については等方圧密過程完了点における e の値を使用するものとし、圧密圧力が300kPaであるCとA試験についてはこれら全試験の平均値である

1.15(表4-2)を，圧密圧力が400kPaであるIとU試験についても全試験の平均値である1.07(同)を使用する.

5.4 塑性ひずみ増分挙動の定式化

5.4.1 $\tilde{\omega}_3^p$ 増分挙動

図4-8および図4-10と4-11に示した実験結果から，履歴を受けた粘土の再載荷時 (p 一定排水せん断)における $d\tilde{\omega}_3^p / d\eta$ の値が η の値のみによって決まることが明らかであり，また処女載荷時における $\tilde{\omega}_3^p \sim \eta$ 関係は式5.2に示すKondner式によって近似を行っている．したがって式5.2を微分することにより $d\tilde{\omega}_3^p$ と $d\eta$ の関係が得られることになる．

$$d\tilde{\omega}_3^p = \frac{B}{(1-A\eta)^2} d\eta \quad (5.7)$$

5.4.2 ダイランシー挙動

前節の式5.7および4.4.3節で議論を行った再載荷時における $dv^p / d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係を利用し，履歴依存性を示すダイランシー挙動の定式化を行う．

(1) $dv^p / d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係の定式化

図4-13に示した実験結果より，I試験，C試験および実験A-6と7を除くA試験の再載荷時における $dv^p / d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係は初期載荷履歴の影響をほとんど受けないことが明らかであり，かつこれらの関係は線形性を示す．以上よりI試験，C試験および実験A-6と7を除くA試験の再載荷時における $dv^p / d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係を次式によって定式化する．

$$\frac{dv^p}{d\tilde{\omega}_3^p} = \beta - \alpha v^p \quad (5.8)$$

α と β は実験定数であり，それぞれは図4-13における $dv^p/d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係の傾きと切片の値である．次に実験A-6と7の再載荷時における $dv^p/d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係について考える．図4-14(a)に示す通り，これらの関係についても線形性が認められ，かつその傾きは実験A-0の傾きとほぼ一致している．さらに実験A-6と7の $dv^p/d\tilde{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係と処女載荷時の関係は一致していないものの，図4-14(b)に示す通り，A-6とA-7の各々の v^p に対してそれぞれの再載荷過程開始点で生じている $\tilde{\omega}_3^p$ をオフセットとして加えることにより，A-6およびA-7の関係と処女載荷時の関係が一致するようになる．また図4-10と4-11に示したとおり，実験A-6およびA-7の $\eta-\tilde{\omega}_3^p$ 関係と処女載荷時の $\eta-\tilde{\omega}_3^p$ 関係は一致していないのに対し，A-6とA-7の各々の $\tilde{\omega}_3^p$ からそれぞれの再載荷開始点で生じている $\tilde{\omega}_3^p$ をオフセットとして差し引くことにより，A-6およびA-7の $\eta-\tilde{\omega}_3^p$ 関係と処女載荷時の $\eta-\tilde{\omega}_3^p$ 関係が一致するようになる．以上を考慮し，式5.8を次式のように拡張する．

$$\frac{dv^p}{d\tilde{\omega}_3^p} = \beta - \alpha \left[v^p + \{ \tilde{\omega}_3^p - f(\eta) \} \right] \quad (5.8')$$

式中の $\{ \tilde{\omega}_3^p - f(\eta) \}$ はオフセットを与える項であり， $f(\eta)$ の具体的な関数形は降伏条件式によって与える．式5.8'に式5.2を代入することにより次式が得られる．

$$\frac{dv^p}{d\tilde{\omega}_3^p} = \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \quad (5.8'')$$

(2) ダイランシー挙動の定式化

式5.8''に式5.7を代入することにより，塑性体積ひずみと応力比の関係式，すなわちダイランシー式が得られる．

$$\frac{dv^p}{d\eta} = \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \bar{\omega}_3^p - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} \frac{B}{(1-A\eta)^2} \quad (5.9)$$

式5.9右辺には v^p や $\bar{\omega}_3^p$ が含まれるため、この式により表現されるダイレタ
ンシー挙動は載荷履歴依存性を示すことになる。

(3) パラメータ値の同定

実験I-0およびA-0の $dv^p/d\bar{\omega}_3^p \sim v^p$ 関係を図5-3に示す。両実験の関係の傾
き α についてはほぼ一致しているのに対し、切片 β の値は異なっている。
そこで α については両試験ともに0.16/%を用いるものとする。またI試験
の β については0.93を用いるのに対し、A試験の β については0.63を用いる
ものとする。

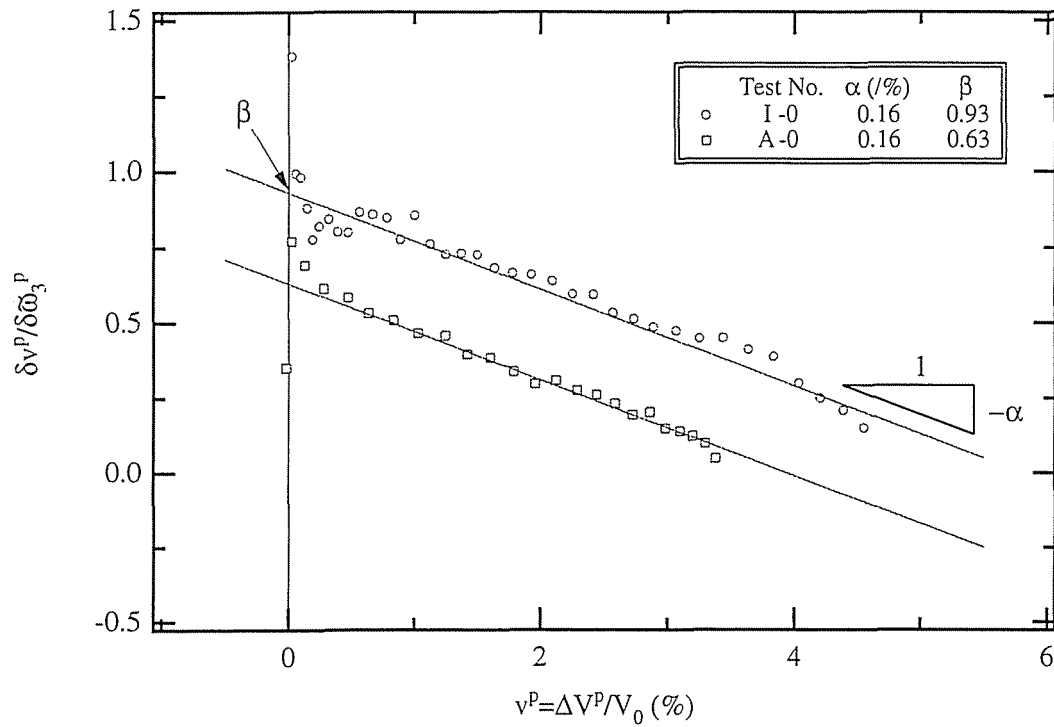


Figure 5-3 Determination of the Parameters α and β

(Relationship between $dv^p / d\tilde{\omega}_3^p$ and v^p

at the loading stage in I-0 and A-0 tests)

5.4.3 塑性ひずみ増分式

式4.4, 式4-9および $dv^p = d\tilde{\epsilon}_{11}^p + d\tilde{\epsilon}_{22}^p + d\tilde{\epsilon}_{33}^p$ を連立させて解くことにより, $d\tilde{\epsilon}_{11}^p$, $d\tilde{\epsilon}_{22}^p$ および $d\tilde{\epsilon}_{33}^p$ と, $d\tilde{\omega}_3^p$, dv^p および b_σ の関係式が得られる.

$$\begin{aligned} d\tilde{\epsilon}_{11}^p &= \frac{b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} dv^p - \frac{b_\sigma - 2}{b_\sigma + 1} d\tilde{\omega}_3^p \\ d\tilde{\epsilon}_{22}^p &= -\frac{b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} dv^p + \frac{2b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} d\tilde{\omega}_3^p \\ d\tilde{\epsilon}_{33}^p &= dv^p - d\tilde{\omega}_3^p \end{aligned} \quad (5.10)$$

ここで式5.10に式5.7と5.9を代入することにより p' 一定条件下における塑性ひずみ増分式が得られる.

$$\begin{aligned} d\tilde{\epsilon}_{11}^p &= \frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (b-2) \right] d\eta \\ d\tilde{\epsilon}_{22}^p &= -\frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (2b-1) \right] d\eta \\ d\tilde{\epsilon}_{33}^p &= \frac{B}{(1-A\eta)^2} \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) - 1 \right\} d\eta \end{aligned} \quad (5.11)$$

なお図4-15に示したとおりA試験の再載荷過程における σ_1' 軸と $d\tilde{\epsilon}_{11}^p$ 軸の間には常に共軸性が認められたことから, 塑性せん断ひずみ増分 $d\tilde{\epsilon}_{ij}^p$ ($i \neq j$) については常に0と仮定する.

$$d\tilde{\epsilon}_{23}^p = d\tilde{\epsilon}_{31}^p = d\tilde{\epsilon}_{12}^p = 0 \quad (5.12)$$

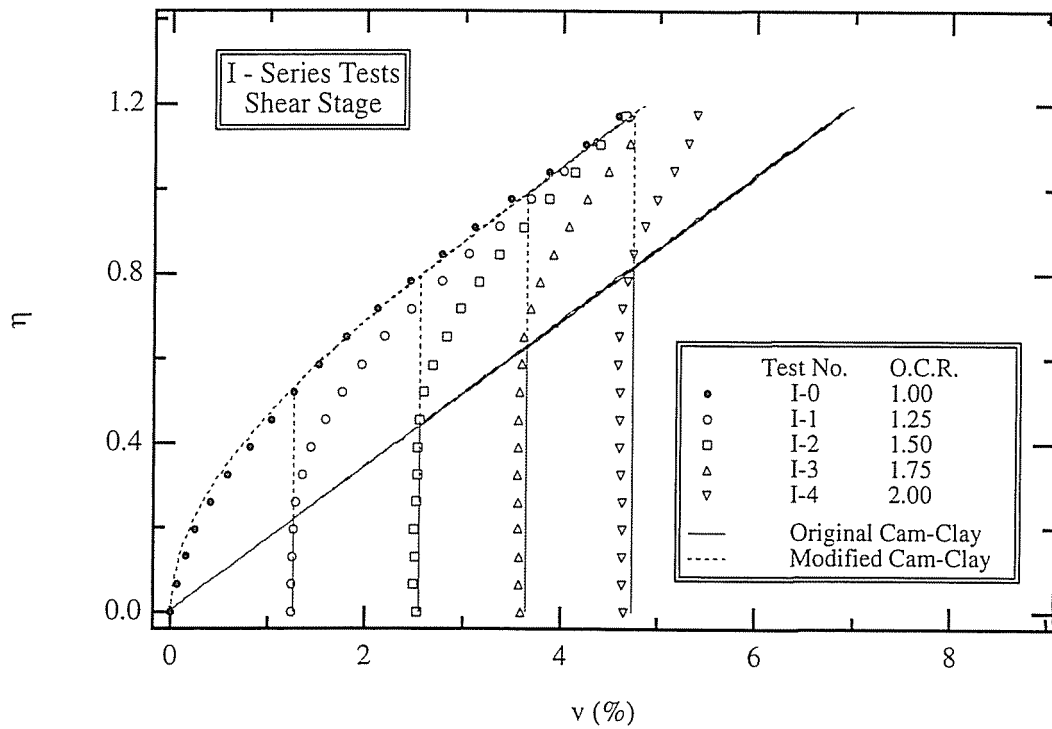
5.5 提案モデルによる p' -一定排水せん断挙動の予測

5.5.1 過圧密履歴を受けた場合

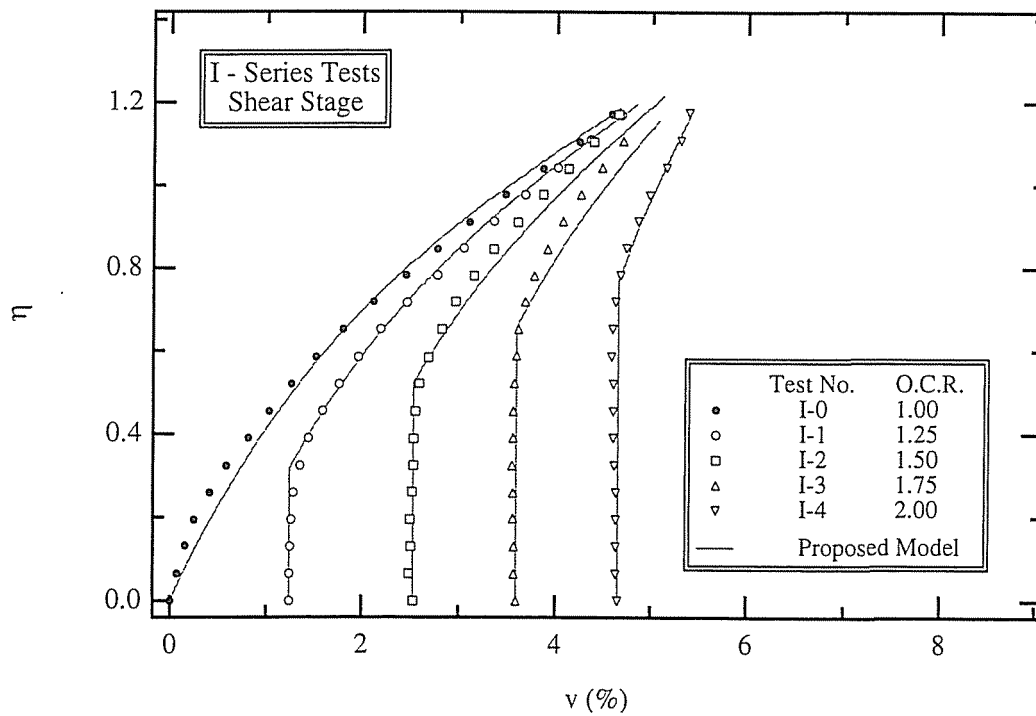
I試験の再載荷過程における体積ひずみ挙動をオリジナルカムクレイおよび修正カムクレイによって予測した結果を図5-4(a)に示す。なおカムクレイパラメータ M については全三軸圧縮試験の平均値である1.20(表4-2)を、 λ 、 κ については実験I-1~4の初期載荷・除荷過程(等方圧縮・除荷)から求めた平均値である0.155と0.010(表4-1)を使用した。オリジナルカムクレイ・修正カムクレイともダイレタンシー挙動に現れる過圧密履歴の影響を全く表現することができないのに対し、提案モデルは高い精度で表すことが可能である。

ε_1 挙動についてカムクレイによる予測結果を図5-5(a)に、提案モデルによる結果を同(b)に、また ε_3 挙動についてカムクレイ、提案モデルによる予測結果をそれぞれ図5-6(a)、(b)に示す。カムクレイや修正カムクレイとくらべ提案モデルが著しく改善された予測を行うことが明らかである。

ストレス-ダイレタンシー関係をカムクレイ、修正カムクレイおよび提案モデルによって予測した結果を図5-7に示す。そもそもカムクレイや修正カムクレイは応力比~塑性ひずみ増分比関係を一義的なものと仮定することによって誘導されたモデルである。それに対し提案モデルは実験結果に現れる過圧密履歴の影響を良く表すことが可能である。

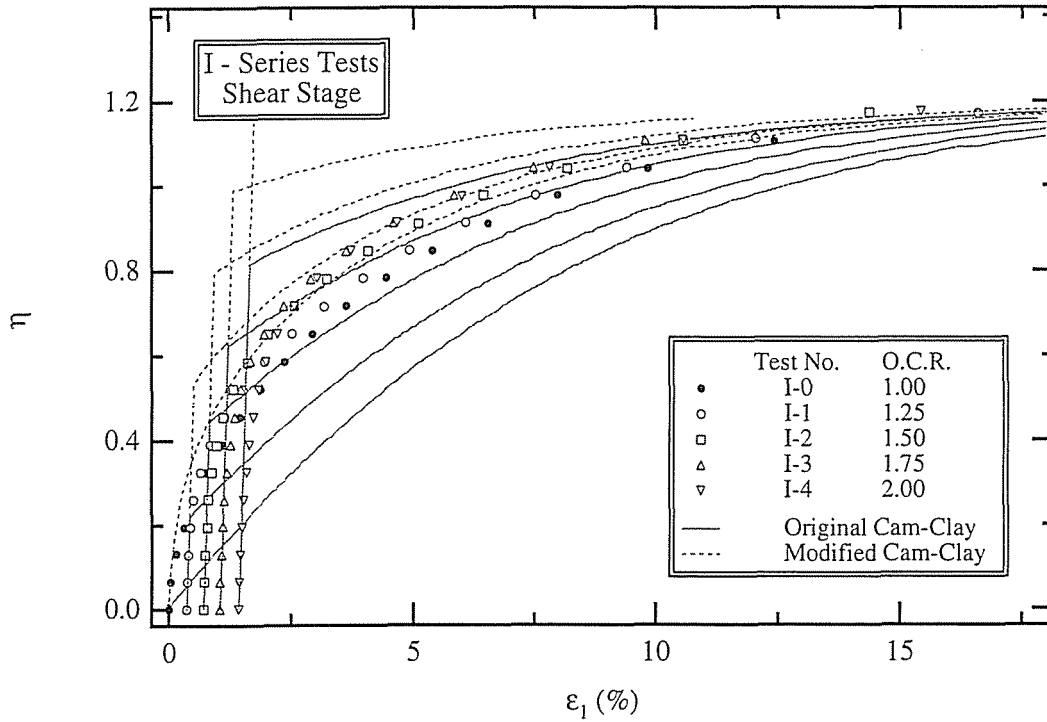


(a) OCC and MCC models

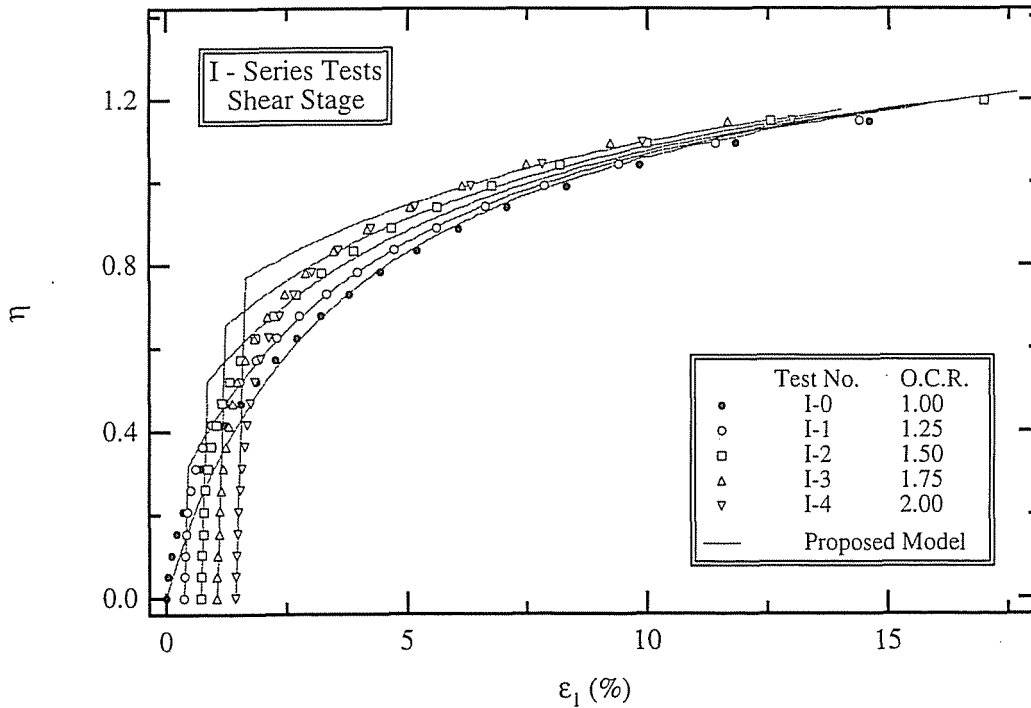


(b) Proposed Model

Figure 5-4 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and v at the reloading stage in I-series tests

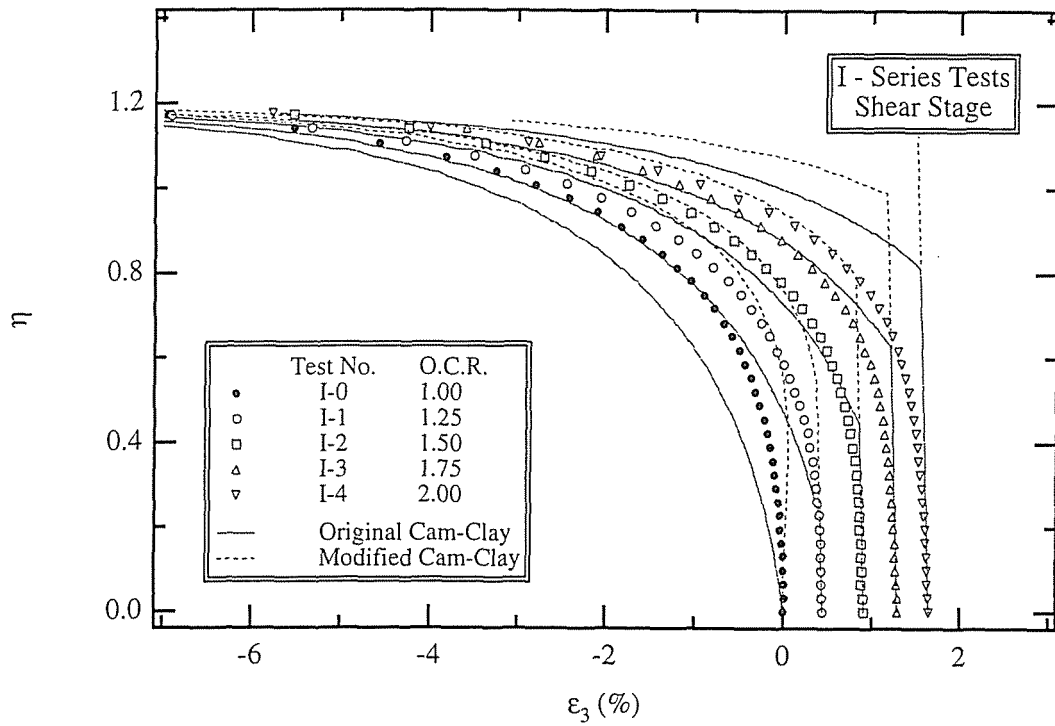


(a) OCC and MCC models

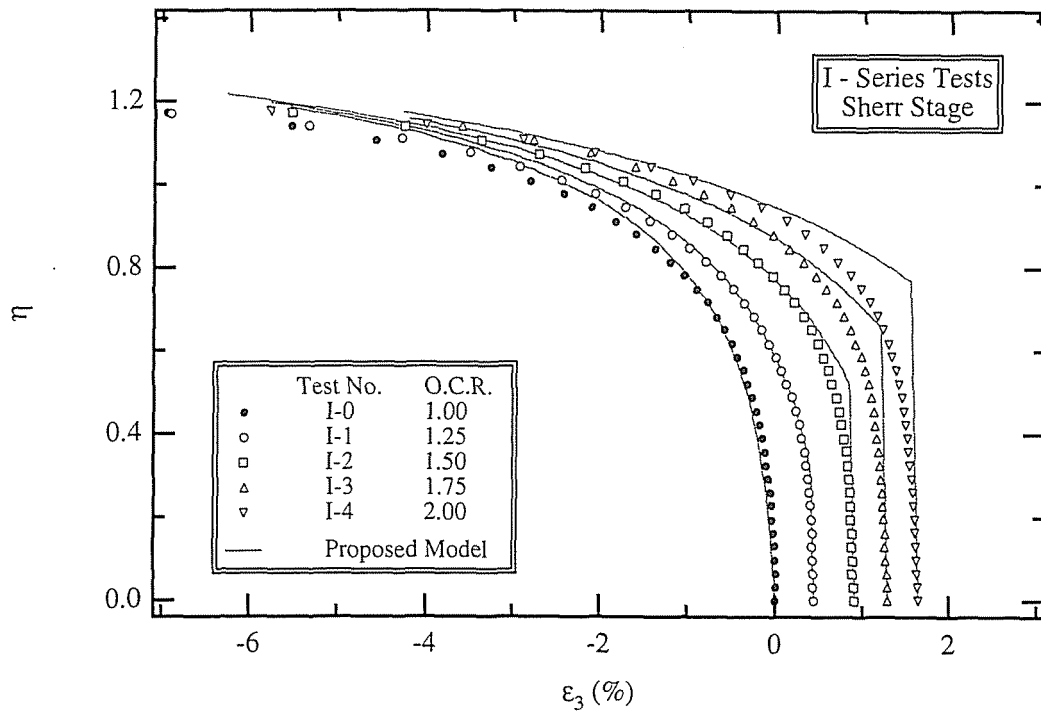


(b) Proposed Model

Figure 5-5 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and ϵ_1 at the reloading stage in I-series tests



(a) OCC and MCC models



(b) Proposed Model

Figure 5-6 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and ϵ_3 at the reloading stage in I-series tests

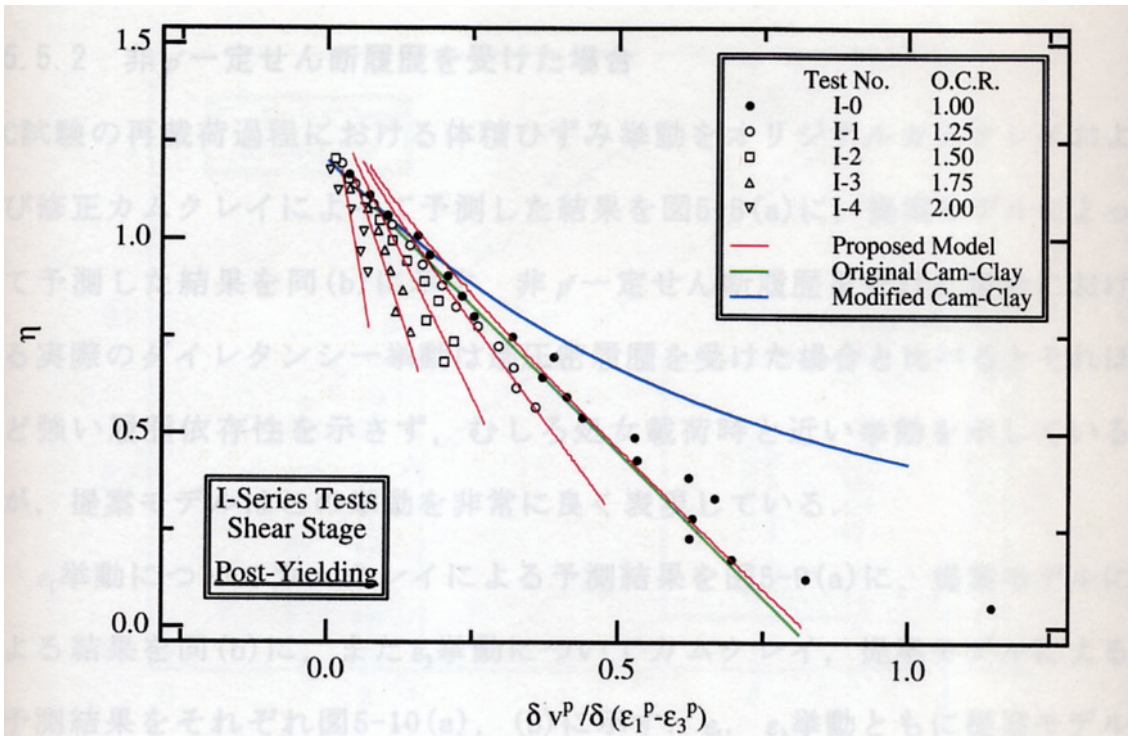


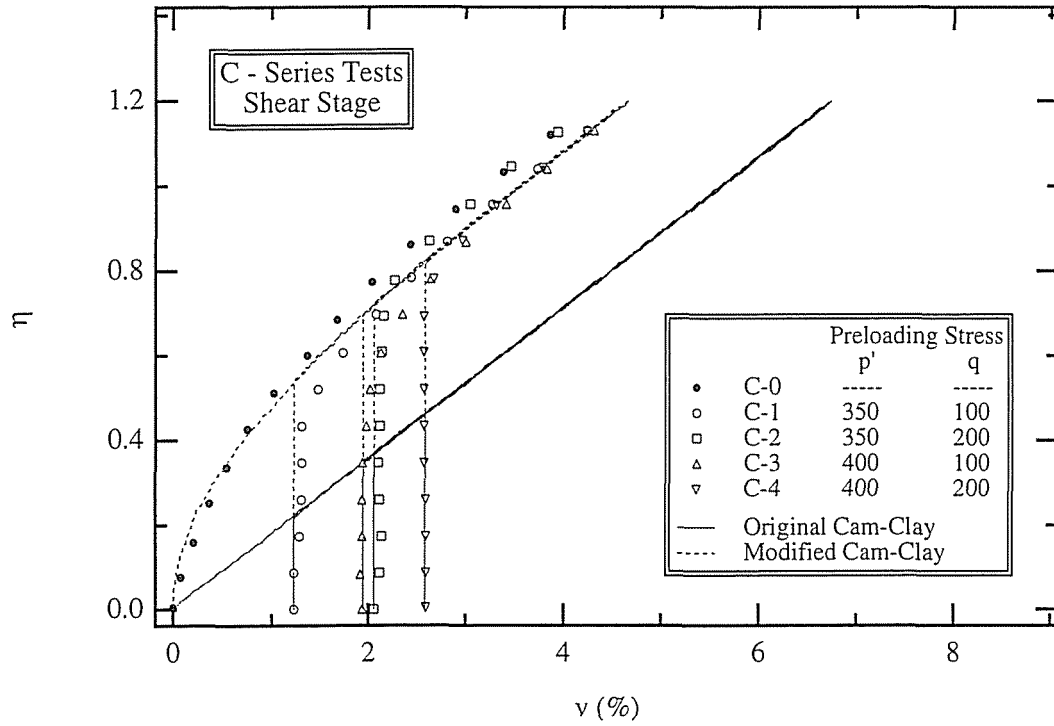
Figure 5-7 Comparison of the Measured and Predicted Stress - Dilatancy Relationship at the reloading stage in **I-series tests**

5.5.2 非 p 一定せん断履歴を受けた場合

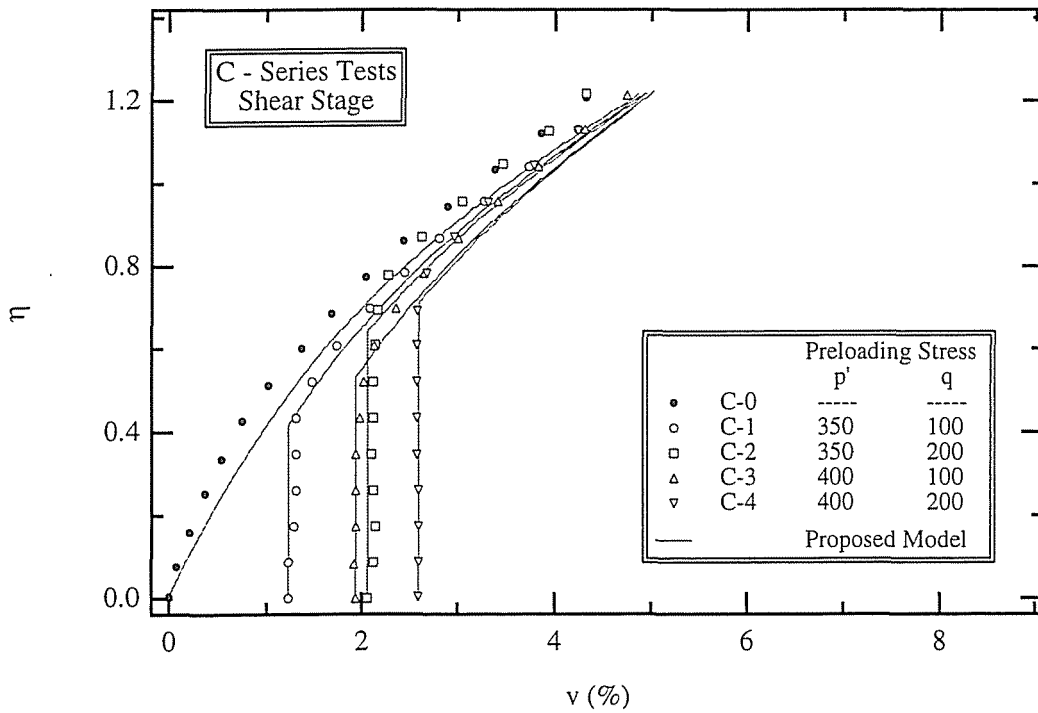
C試験の再載荷過程における体積ひずみ挙動をオリジナルカムクレイおよび修正カムクレイによって予測した結果を図5-8(a)に，提案モデルによって予測した結果を同(b)に示す．非 p 一定せん断履歴を受けた場合における実際のダイレタンシー挙動は過圧密履歴を受けた場合と比べるとそれほど強い履歴依存性を示さず，むしろ処女載荷時と近い挙動を示しているが，提案モデルはこの挙動を非常に良く表現している．

ε_1 挙動についてカムクレイによる予測結果を図5-9(a)に，提案モデルによる結果を同(b)に，また ε_3 挙動についてカムクレイ，提案モデルによる予測結果をそれぞれ図5-10(a)，(b)に示す． ε_1 ， ε_3 挙動ともに提案モデルによって精度良く予測することが可能である．

ストレス-ダイレタンシー関係をカムクレイおよび提案モデルによって予測した結果を図5-11に示す．実験結果は処女載荷時の曲線を上限とする極めて狭い範囲に分布しているが，提案モデルはこの傾向をよく捉えている．

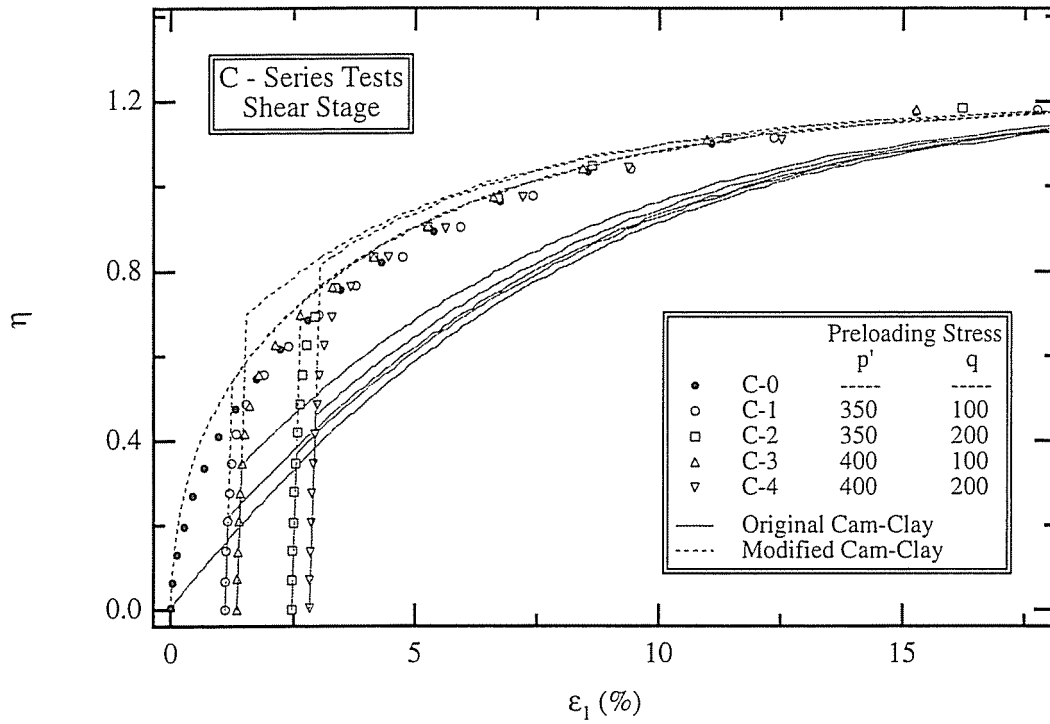


(a) OCC and MCC models

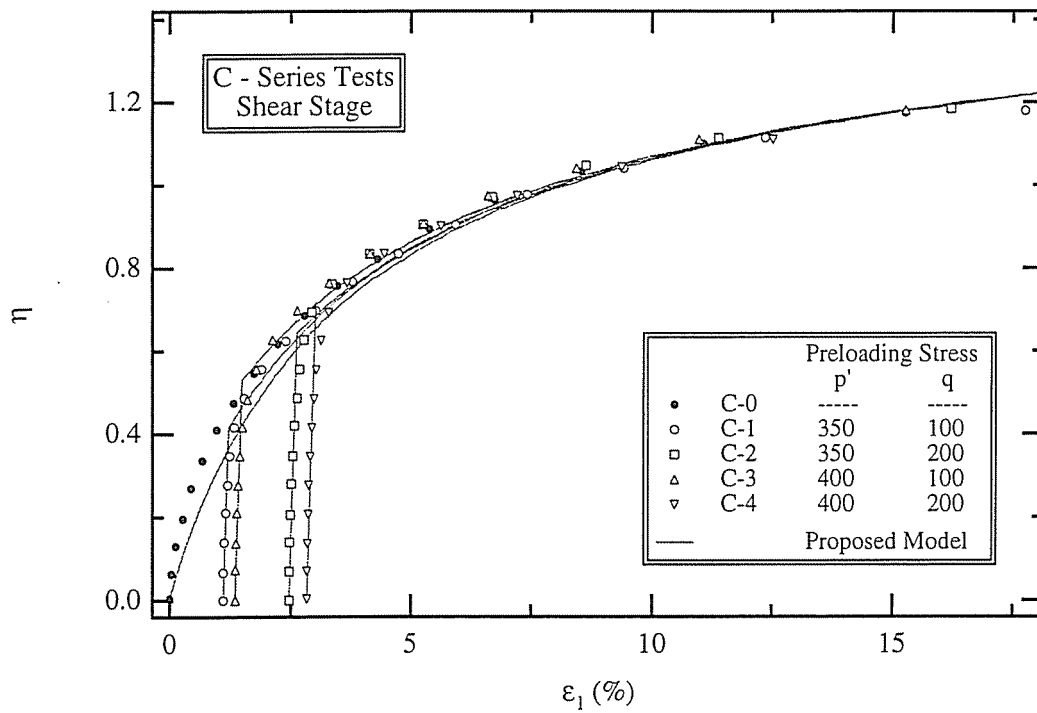


(b) Proposed Model

Figure 5-8 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and v at the reloading stage in C-series tests

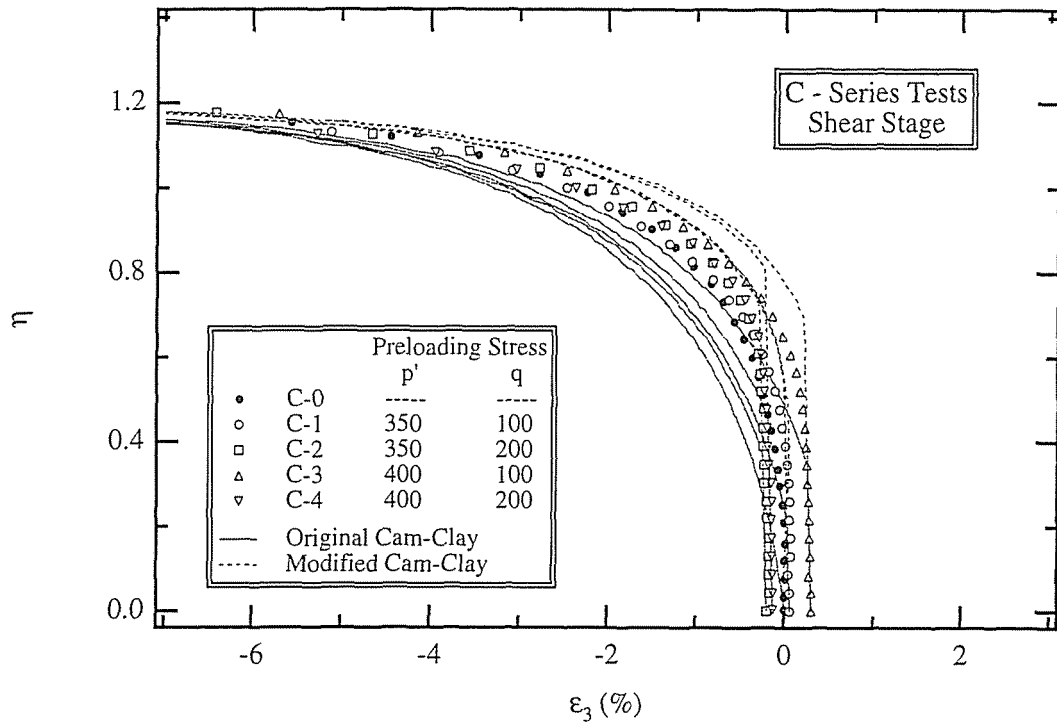


(a) OCC and MCC models

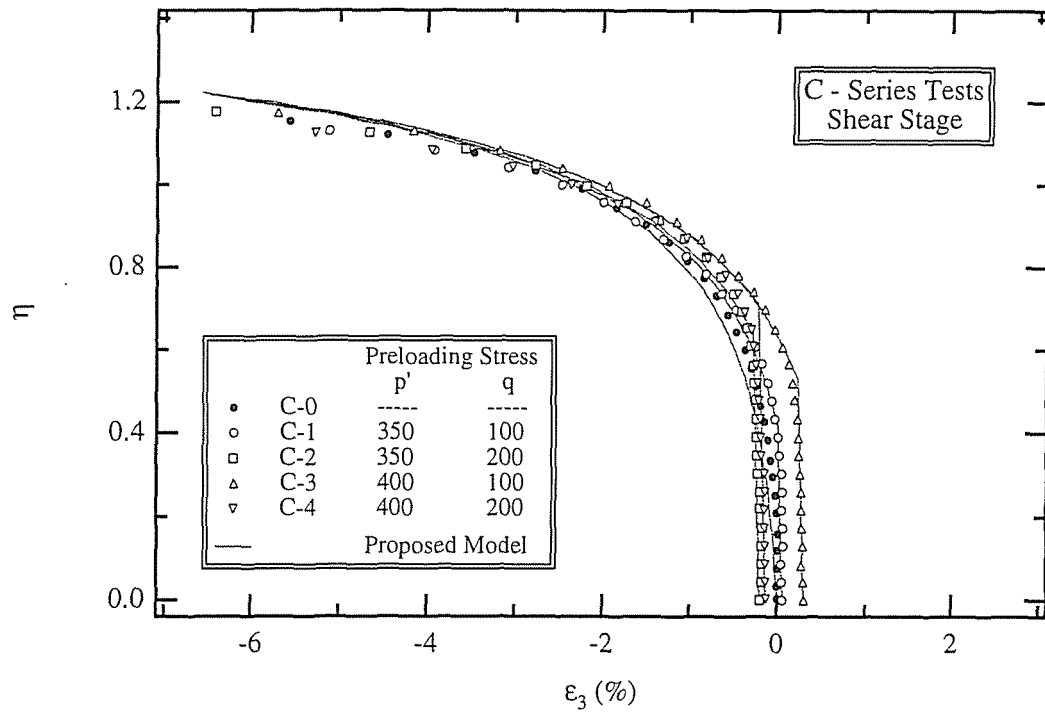


(b) Proposed Model

Figure 5-9 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and ϵ_1 at the reloading stage in C-series tests



(a) OCC and MCC models



(b) Proposed Model

Figure 5-10 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and ϵ_3 at the reloading stage in C-series tests

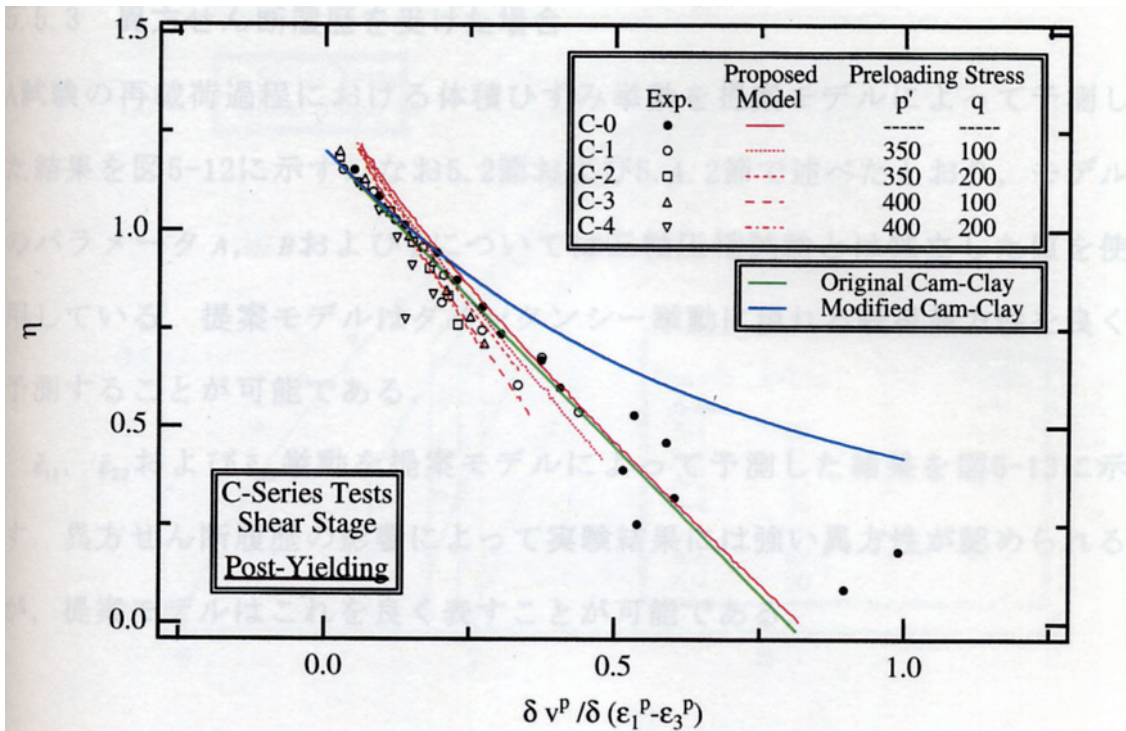


Figure 5-11 Comparison of the Measured and Predicted Stress - Dilatancy Relationship at the reloading stage in C-series tests

5.5.3 異方せん断履歴を受けた場合

A試験の再載荷過程における体積ひずみ挙動を提案モデルによって予測した結果を図5-12に示す。なお5.2節および5.4.2節で述べたとおり、モデルのパラメータ A 、 B および β については三軸圧縮試験とは独立した値を使用している。提案モデルはダイランシー挙動に現れる誘導異方性を良く予測することが可能である。

$\bar{\varepsilon}_{11}$ 、 $\bar{\varepsilon}_{22}$ および $\bar{\varepsilon}_{33}$ 挙動を提案モデルによって予測した結果を図5-13に示す。異方せん断履歴の影響によって実験結果には強い異方性が認められるが、提案モデルはこれを良く表すことが可能である。

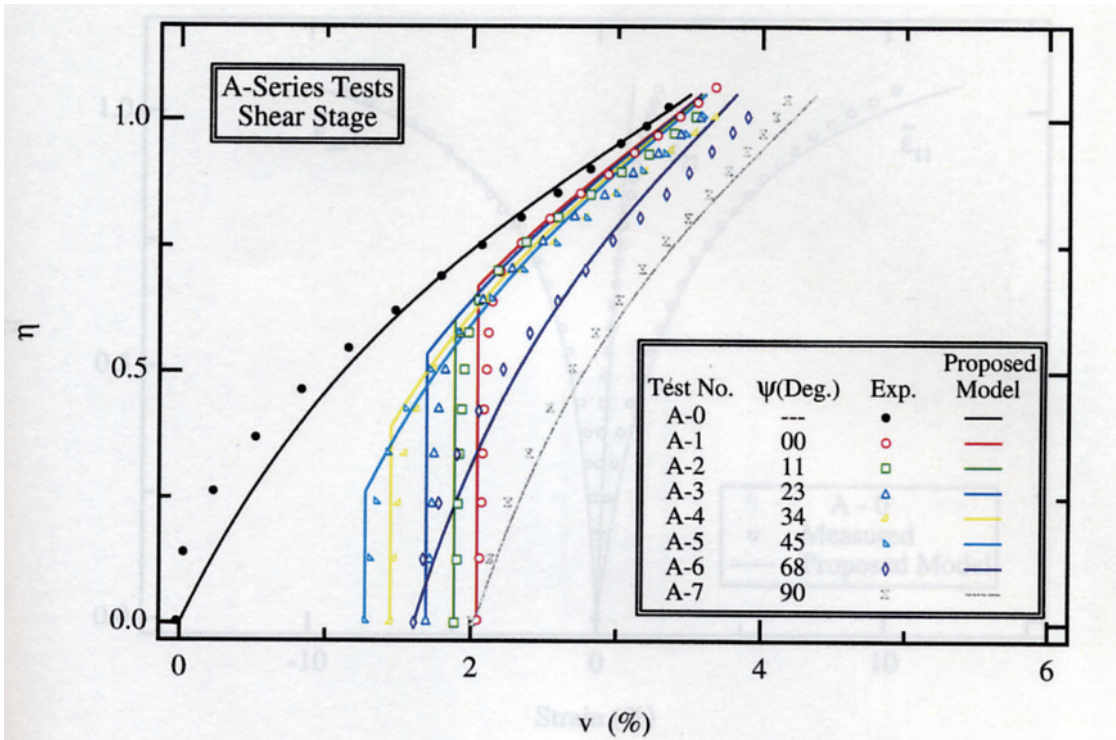
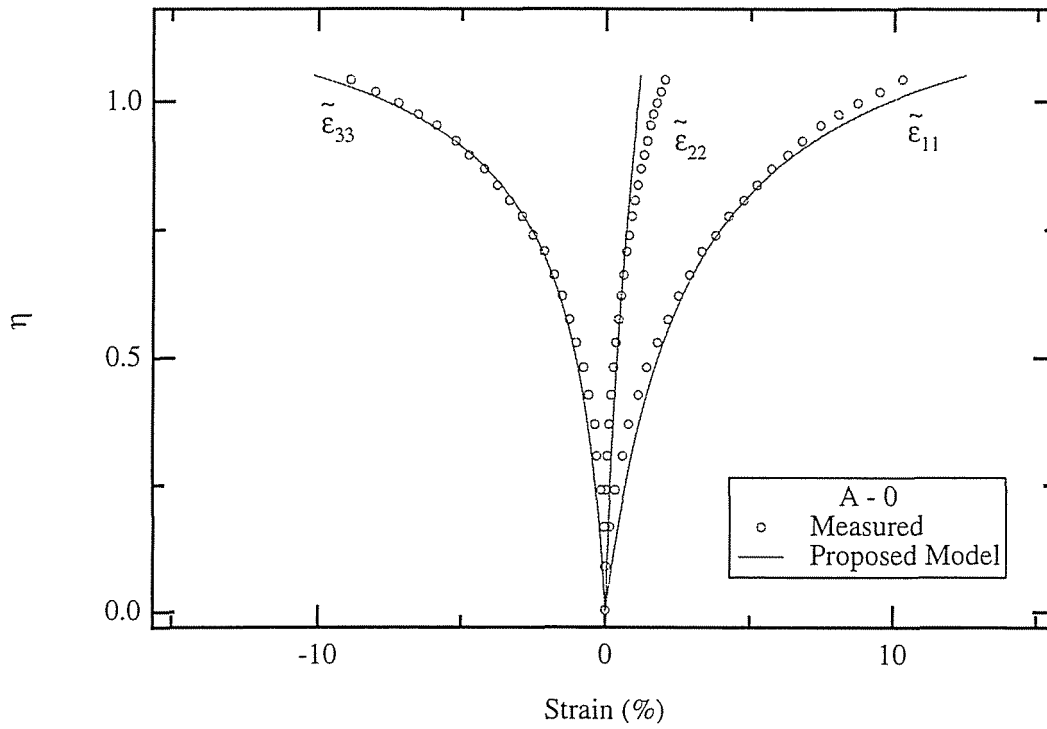
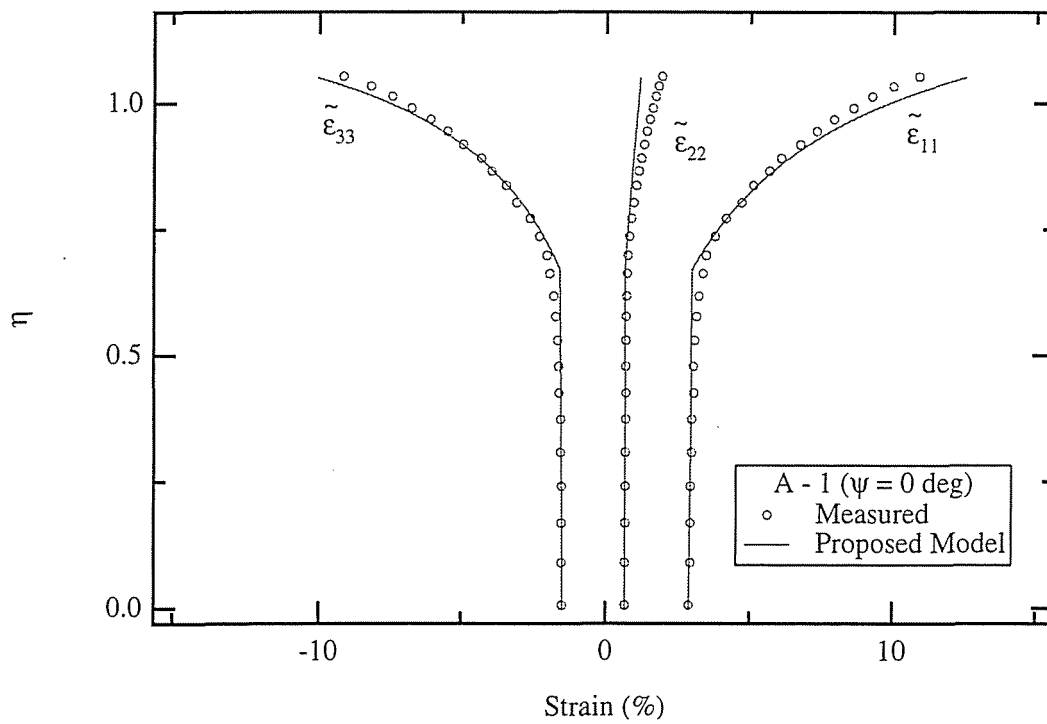


Figure 5-12 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and v at the reloading stage in **A-series tests**.



(a) A-0 (Virgin Loading)



(b) A-1

Figure 5-13 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and $\bar{\epsilon}_{ij}$ at the reloading stage in A-series tests.

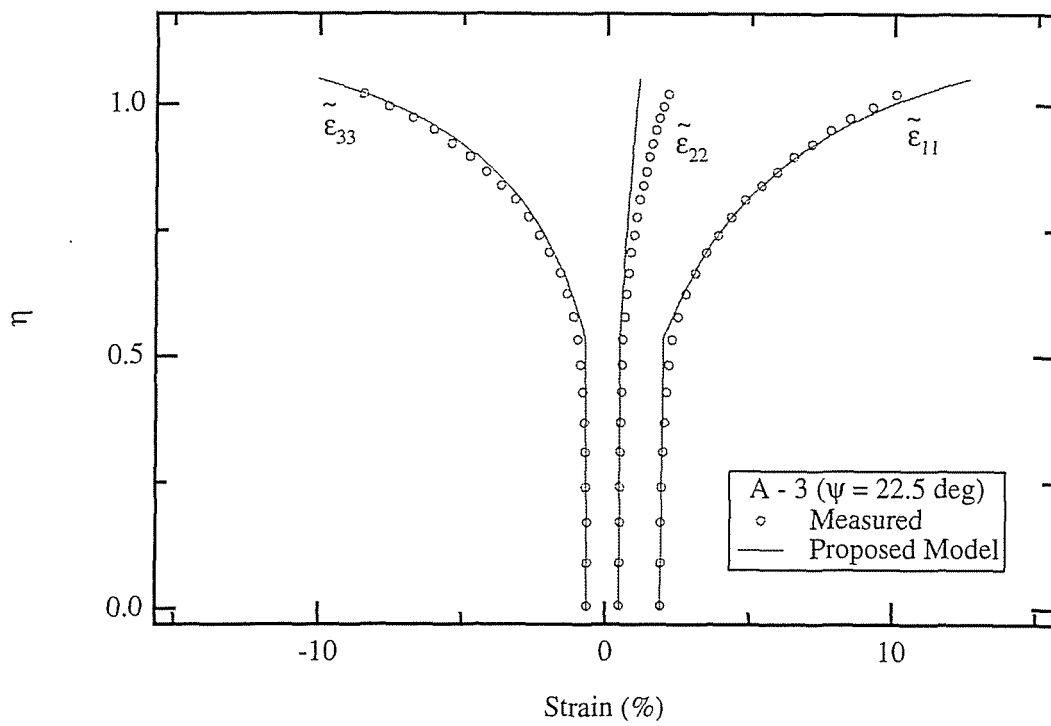
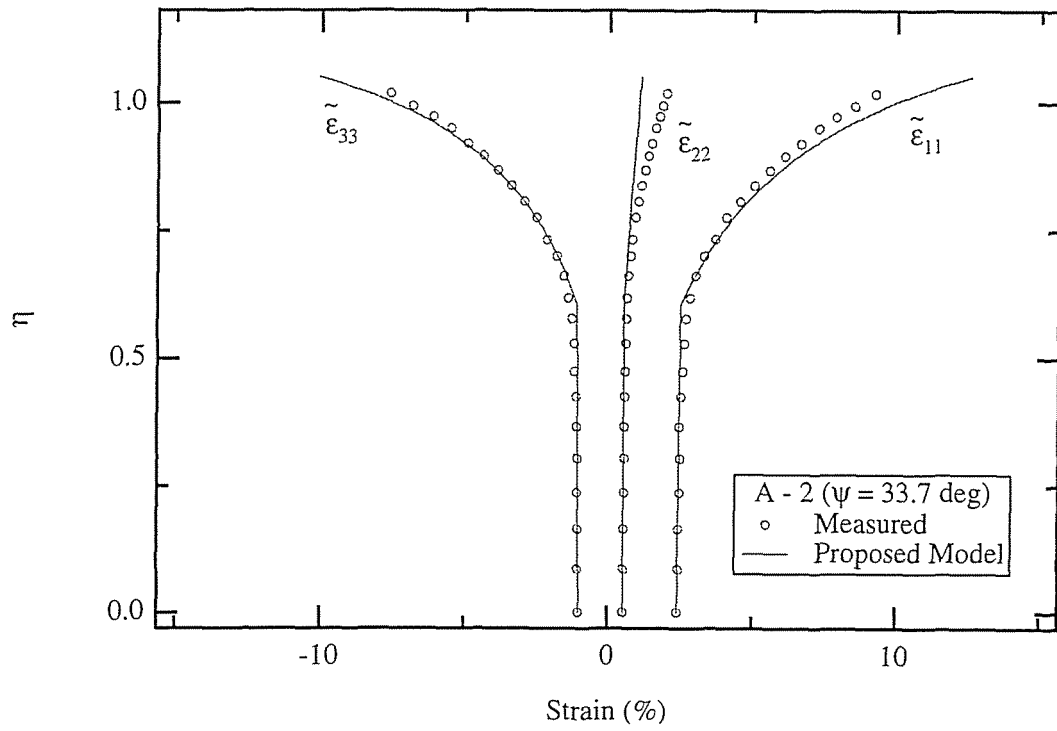
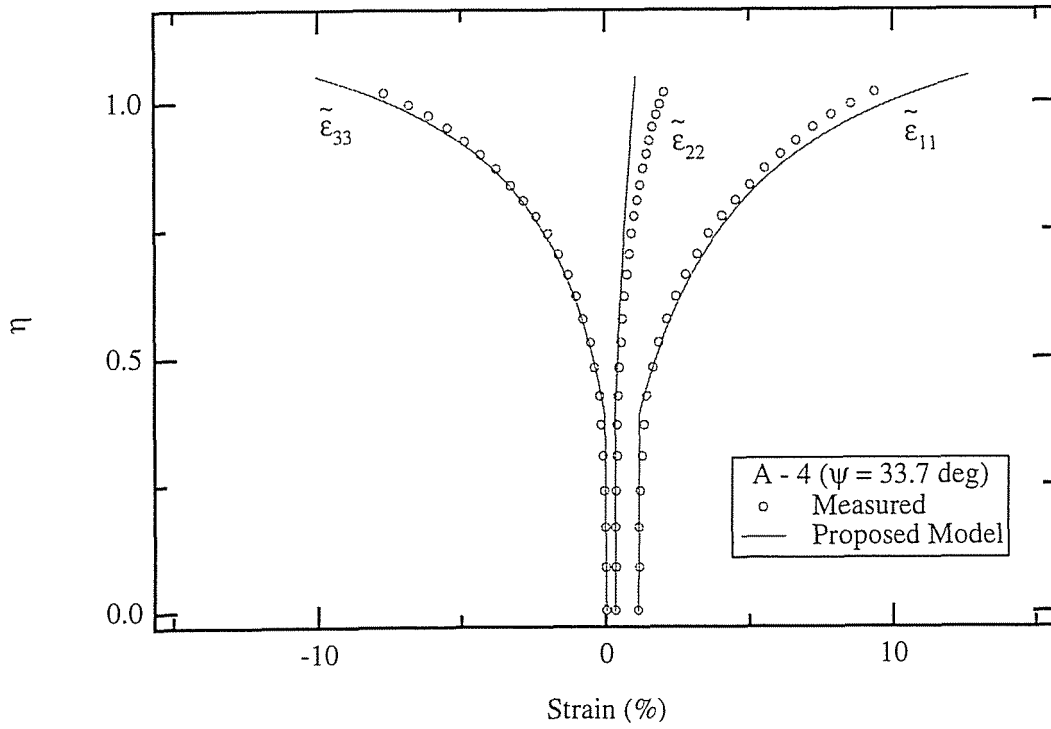
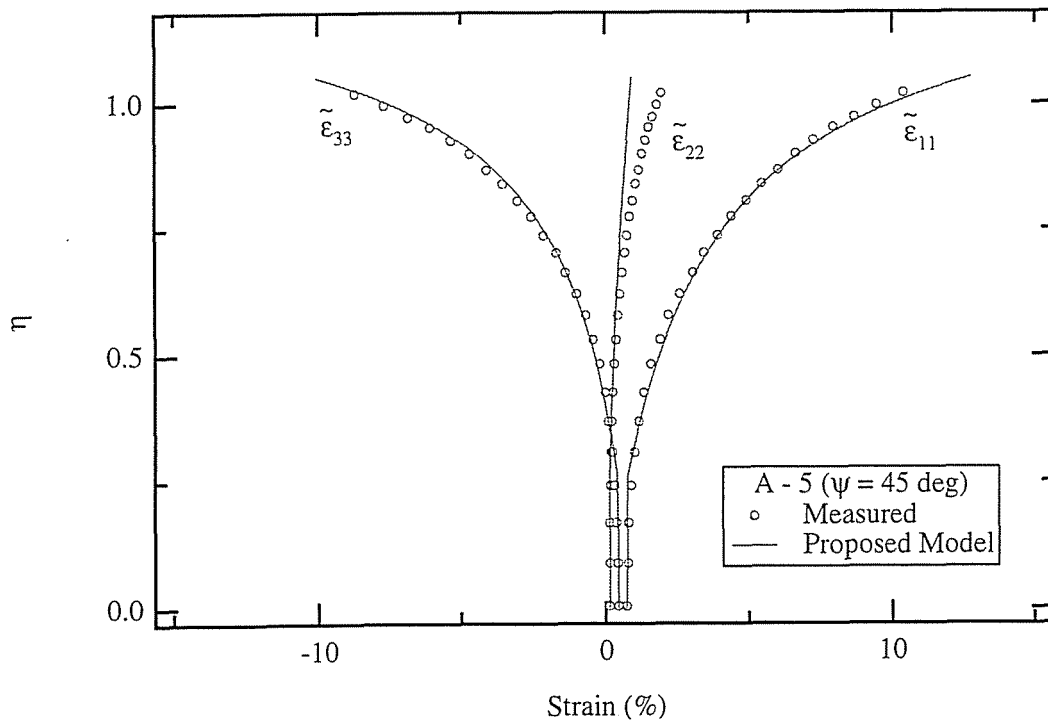


Figure 5-13 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and $\tilde{\epsilon}_{ij}$ at the reloading stage in A-series tests. (Continued)



(e) A-4



(f) A-5

Figure 5-13 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and $\tilde{\epsilon}_{ij}$ at the reloading stage in A-series tests. (Continued)

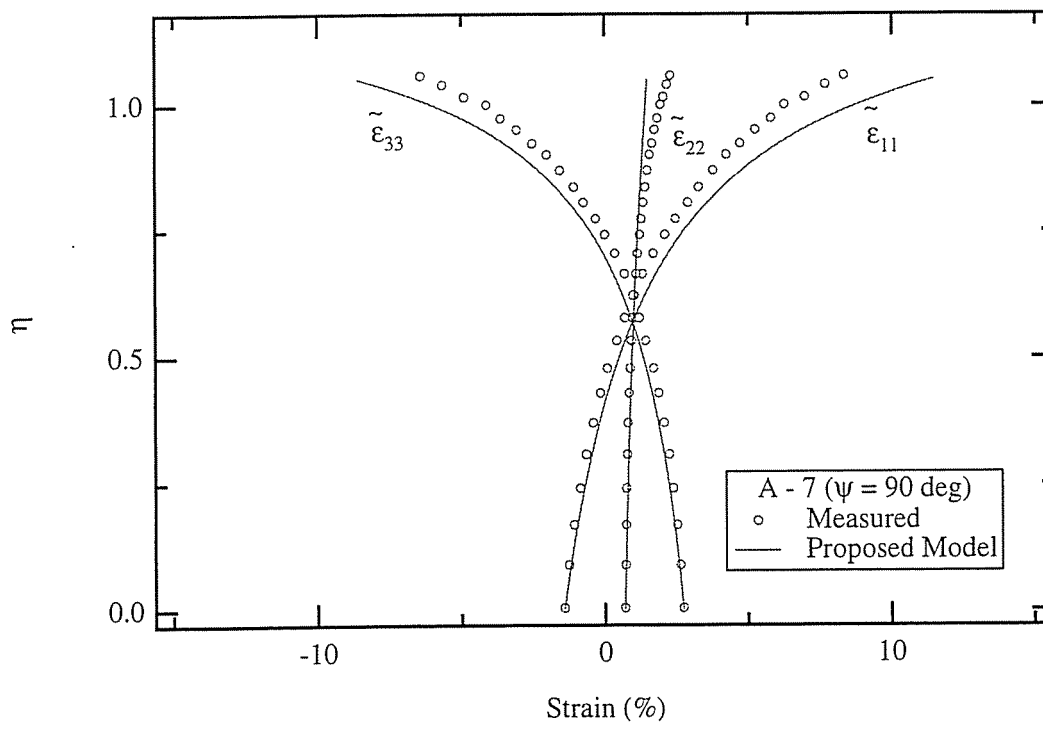
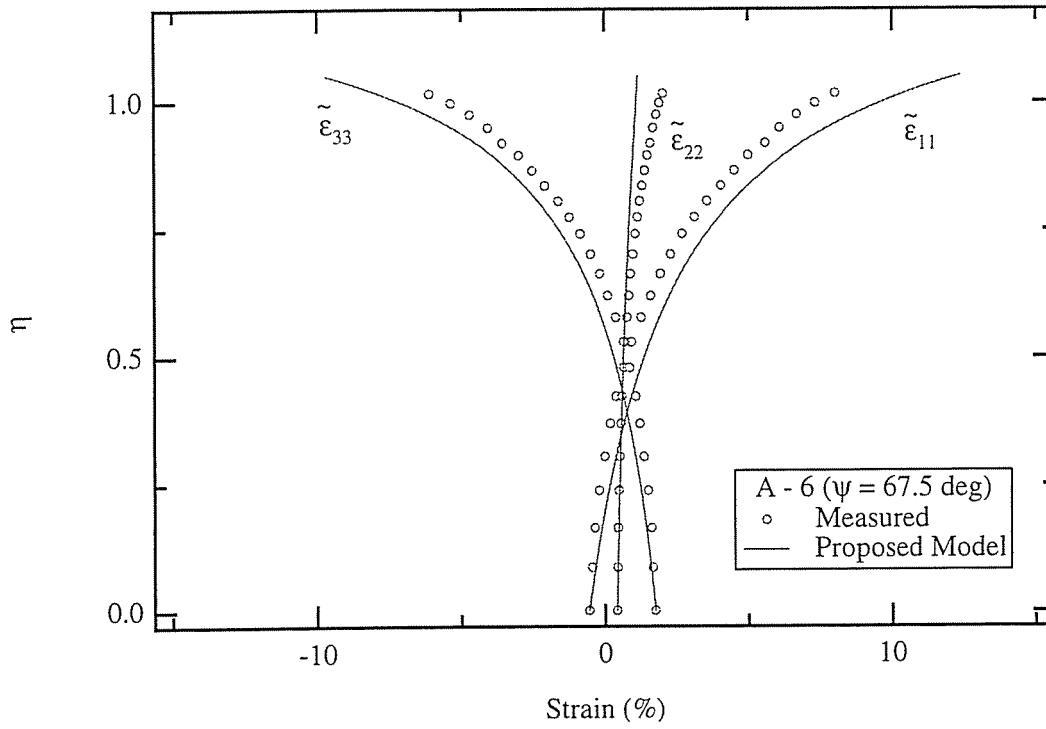


Figure 5-13 Comparison of the Measured and Predicted Relationship between η and $\bar{\epsilon}_{ij}$ at the reloading stage in A-series tests. (Continued)

第6章 応力～ひずみ関係におよぼす
平均有効応力変化の影響の定式化

第6章 応力～ひずみ関係におよぼす 平均有効応力変化の影響の定式化

本章では p' の変化が応力～ひずみ関係におよぼす影響を明らかにし、5章で誘導した p' 一定条件下における応力～ひずみ関係式を、 p' が変化する場合にも適用できるように拡張する。

6.1 降伏条件式

6.1.1 等方圧縮時の塑性ひずみ挙動

等方圧縮時における平均有効主応力 p' と塑性体積ひずみ v^p ($=\bar{\epsilon}_{11}^p + \bar{\epsilon}_{22}^p + \bar{\epsilon}_{33}^p$) の関係は次式によって表される。

$$v^p = \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p'}{p_0'} \quad (6.1)$$

図6-1はI試験の等方応力載荷過程における $\bar{\epsilon}_z^p$ と $\bar{\epsilon}_r^p$ の関係である。なお塑性ひずみを求めるにあたり式5.6を用いて弾性ひずみ量の評価を行っている。図6-1において2つのひずみの値はほぼ一致している。つまり等方圧縮時に生じる塑性ひずみは次の条件を満たしている。

$$\bar{\epsilon}_{11}^p = \bar{\epsilon}_{22}^p = \bar{\epsilon}_{33}^p \quad (6.2)$$

式6.1および式6.2から、等方圧縮時における p' と $\bar{\epsilon}_{ij}^p$ の関係式が得られる。なお δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。

$$\bar{\epsilon}_{ij}^p = \delta_{ij} \frac{\lambda - \kappa}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p_0'} \quad (6.3)$$

式4.4に式6.3を代入することにより等方圧縮時における p' と $\tilde{\omega}_3^p$ の関係式が得られる.

$$\tilde{\omega}_3^p = \frac{2(\lambda - \kappa)}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p_0} \quad (6.4)$$

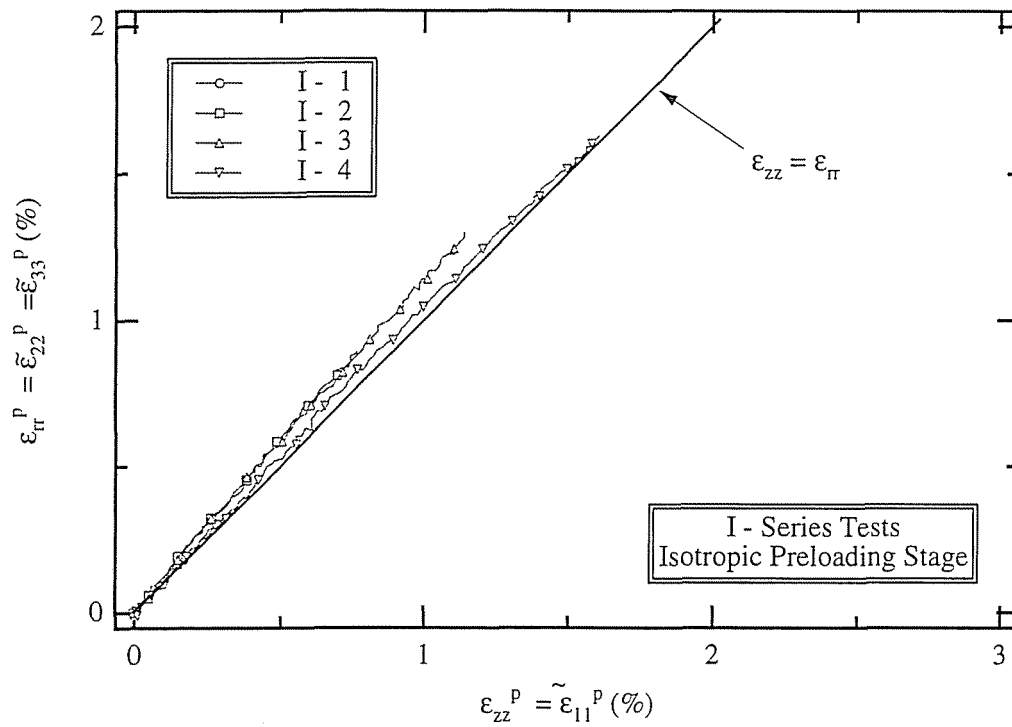


Figure 6-1 Relationship between $\tilde{\epsilon}_{zz}^p$ and $\tilde{\epsilon}_{rr}^p$ at the isotropic preloading stage in I-series test

6.1.2 降伏条件式

まず平均有効応力 p_0' で等方圧密した後，さらに平均有効応力が p' と
なるまで等方圧縮を行い，その後，平均有効応力を p' に保ちながら
排水せん断を行う場合の $p' \sim \eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係について考察する．この考
察にあたり平均有効応力 p_0' の等方圧密完了点をひずみの基準とする．
等方圧縮中の $p' \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係が式6.4によって，また p' 一定排水せん断
中の $\eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係が式5.2によって表されることから，この場合にお
ける $p' \sim \eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係は次式によって表される．

$$\bar{\omega}_3^p = f(p', \eta) = \frac{2(\lambda - \kappa)}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p_0'} + \frac{B\eta}{1 - A\eta} \quad (6.5)$$

次に非 p' 一定排水せん断および非排水せん断時における $\bar{\omega}_3^p$ 挙動につ
いて考える．C試験の初期載荷過程（非 p' 一定排水せん断）および実験
Uの非排水せん断過程の有効応力経路を図6-2に示す．また実測の η
 $\sim \bar{\omega}_3^p$ 関係，および図6-2に示した有効応力径路の実測値を式6.5に代
入して計算することにより得られる $\eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係を図6-3に示す．計
算結果は実測の傾向を良くとらえている．なお実験Uの初期部分で
は実験結果と実測の食い違いが大きい．この原因としては実験Uの
軸圧縮ひずみ速度が過大であった可能性が考えられる．つまり試料
が高い剛性を示すせん断初期では軸ひずみ変化に対する間隙水圧変
化が著しい．ここで軸ひずみ速度が過大であったとすれば，供試体
底部で測定される間隙水圧には実際の間隙水圧変化が正しく反映さ
れないおそれがある．このような状況の下では，式6-5に代入され
る実験Uの実測の有効応力径路と，図6-3に示した実験Uの実測の $\eta \sim$
 $\bar{\omega}_3^p$ 関係が正しく対応しないことになる．

第4章では種々の載荷履歴を受けた粘土の p' 一定排水せん断時における $\eta \sim \bar{\omega}_3$ 径路が処女載荷時における $\eta \sim \bar{\omega}_3$ 径路を弾性限界とする収束挙動を示すことを明らかにした(図4-8および4-10). また等方圧縮・除荷を繰り返す場合においては, その実験結果を $p' \sim v(e)$ 関係として整理することにより, 正規圧密線を弾性限とする収束挙動が得られることが基本的な実験事実として認められている. 同時に図6-1からこの場合における v^p が $\bar{\omega}_3^p$ と等価であることが明らかである ($\bar{\omega}_3^p = 2v^p/13$). したがって等方圧縮・除荷を繰り返す場合, その実験結果を $p' \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係として整理したとしても, やはり正規圧密線を弾性限とする収束挙動が認められることになる. さらに正規圧密粘土を非 p' 一定排水せん断および非排水せん断する場合には, 図6-3に示すようにそれらの $p' \sim \eta \sim \bar{\omega}_3^p$ 関係を式6.5によって定式化することが可能である. 以上より p' と η の両方の変化を考慮した降伏条件式として式6.5を採用し, $\bar{\omega}_3^p > f(p', \eta)$ の状態を弾性状態, $\bar{\omega}_3^p \leq f(p', \eta)$ の状態を弾塑性状態とする. そして弾性ひずみ増分については p' 一定条件下における応力～ひずみ関係式と同様に式5.6を用いるものとし, また塑性ひずみ増分についてはこの後の節で定式化を行う.

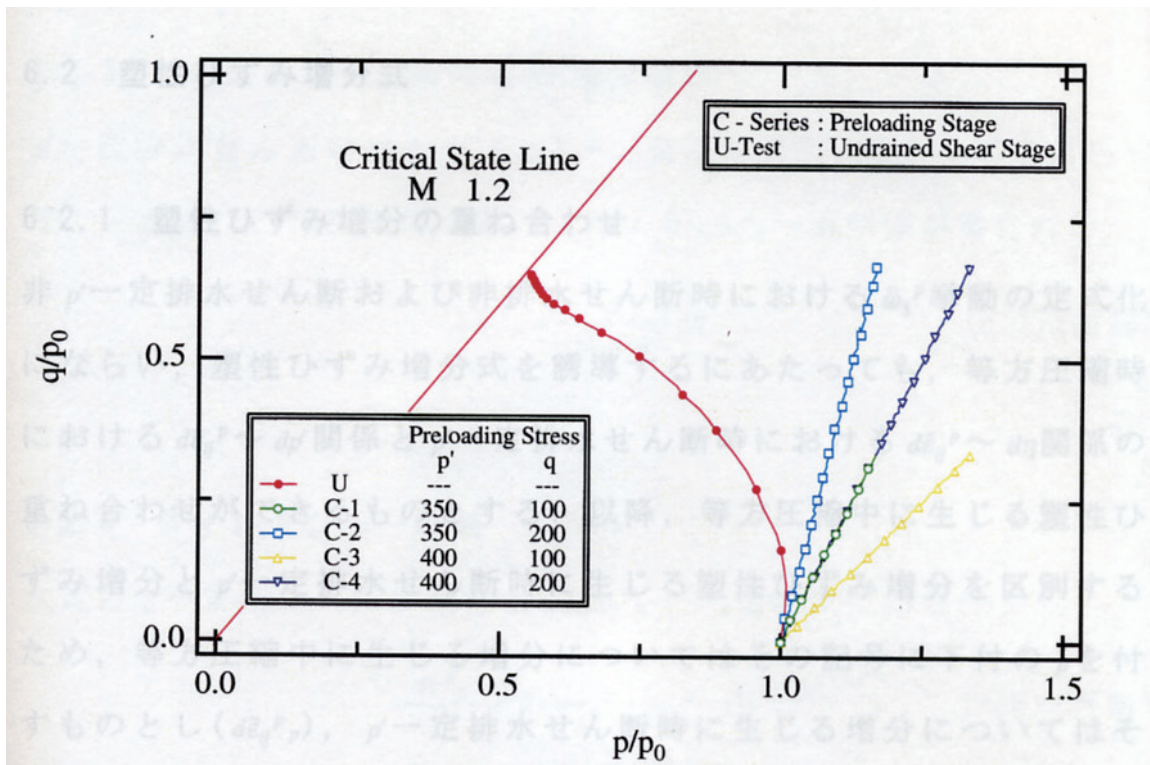


Figure 6-2 Observed Effective Stress Paths

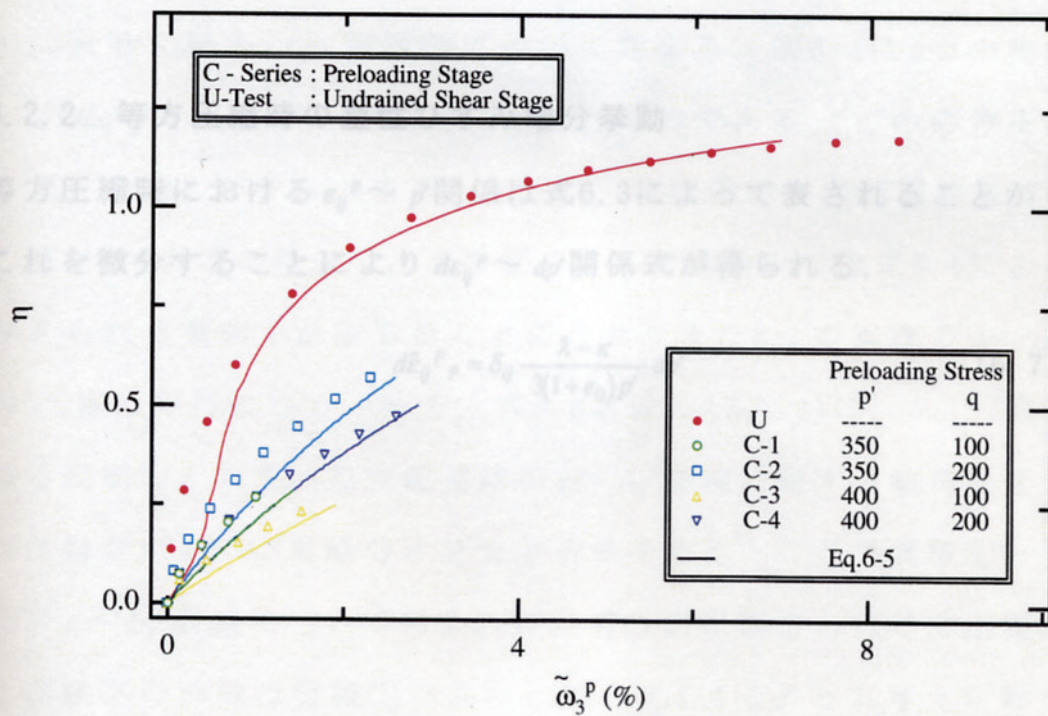


Figure 6-3 Comparison of the Observed and Calculated Relationship between η and $\tilde{\omega}_3^p$

6.2 塑性ひずみ増分式

6.2.1 塑性ひずみ増分の重ね合わせ

非 p' 一定排水せん断および非排水せん断時における $\bar{\omega}_3^p$ 挙動の定式化にならば、塑性ひずみ増分式を誘導するにあたっては、等方圧縮時における $d\bar{\epsilon}_{ij}^p \sim dp'$ 関係と p' 一定排水せん断時における $d\bar{\epsilon}_{ij}^p \sim d\eta$ 関係の重ね合わせができるものとする。以降、等方圧縮中に生じる塑性ひずみ増分と p' 一定排水せん断時に生じる塑性ひずみ増分を区別するため、等方圧縮中に生じる増分についてはその記号に下付の p を付すものとし ($d\bar{\epsilon}_{ij}^p{}_p$)、 p' 一定排水せん断時に生じる増分についてはその記号に下付の η を付すものとする ($d\bar{\epsilon}_{ij}^p{}_eta$)。

$$d\bar{\epsilon}_{ij}^p = d\bar{\epsilon}_{ij}^p{}_p + d\bar{\epsilon}_{ij}^p{}_eta \quad (6.6)$$

6.2.2 等方圧縮時の塑性ひずみ増分挙動

等方圧縮時における $\epsilon_{ij}^p \sim p'$ 関係は式6.3によって表されることから、これを微分することにより $d\epsilon_{ij}^p \sim dp'$ 関係式が得られる。

$$d\bar{\epsilon}_{ij}^p{}_p = \delta_{ij} \frac{\lambda - \kappa}{3(1 + e_0)p'} dp' \quad (6.7)$$

6.2.3 p' 一定排水せん断時の $\tilde{\omega}_3^p$ 増分挙動

p' 一定排水せん断時における $\tilde{\omega}_3^p \eta \sim \eta$ 関係を式5.2によって定式化したことから、これを微分することにより $d\tilde{\omega}_3^p \eta \sim d\eta$ 関係が得られる。

$$d\tilde{\omega}_3^p \eta = \frac{B}{(1-A\eta)^2} d\eta \quad (5.7) \text{ (再掲)}$$

6.2.4 ダイレタンシー挙動

次式は p' 一定条件下における $dv^p \eta / d\tilde{\omega}_3^p \eta \sim v^p \eta$ 関係式である。

$$\frac{dv^p \eta}{d\tilde{\omega}_3^p \eta} = \beta - \alpha \{v^p + (\tilde{\omega}_3^p - f)\} \quad (5.8) \text{ (再掲)}$$

ここで p_0' で等方圧密し、 p_0' 一定で直ちに排水せん断を行う実験①と、 p_0' で等方圧密ののち、 p' まで等方圧縮を行い、その後に p' 一定で排水せん断を行う実験②について考える。図6-4は2つの実験の $dv^p \eta / d\tilde{\omega}_3^p \eta \sim v^p \eta$ 関係を模式的に示したものである。 p_0' の等方圧密完了点を共通のひずみの基準とすれば、実験①のせん断開始点では v^p の値が0であるのに対し、実験②のせん断開始点では式6.1によって与えられる量の v^p が生じることになり、また2つの実験の $dv^p \eta / d\tilde{\omega}_3^p \eta \sim v^p \eta$ 線は平行になる。一方、式5.8右辺の $(\tilde{\omega}_3^p - f)$ は、5.4.2節における説明のとおり、処女載荷時の $\eta \sim \tilde{\omega}_3^p$ 曲線に対する載荷履歴を受けた場合の $\eta \sim \tilde{\omega}_3^p$ 曲線のオフセット量である。ここで実験①と実験②の $\eta \sim \tilde{\omega}_3^p$ 曲線について考えれば、等方圧密後さらに等方圧縮された実験②の曲線は実験①の曲線に対し式6.4によって与えられる量だけ $\tilde{\omega}_3^p$ 軸方向に平行移動したものとなる。したがって $(\tilde{\omega}_3^p - f)$ の関

数 f としては、 p' 一定条件下における降伏条件式である式5.2ではなく、 p' の変化の影響も考慮した降伏条件式である式6.5を用いなければならぬ。

以上より実験①のような条件のみを想定している式5.8を実験②のような場合にも適用できるように拡張すれば、次式のようになる。

$$\begin{aligned} \frac{dv^p_\eta}{d\tilde{\omega}_3^p_\eta} &= \beta - \alpha \left\{ \left(v^p - \frac{\lambda - \kappa}{1 + e_0} \ln \frac{p'}{p'_0} \right) + \left(\tilde{\omega}_3^p - \frac{2(\lambda - \kappa)}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p'_0} - \frac{B\eta}{1 - A\eta} \right) \right\} \\ &= \beta - \alpha \left\{ v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda - \kappa)}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p'_0} - \frac{B\eta}{1 - A\eta} \right\} \end{aligned} \quad (6.8)$$

さらに式6.8に式5.7を代入することにより p' の変化の影響も考慮したダイランシー式が得られる。

$$\frac{dv^p_\eta}{d\eta} = \left[\beta - \alpha \left\{ v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda - \kappa)}{3(1 + e_0)} \ln \frac{p'}{p'_0} - \frac{B\eta}{1 - A\eta} \right\} \right] \frac{B}{(1 - A\eta)^2} \quad (6.9)$$

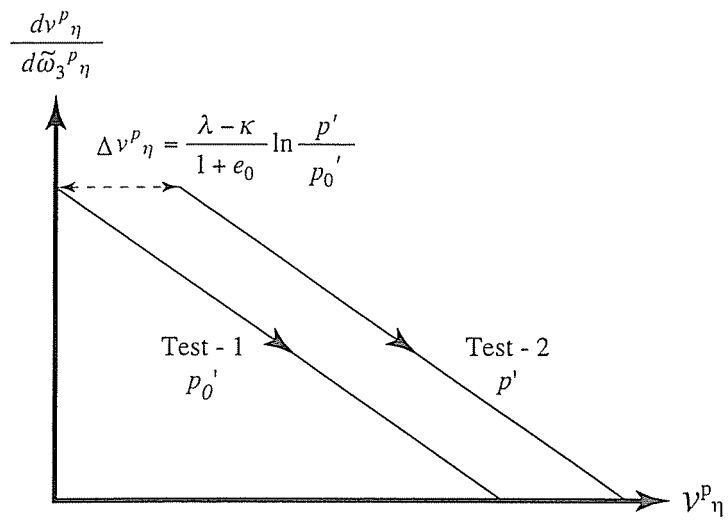


Figure 6-4 . Influence of the Change of p' on the Relationship
between $dv^p_\eta/d\tilde{\omega}_3^p_\eta$ and v^p_η

6.2.5 塑性ひずみ増分式

次式は p' 一定条件下における $d\bar{\epsilon}_{ij}^{p\eta}$ と $dv^{p\eta}$, $d\bar{\omega}_3^{p\eta}$ および b_σ の関係式である。

$$\begin{aligned}
 d\bar{\epsilon}_{11}^{p\eta} &= \frac{b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} dv^{p\eta} - \frac{b_\sigma - 2}{b_\sigma + 1} d\bar{\omega}_3^{p\eta} \\
 d\bar{\epsilon}_{22}^{p\eta} &= -\frac{b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} dv^{p\eta} + \frac{2b_\sigma - 1}{b_\sigma + 1} d\bar{\omega}_3^{p\eta} \\
 d\bar{\epsilon}_{33}^{p\eta} &= dv^{p\eta} - d\bar{\omega}_3^{p\eta} \\
 d\bar{\epsilon}_{23}^{p\eta} &= d\bar{\epsilon}_{31}^{p\eta} = d\bar{\epsilon}_{12}^{p\eta} = 0
 \end{aligned} \tag{5.10, 12} \text{(再掲)}$$

式5.10および式5.12に，式5.7および式6.9を代入することにより， $d\bar{\epsilon}_{ij}^{p\eta}$ と $d\eta$ の関係式が得られる。

$$\begin{aligned}
 d\bar{\epsilon}_{11}^{p\eta} &= \frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \bar{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda-\kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0'} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (b-2) \right] d\eta \\
 d\bar{\epsilon}_{22}^{p\eta} &= -\frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \bar{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda-\kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0'} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (2b-1) \right] d\eta \\
 d\bar{\epsilon}_{33}^{p\eta} &= \frac{B}{(1-A\eta)^2} \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \bar{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda-\kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0'} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) - 1 \right\} d\eta \\
 d\bar{\epsilon}_{23}^{p\eta} &= d\bar{\epsilon}_{31}^{p\eta} = d\bar{\epsilon}_{12}^{p\eta} = 0
 \end{aligned}$$

(6.10)

さらに式6.6に式6.7および式6.10を代入することにより p' の変化の影響を考慮した塑性ひずみ増分式が得られる.

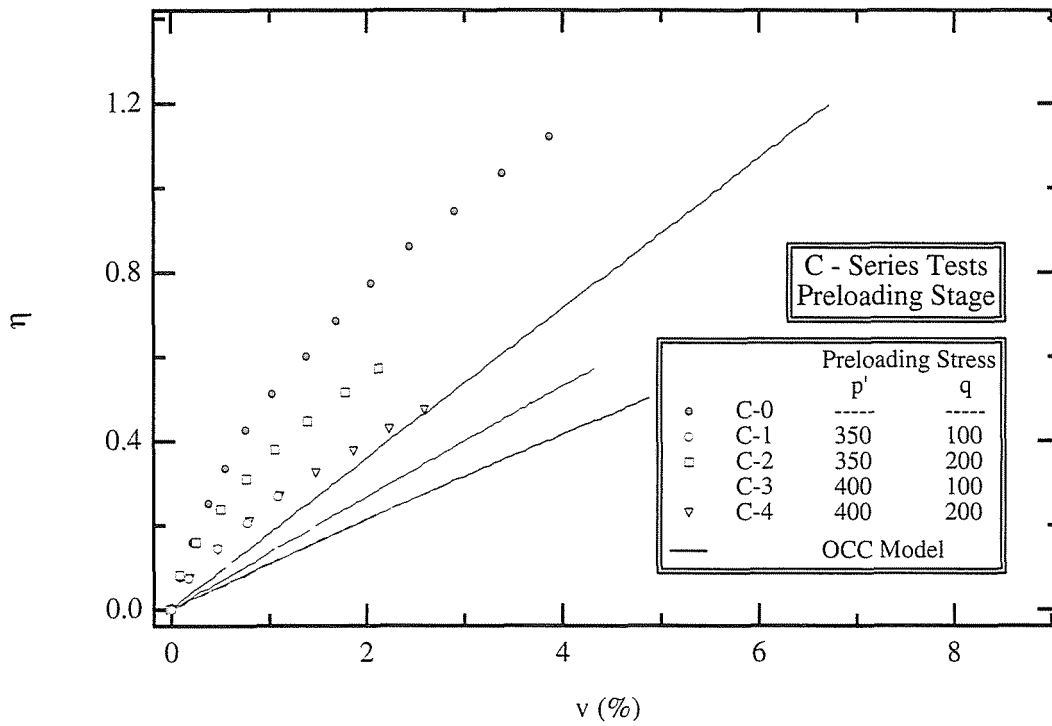
$$\begin{aligned}
d\tilde{\epsilon}_{11}^p &= \frac{\lambda - \kappa}{3(1+e_0)p'} dp' \\
&\quad + \frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda - \kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (b-2) \right] d\eta \\
d\tilde{\epsilon}_{22}^p &= \frac{\lambda - \kappa}{3(1+e_0)p'} dp' \\
&\quad - \frac{B}{(b+1)(1-A\eta)^2} \left[(b-1) \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda - \kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) \right\} - (2b-1) \right] d\eta \\
d\tilde{\epsilon}_{33}^p &= \frac{\lambda - \kappa}{3(1+e_0)p'} dp' \\
&\quad + \frac{B}{(1-A\eta)^2} \left\{ \beta - \alpha \left(v^p + \tilde{\omega}_3^p - \frac{5(\lambda - \kappa)}{3(1+e_0)} \ln \frac{p'}{p_0} - \frac{B\eta}{1-A\eta} \right) - 1 \right\} d\eta \\
d\tilde{\epsilon}_{23}^p &= d\tilde{\epsilon}_{31}^p = d\tilde{\epsilon}_{12}^p = 0
\end{aligned}$$

(6.11)

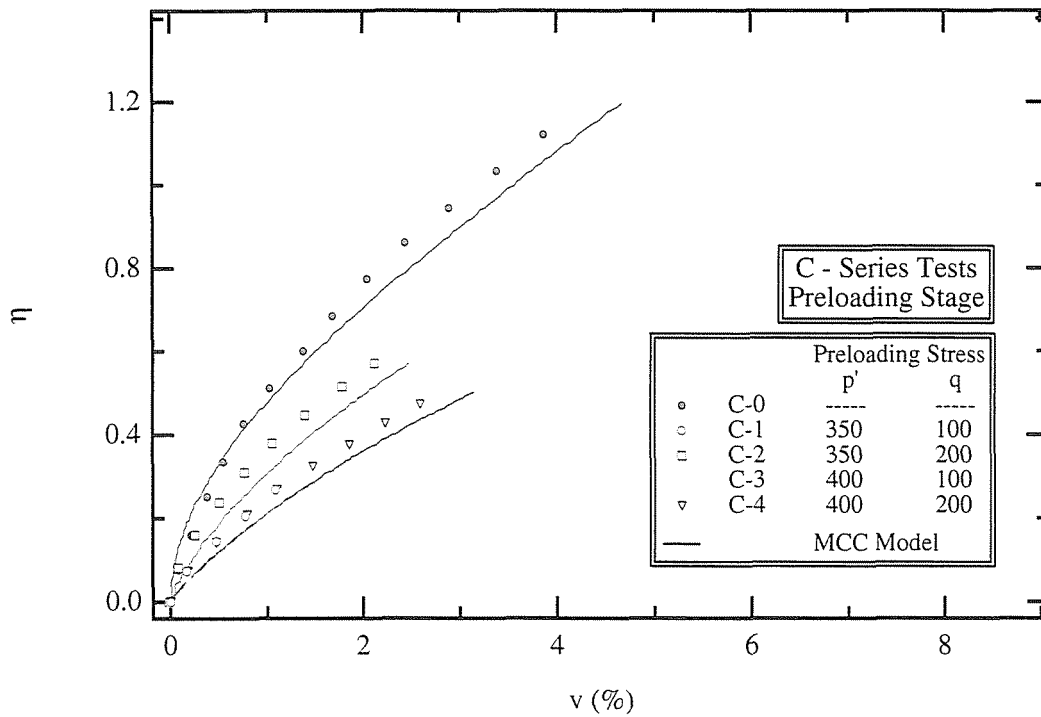
6.3 モデルと実験結果の比較

6.3.1 非 p' 一定排水せん断時の応力～ひずみ関係

図6-5(a)と(b)はC試験の初期載荷過程(非 p' 一定排水せん断)における体積ひずみ挙動を, それぞれカムクレイと修正カムクレイにより予測した結果であり, 図(c)は提案モデルによる結果である. 修正カムクレイおよび提案モデルは実験結果を良く予測している. 図6-6は ε_1 挙動の予測結果であり, 図6-7は ε_3 挙動の予測結果である. ε_1 , ε_3 とも修正カムクレイと提案モデルによって精度の高い予測が可能である.

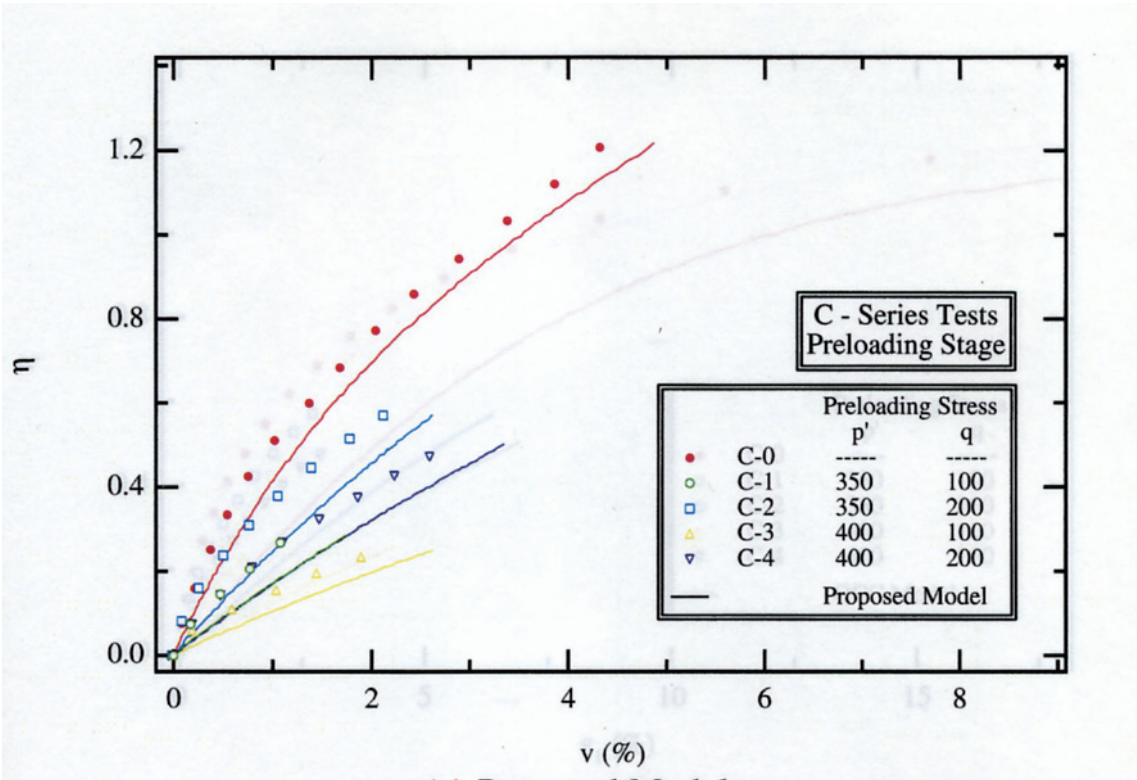


(a) OCC Model



(b) MCC Model

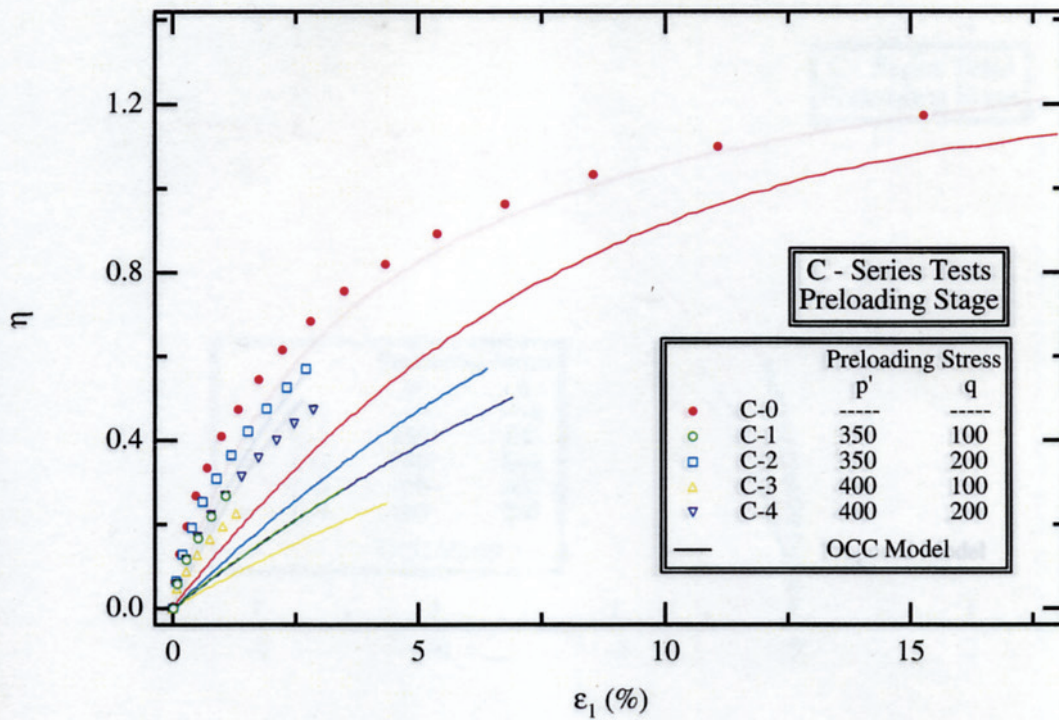
Figures 6-5 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and v at the Preloading Stage in C-series Tests



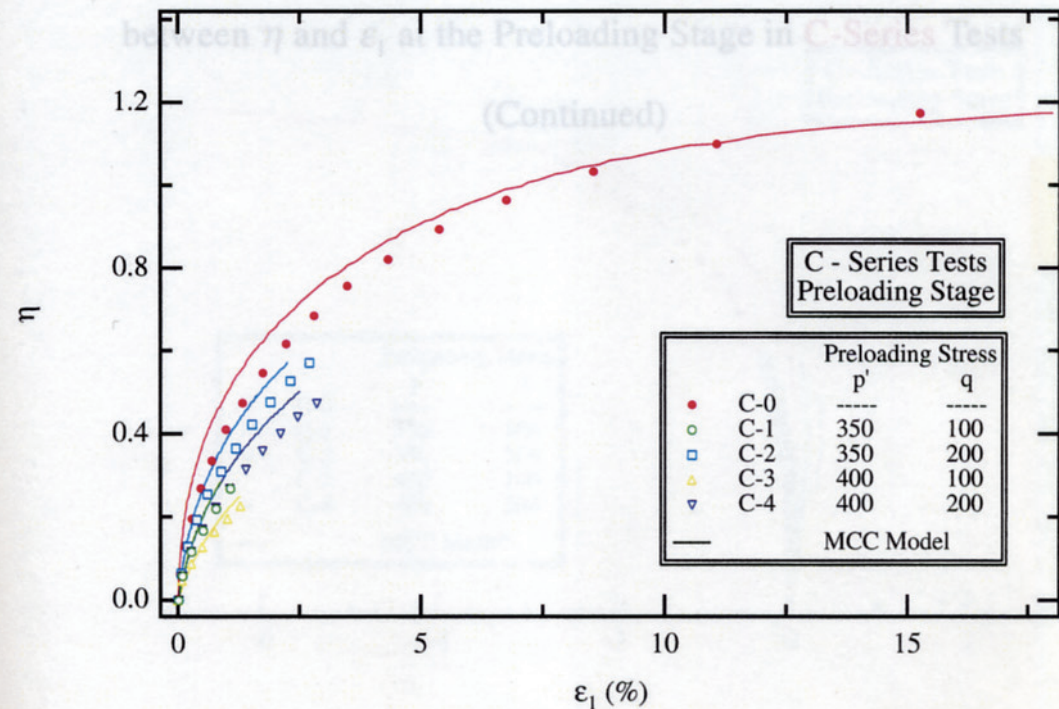
(c) Proposed Model

Figures 6-5 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and v at the Preloading Stage in C-Series Tests

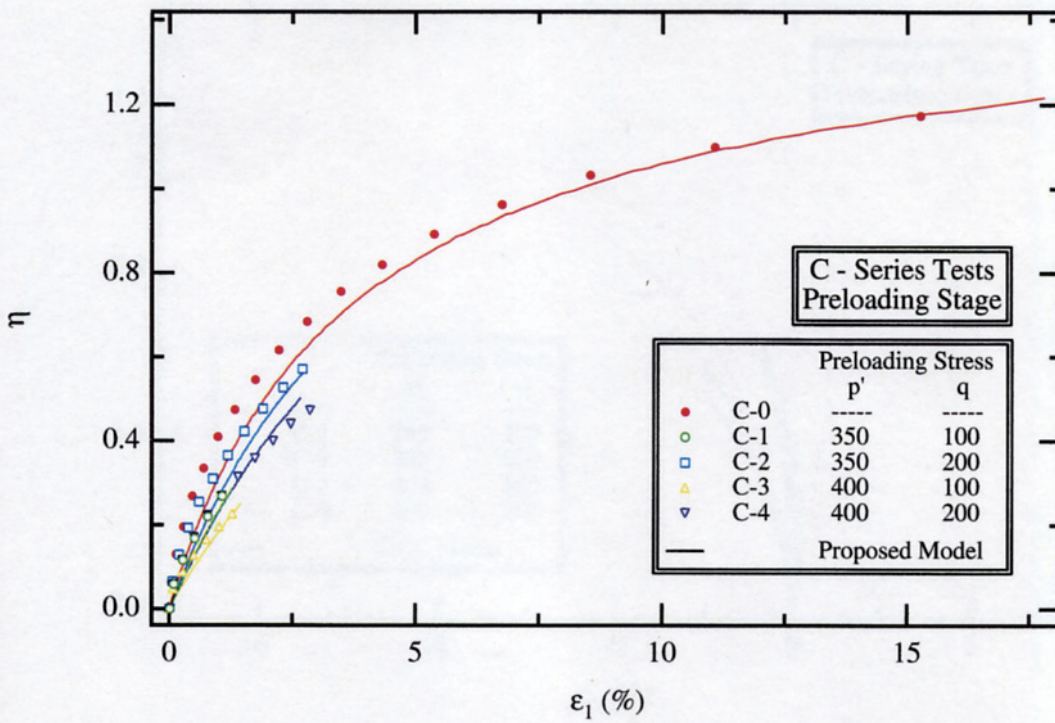
(Continued)



Figures 6-6 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and ϵ_1 at the Preloading Stage in C-Series Tests

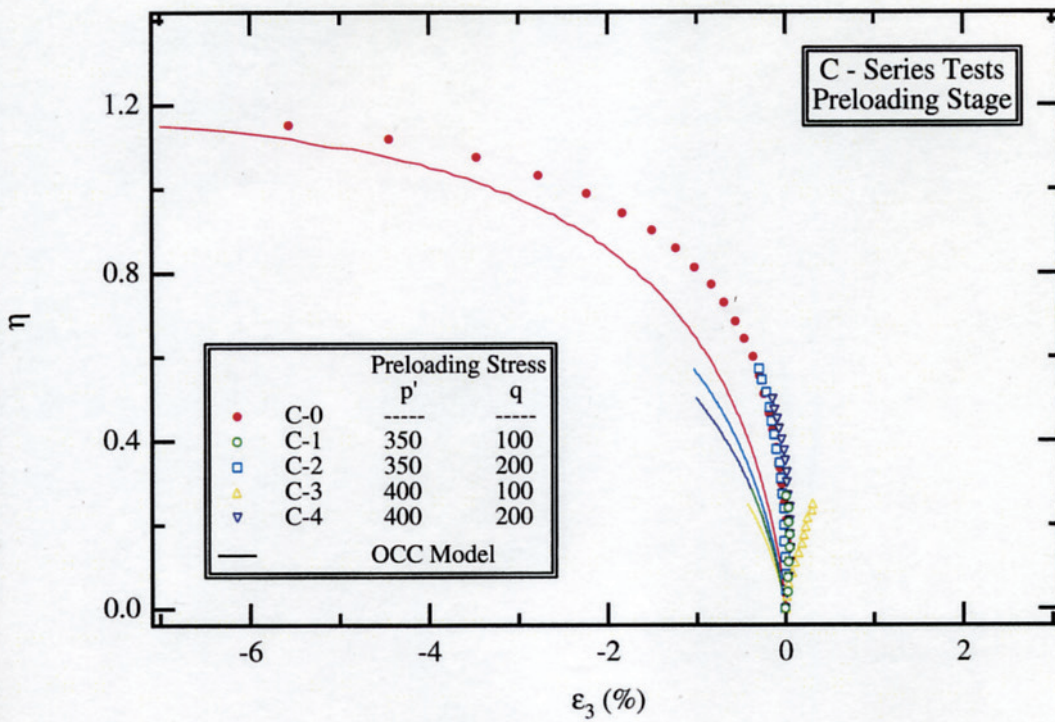


Figures 6-6 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and ϵ_1 at the Preloading Stage in C-series Tests

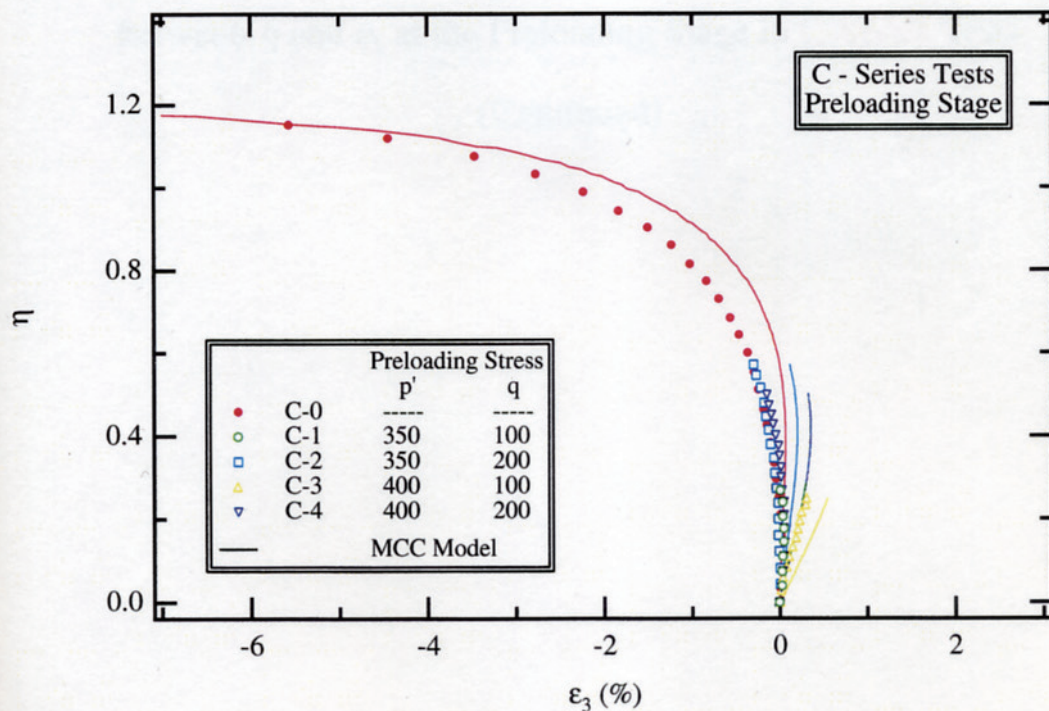


(c) Proposed Model

Figures 6-6 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and ε_1 at the Preloading Stage in C-Series Tests

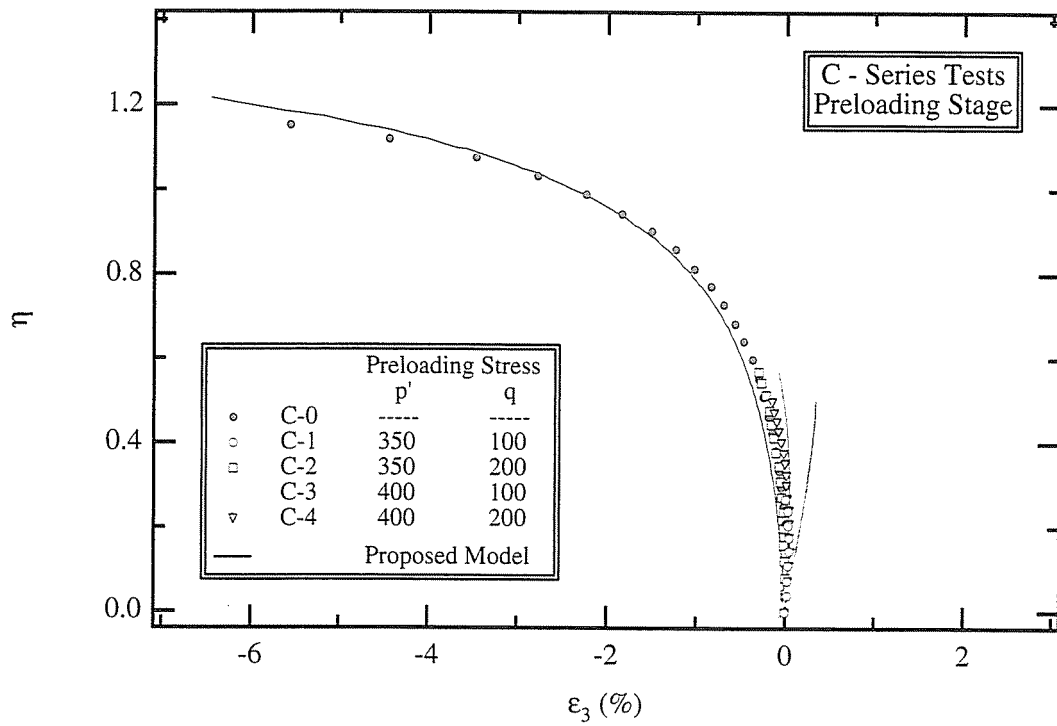


(a) OCC Model



(b) MCC Model

Figures 6-7 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and ϵ_3 at the Preloading Stage in C-series Tests



(c) Proposed Model

Figures 6-7 Comparison of the Observed and Predicted Relationship between η and ϵ_3 at the Preloading Stage in C-Series Tests

(Continued)

6.3.2 非排水せん断時の応力～ひずみ関係

実験Uの有効応力径路をカムクレイ，修正カムクレイおよび提案モデルによって予測した結果を図6-8に示す．修正カムクレイと提案モデルは実験結果を高い精度で予測することが可能である． ε_1 ， ε_3 挙動の予測結果を図6-9に示す．カムクレイおよび修正カムクレイは実験結果の予測が全くできないのに対し，提案モデルは非常に精度の高い予測が可能である．

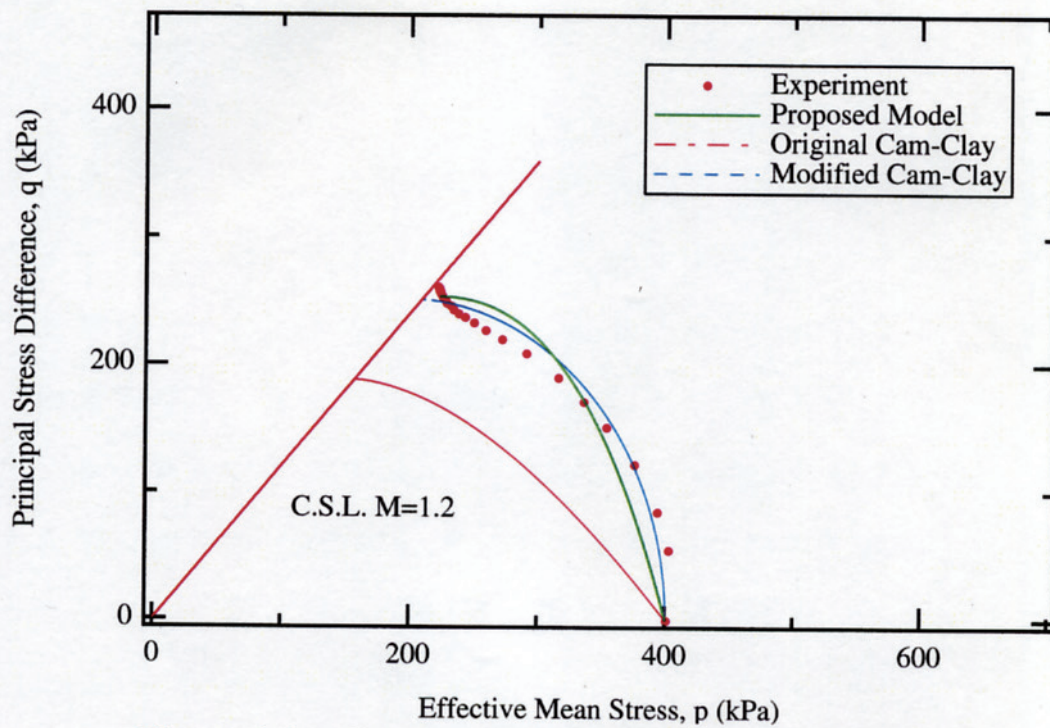


Figure 6-8 Comparison of the Observed and Predicted Effective Stress Path at the Undrained Shear Stage in **U-Test**

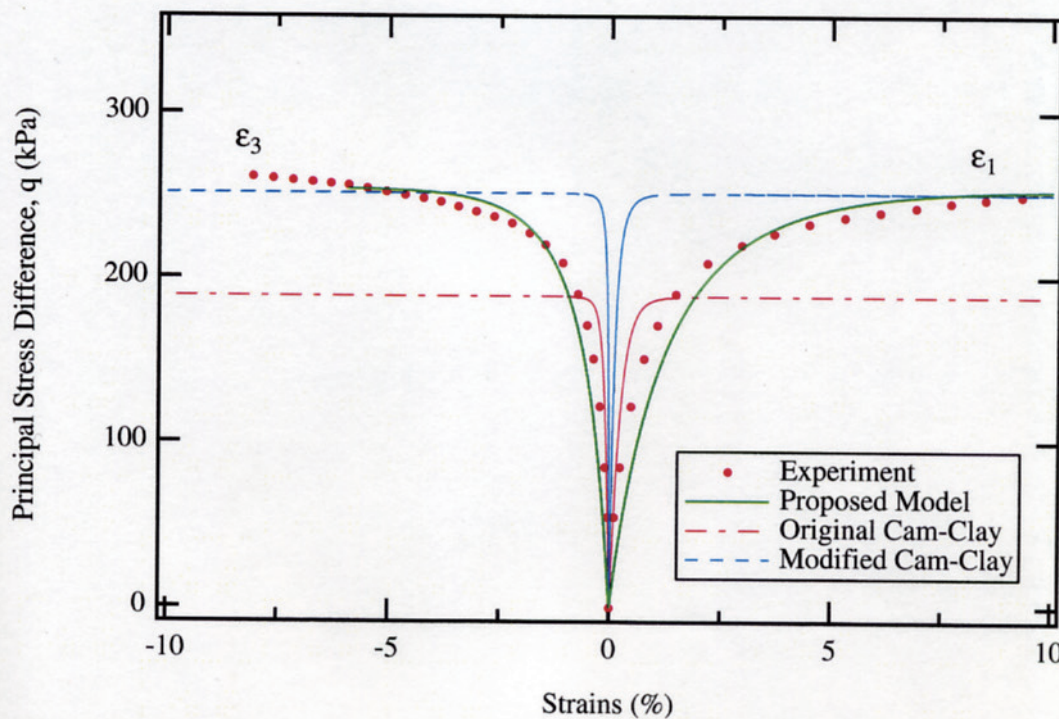


Figure 6-9 Comparison of the Observed and Predicted Deformation Behavior at the Undrained Shear Stage in **U-Test**

第7章 結 論

第7章 結 論

本研究では、まず一連の中空ねじり試験と三軸圧縮試験を行い、軟化挙動が生じない程度に軽く等方過圧密された粘土および異方せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動に関する新たな知見を得た。次にこの知見を基本とする構成モデルの提案を行い、実験結果との比較から、中～大ひずみの領域においてモデルが種々の履歴を受けた粘土の変形挙動を定量的にも満足できる精度で予測できることを示した。以下はこの研究から得られた結論と、その課題および今後の展望についてまとめたものである。

1. 載荷履歴を受けた粘土の降伏挙動に関する結論

- (1) 載荷履歴を受けた粘土の実際の降伏挙動とケンブリッジグループによって提案された状態境界面の概念は整合していない。
- (2) 履歴を受けた粘土の降伏挙動の解釈において、 σ_3' 面の面積ひずみである $\bar{\omega}_3$ が、その鍵となるパラメータであることを明らかにした。
- (3) 履歴を受けた粘土の降伏応力は、正規圧密粘土の応力比 η と $\bar{\omega}_3$ の関係を介し、載荷履歴によって生じる $\bar{\omega}_3$ の値と結び付いている。
- (4) 異方せん断履歴を受けた粘土の降伏挙動が誘導異方性を示す原因は $\bar{\omega}_3$ がひずみ誘導異方性を示すことにある。

(5) 降伏後の $d\bar{\omega}_3/d\eta$ の値は η のみによって決まり履歴の影響を受けない。

2. 載荷履歴を受けた粘土のダイランシー挙動に関する結論

(1) 粘土のダイランシー挙動は載荷履歴に依存しており，また応力比～塑性ひずみ増分比(塑性体積ひずみ増分に対する塑性せん断ひずみ増分の比)関係も履歴に依存する。

(2) $\bar{\omega}_3^p$ 増分比(塑性体積ひずみ増分に対する $\bar{\omega}_3^p$ 増分の比)～塑性体積ひずみ～ $\bar{\omega}_3^p$ の関係は載荷履歴の影響を受けない。この関係と結論1(4)で述べた $\eta \sim d\bar{\omega}_3/d\eta$ 関係を組み合わせることにより，ダイランシー挙動や応力比～塑性ひずみ増分比関係に現れる載荷履歴依存性を良く表すことが可能である。

3. 粘土の変形挙動に関するその他の結論

(1) 等方応力載荷中に生じる塑性主ひずみの値はおおよそ一致している。

(2) 過去に受けた載荷履歴にかかわらず主応力軸と塑性主ひずみ増分軸はおおよそ一致している。

4. 提案した構成モデルについての結論

- (1) 本研究で提案したモデルは，結論1で述べた降伏挙動にもとづいて弾性状態と弾塑性状態の区別を行っており，弾性ひずみ増分～応力増分関係については等方線形弾性理論を基本としている．また塑性ひずみ増分～応力増分関係については，等方圧縮中に生じるひずみの等方性，応力比増分～ $\bar{\omega}_3^p$ 増分関係， $\bar{\omega}_3^p$ 増分比～塑性体積ひずみ～ $\bar{\omega}_3^p$ 関係などから定式化を行っている．
- (2) 提案モデルは，載荷履歴の種類，載荷中の有効応力径路，排水条件など諸条件の違いにかかわらず，粘土の変形挙動を定量的にも十分な精度で予測することが可能である．

5. 本研究の課題と今後の展望について

- (1) 提案モデルは中間主応力状態に応じて材料パラメータの値を変える必要がある．今後は提案モデルを三主応力条件下においてもパラメータ値を変化させる必要のないより一般的なものに改良する必要がある．
- (2) 研究の対象とした再構成粘土に対し，不攪乱粘土の特性は，固有異方性，構造，時間効果，化学的な影響などのため，再構成粘土のそれとは著しく異なることが知られている．今後はこのような不攪乱粘土のモデルについても研究を進める必要がある．

- (3) 実務を念頭に置いた場合，構成モデルを提案したのみでは有用性に乏しく，モデルを利用した有限要素法解析が可能となって初めてモデルが有用性を持つようになると言える．今後は提案モデルを利用した有限要素法プログラムの開発を行い，モデルを実務においても役立てていく予定である．

参 考 文 献

- 1) Drucker, D. C., Gibson, R. E. & Henkel, D. J. .: Soil mechanics and work-hardening theories of plasticity., ASCE Tran., Paper No.2864, pp338-346, 1951.
- 2) Roscoe, K. H., Schofield, M. A. & Wroth, C. P. : On the yielding of soils., Géotechnique, Vol.8, No.1, pp.22-53, 1958.
- 3) Schofield, A. N. & Wroth, C. P. .: Critical state soil mechanics., McGraw-Hill, 1968.
- 4) Britto, A & Gunn, M : Critical state soil mechanics via finite elements, Ellis Horwood, New York, 1987.
- 5) Henkel, D. J. : The relationship between the effective stresses and water content in saturated clays., Géotechnique, Vol.10, No.2, pp.41-54, 1960.
- 6) Drucker, D. C. : A more fundamental approach to plastic stress-strain relations., Proc. 1st U.S. national congress for applied mechanics, ASME, pp487-491, 1951.
- 7) Roscoe, K. H. & Burland, J. B. .: On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay., in J. Heyman and F. A. Leckie (eds.), Engineering plasticity, Cambridge univ. press, pp535-609, 1968.
- 8) Rowe, P. W. : The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact., Proc. Roy. Soc., A269, pp500-527, 1962.

- 9) Shimizu M. : Effect of overconsolidation on dilatancy of a cohesive soil., S&F, Vol.22, No.4, pp.121-135, 1982.
- 10) Wroth and Loudon. : The correlation of strains within a family of triaxial tests on overconsolidated samples of kaolin. Proc. Geotechnical Conf. Oslo on Shear Strength Properties of Natural Soils and Rocks, pp159-163, 1967.
- 11) Pender, M. J. : A model for the behaviour of overconsolidated soil., Géotechnique, Vol.28, No.1, pp.1-25, 1978.
- 12) 橋口公一 : 最新弾塑性学, 朝倉書店, 1990.
- 13) Casagrande, A. and Carrillo, N. : Shear failure of anisotropic materials., Proc. Boston Soc. Civ. Engrs, Vol.31, pp.74-87, 1944.
- 14) Arthur, J. R. F. and Menzies, B. K. : Inherent anisotropy in sand., Géotechnique, Vol.22, No.1, pp.115-129, 1972.
- 15) Oda, M. : Initial fabrics and their relations to mechanical properties of granular material., S&F, Vol.12, No.1, pp.17-36, 1972.
- 16) Oda, M. : The mechanism of fabric changes during compressional deformation of sand., S&F, Vol.12, No.2, pp.1-18, 1972.
- 17) Lam, W. K. & Tatsuoka, F. : Effects of initial anisotropic fabric and σ_2 on strength and deformation characteristics of sand., S&F, Vol.28, No.1, pp89-106, 1988.
- 18) Symes, M. J., Gens, A. and Hight, D. W. : Undrained anisotropy and principal stress rotation in saturated sand., Géotechnique, Vol.34, No.1, pp.11-27, 1984.

- 19) Shibuya, S. and Hight, D. W. : A bounding surface for granular materials., S&F, Vol.27, No.4, pp.123-136, 1987.
- 20) Symes, M. J., Gens, A. and Hight, D. W. : Drained principal stress rotation in saturated sand., Géotechnique, Vol.38, No.1, pp.59-81, 1988.
- 21) Zdravkovi'c, L. and Jardine, R. J. : Undrained anisotropy of K_0 consolidated silt., Canadian Geotech. J., Vol.37, No.1, pp.178-200, 2000.
- 22) Zdravkovi'c, L. and Jardine, R. J. : The effect on anisotropy of rotating principal stress axes during consolidation., Géotechnique, Vol.51, No.1, pp.69-83, 2001.
- 23) Arthur, J. R. F., Chua, K. S. and Dunstan, T. : Induced anisotropy in sand., Géotechnique, Vol.27, No.1, pp.13-30, 1977.
- 24) Lo, K. Y. : Stability of slopes in anisotropic soils., Proc., ASCE, 91(SM4), pp.85-106, 1965.
- 25) Duncan, J. M. and Seed, H. B. : Anisotropy and stress reorientation in clay., Proc., ASCE, 92(SM5), pp.21-50, 1966.
- 26) Nakase, A. and Kamei, T. : Undrained shear strength anisotropy of normally consolidated cohesive soils., S&F, Vol.23, No.1, pp.91-101, 1983.
- 27) Prager, W. : A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids., J. Appl. Mech., No.23, pp.493-496, 1956.
- 28) 土質工学会編 : 粒状体の力学, pp.86-91, 1990.

- 29) Sekiguchi, H. and Ohta, H. : Induced anisotropy and time dependency in clays., Proc. 9th ICSMFE., Specialty Session 9, pp.229-238, 1977.
- 30) 岡二三生・中井照夫 : 異方性を考慮した構成式—粘土の場合—, 土と基礎, Vol.41, No.10, pp.83-102, 1993.
- 31) Graham, J., Noonan, M. L. and Lew, K. V. : Yield state and stress-strain relationships in a natural plastic clay., Canadian Geotech. J., Vol. 20, No. 3, pp.502-516, 1983.
- 32) Oka, F. : Anisotropic and pseudo-anisotropic elasto-viscoplastic constitutive model for clay., Modern approaches to plasticity, Edt. by D. Kolymbas, Elsevier, pp.505-526, 1993.
- 33) Bishop, A. M. & Green, G. E. : The influence of end restraint on the compressional strength of a cohesionless soil., Géotechnique, Vol.15, No. 3, pp.243-266, 1965.
- 34) Hight, D.W., Gens, A. and Symes, M.J. : The development of a new hollow cylinder apparatus for investigating the effects of principal stress rotation in soils., Géotechnique, Vol.33, No.4, pp.355-383, 1983.
- 35) Pradhan, T. B. S., Tatsuoka, F. and Molenkamp, F. : Accuracy of automated volume change measurement by means of differential pressure transducer., S&F, Vol.26, No.4, pp.150-158, 1986.
- 36) Kondner, R. L. : Hyperbolic stress-strain response : cohesive soils, Proc. J. ASCE, Vol.89, SM1, pp.115-143, 1963.
- 37) 佐藤信吾・川口貴之・三田地利之・澁谷啓・富田泰史 : 等方弾性仮定下における粘性土の弾性係数の解釈, 平成 14 年度土木学会北海道支部論文報告集 (第 59 号), 札幌, pp496-499, 2003.

あ と が き

本論文は、筆者が北海道大学工学部の助手に採用されて以来、約12年間にわたって続けてきた研究をまとめたものであります。この研究を進めて行くにあたり、数多くの方々からあたたかいご指導やご支援を頂きました。まず筆者が卒論生として北海道大学の土質工学講座（現地盤物性学分野）に配属されて以来、今日に至るまで、終始変わらぬご指導をして頂きました北海道大学大学院教授の三田地利之先生には心よりお礼申し上げるとともに、この研究の機会を与えていただいたことに対し改めて感謝申し上げます。先生の研究や教育に対する姿勢を我が物とできるよう、今後とも精進を重ねていく所存です。また北海道大学大学院教授の三浦清一先生、石島洋二先生、助教授の澁谷啓先生、東京大学大学院教授の龍岡文夫先生からも貴重なご指導やご支援を頂きました。改めてお礼を申し上げます。以上、名前を挙げさせていただいた方の他にも、北海道大学大学院技官の工藤豊氏、元北海道大学大学院生の古川卓、永埜宗孝、勝屋昭弘、藤原かさねの各氏、元北海道大学卒論生の中村元朗氏、現北海道大学大学院生の増島賢児、土田智聡の両君からも貴重な支援を頂きました。改めてお礼申し上げます。

最後に研究の遂行と論文の執筆を常に支えてくれた妻に対し感謝の言葉を述べ、このあとがきを終わらせていただきます。

2003年12月

福田文彦