

有限要素法によるシラスの破壊に関する非線形弾性解析

平 瑞樹・難波直彦・三輪晃一

(農地工学研究室)

平成元年8月10日 受理

Nonlinear Elastic Analysis on Failure of SHIRASU by Finite Element Method

Mizuki HIRA, Naohiko NANBA and Koichi MIWA

(Laboratory of Farm Land Engineering)

緒 言

土の構造物や地盤に外力が加わり、降伏や破壊が生ずるのは、自重や外力によって土の構造物や地盤内の各点に生じる応力の大きさがある限度を越え、土の内部のある面に沿ってすべりが起こるためである。土にせん断応力が作用すると、この応力の大きさに相当する変形が生じ、同時にそのすべりに対して抵抗しようとする力が働く。しかし、このせん断抵抗には限界があり、ある大きさに達すると大きな変形、塑性的すべりが生じ、土塊は破壊する。このせん断抵抗の大きさの限界であるせん断強さは、土の工学的性質の中で最も重要な性質の一つである。つまり、自然の山腹や切り取り斜面、道路、堤防、アースダムなどの盛土斜面が安定を保っているのは土がせん断強さを持っているからであり、また、基礎地盤の支持力や構造物に働く土圧の大きさにもそれに大きく影響される。このような強度特性を問題にするにはいかなる状態のもとで降伏または破壊が生ずるかを知らなければならない。

本研究は南九州一帯に分布するシラスの安定性を検討する手法を導くために、シラスに対する室内三軸試験と数値モデルとの比較検討を行ったものである。すなわち、シラスの非圧密非排水三軸試験を行い、実験値から得られるパラメーターより非線形弾性構成式を導き、応力—ひずみ関係を解析する一手法として有限要素法を適用した三軸圧縮試験のシミュレーションによる応力—ひずみ曲線を求めた。計算は軸対称問題として取り扱い、増分法、混合法による非線形解析を試み、応力—ひずみ関係における実験値と解析値の比較検討、供試体内部の破壊状況

とその進行を考察した。

材料の非線形挙動

一般に取り扱われる土質材料は、自重や外力の作用により、土体内部にせん断応力が発生すると変形する。そして、せん断応力が限界を越えると破壊が生ずる。この応力—ひずみ関係を追跡していくと非線形であることがわかる。この非線形性を有限要素法に適用するとき、材料の定数は応力状態に依存すると考え、実験で得られた応力—ひずみ曲線を適当な関数で表す。

Kondner らは、土の非線形応力—ひずみ曲線を双曲線により近似できることを示した³⁾。双曲線式は次のように表される。

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{\epsilon}{a + b\epsilon} \dots\dots\dots (1)$$

ここで σ_1 , σ_3 は最大, 最小主応力であり, ϵ は軸ひずみ, a と b は実験的に決定される定数である。この a, b は Fig. 1 に示すような物理的意味をもち, a は初期弾性係数 E_i の逆数であり, b はひずみが無限大のときの軸差応力の漸近値の逆数である。

Kondner らは、定数 a, b の値は応力—ひずみ関係の値を Fig. 2 に示すように変更された軸に対して再プロットすることによりたやすく決定できることを示した。(1)式を次のように書き換えると a, b は直線の切片と傾きを表す。

$$\frac{\epsilon}{\sigma_1 - \sigma_3} = a + b\epsilon \dots\dots\dots (2)$$

以上のようにして値を決定していく時、一般に、

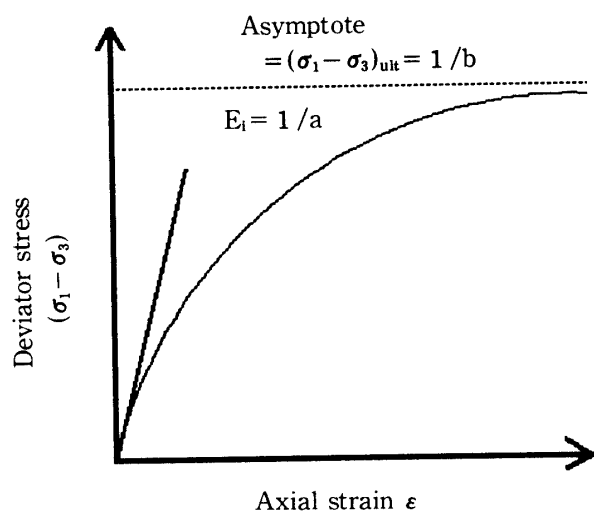


Fig. 1. Hyperbolic stress-strain curve.

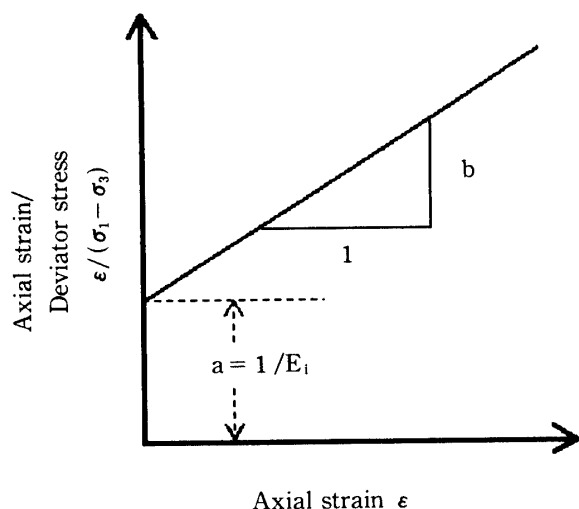


Fig. 2. Transformed hyperbolic stress-strain curve.

$(\sigma_1 - \sigma_3)$ の漸近値は土の圧縮強さ $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ よりわずかに大きい。そこで、この極限值 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ を次式で示されるように係数 R_f を用いて圧縮強さ $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ と関係づけて考える。

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = R_f (\sigma_1 - \sigma_3)_{ult} \quad \dots\dots\dots (3)$$

R_f は破壊比と呼ばれ常に 1 より小さく本質的に拘束圧には依存していないことがわかっている。

初期弾性係数 E_i と圧縮強度 $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ を用いてパラメーター a と b をおきかえると、(1)式は次のように書きかえられる。

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{\epsilon}{\frac{1}{E_i} + \frac{\epsilon R_f}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

Janbu は初期弾性係数 E_i と拘束圧の関係を実験

的に次のような形で表した。

$$E_i = K P_a (\sigma_3 / P_a)^n \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに E_i , σ_3 , P_a , K , n はそれぞれ初期弾性係数、最小主応力、 E_i や σ_3 と同様の単位で表された大気圧、定数 (無次元)、 σ_3 に伴う E_i の変化を決定する指数を表す。 K と n の係数の値は一連の E_i と σ_3 の値を両対数グラフにプロットすることにより、すみやかに決定される。もし、 σ_3 の値が変化せずに破壊が生ずるとすれば、圧縮強さ $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ と拘束圧 σ_3 の間の関係はモール・クーロンの破壊理論によって次の形に表される。

$$(\sigma_1 - \sigma_3)_f = \frac{2C \cos \phi + 2\sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここに C , ϕ はモール・クーロン強度定数である。

(4)式を(5)式、(6)式を用いて書き直すと次式を得る。

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{\epsilon}{\frac{1}{K P_a (\sigma_3 / P_a)^n} + \frac{\epsilon R_f}{\frac{2C \cos \phi + 2\sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi}}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

(7)式は 5 個のパラメーター K , n , C , ϕ , R_f によって拘束圧とひずみに対応する応力の関係を表しており、双曲線式は応力-ひずみ曲線の非線形性を表せるのみでなく、拘束圧に相当する最小主応力 σ_3 の相違による応力-ひずみ曲線の変化も表すことが可能になる。したがって、非線形解析において非常に有効であるため、(7)式を解析に用いた¹⁾。

実験方法

1. 試料の物理的性質

(1) 試料の初期状態

実験に使用したシラスは、鹿児島県始良郡溝辺町より採取したもので、2.0mmふるいにかかけ、通過分を試料として用いた。比重試験は、JIS A 1202-1978 に規定された方法に準じてゲイリュサック型比重びんを用い、24時間蒸留水に浸した後、6～7時間煮沸した。また、粒度試験は、JIS A 1204-1980 に規定されている方法に準じて行った。ただし、分散剤としてヘキサメタリン酸ナトリウム溶液を用いた。Table 1 に試料の物理的性質を示す。

(2) 供試体作成

三軸試験用モールドは、内径5.0cm、高さ12.5cm

Table 1. Physical properties

Water content w (%)	18.8
Specific gravity G_s	2.441
Consistency	NP
Texture (%)	
Sand fraction	20
Silt fraction	71
Clay fraction	9
Coefficient of uniformity U_c	49.4
Coefficient of curvature U_c'	5.6

を使用した。また、ランマーの重量は0.786 kgf、自由落下高さは29.2cmである。さらに均質な供試体作成のために、JIS 規格の標準突固め仕事量 $E_c = 5.625 \text{ cm} \cdot \text{kgf/cm}^3$ を用い、層数を8層とし、1層当りの突固め回数は8回と決定した。

2. 材料特性値

双曲線は Duncan and Chang らが提案している破壊時の軸差応力の70%から95%のところで、応力—ひずみ曲線と双曲線が一致するようにした。Table 2 に数値解析に必要な双曲線を決定するために実験より求めた材料の特性値を示す。また、実験により得られたせん断強さと拘束圧の関係からモールの応力円を描き、包絡線を引くと、粘着力は0.63 kgf/cm²、内部摩擦角は36.6°であった。

数値解析の方法

1. 解析方法

(1) 解析モデル

実験に使用した三軸圧縮試験の供試体は、高さ12.5cm、直径5cmの円柱である。そこで軸対称問題として取り扱うことにした。さらに断面としては上下、左右対称であるから、供試体の四分の一を解析の領域とした。すなわち、縦6.25cm、横2.5cmの断面で、縦方向を軸にして回転した円柱となる。分割要素は三角形シンプレックス要素として、自動分割して作られる (Fig. 3)。

(2) 境界条件

全体剛性マトリックスと全体荷重ベクトル、変位ベクトルからなる剛性方程式ができあがっても、少なくとも1点は固定されていない限り、荷重を加えると系全体が動いてしまい変位は決定されない。そこで供試体対称軸の横方向、解析領域の下端部の縦方向、並びに今回は供試体頂面部の横方向も固定して解析を行った。

(3) 荷重条件

荷重条件は三軸圧縮試験であることから、横方向から拘束水圧、縦方向から水圧と軸圧の和である表面力が各節点に集中荷重として分配される。側方荷重は各節点に等しく配分されるが(最上下点を除く)、頂面の荷重は区分面積の割合で中心軸から外側へ行くほど大きな値となる。

(4) 計算手段

解析に使用している計算機は NEC-PC 9801で、プログラムはフォートラン言語で作成した。まず、線形解析のプログラムに取り組み、適合性を確かめてから非線形のプログラムを作成した。最初はデバックの必要上、要素数20、節点数18で計算を試し、今回は、要素数80、節点数55で解析を行った。もっと分割数を細かくするためには計算機の容量と計算時間の都合上、大型計算機を使用する必要がある。

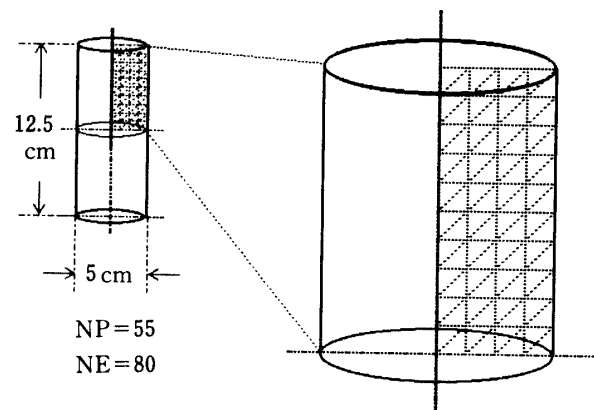


Fig. 3. Specimen and element mesh.

Table 2. Values of material parameters

Conf. Press. (kgf/cm ²)	a	b	E_i (1/a)	$(\sigma_1 - \sigma_3)_{ult}$ (1/b)	$(\sigma_1 - \sigma_3)'_{ult}$ experimental	R_f	n	K
1.0	0.012	0.128	843.3	7.81	5.51	0.71	0.56	853.48
2.0	0.083	0.095	1201.8	10.54	8.30	0.79		
3.0	0.064	0.073	1572.1	13.66	11.40	0.84		

2. 数値計算の手法

(1) 増分法

荷重をいくつかの小さい増分荷重に分け、各増分荷重を作用させている間は剛性マトリックス $[K]$ は一定値をとり、方程式は線形であると仮定する。したがって、ある荷重に対する全変位は、それまでの荷重増分に対して求められた変位増分を順次加え合わせることによって求められる。このように増分法は基本的には一連の線形解析をし、非線形問題を近似的に解析するものである。

Fig. 4 からわかるように、増分法による解は荷重を順次増加する過程で、荷重増分の大きさに応じて実測値から次第に離れていく。この解析誤差をできるだけ少なくするためには荷重の増分量を小さくすればよいが、計算に時間を要する。そこで精度を高めるために単に荷重増分をより小さくするよりも数値解法のひとつである Runge-Kutta の中点法を採用する。

この方法では各荷重増分に対して2回の計算サイクルがとられる。

Fig. 5 に示すように、まず荷重増分 $\{\Delta F\}_i$ の半分の作用するものとし、一時的な変位増分 $\{\Delta U\}_{\frac{(i-1)}{2}}$ を次式から計算する。

$$[K]_{i-1} \{\Delta U\}_{\frac{(i-1)}{2}} = \frac{\{\Delta F\}_i}{2} \dots\dots\dots (8)$$

この結果から、荷重増分の中点における一時的な変位 $\{\Delta U\}_{\frac{(i-1)}{2}}$ が求まり、この変位に対する応力レベルでの材料特性マトリックス $[D]$ を再度計算することにより、剛性マトリックス $[K]_{\frac{(i-1)}{2}}$ が求められる。さらに、次式のように再編成された $[K]_{\frac{(i-1)}{2}}$ を用いて、全荷重増分に対する変位増分が求められる。

$$[K]_{\frac{(i-1)}{2}} \{\Delta U\}_i = \{\Delta F\}_i \dots\dots\dots (9)$$

したがって、Fig. 5 の $\Delta U'$ が改良されることになる。

つぎに、各応力レベルにより再評価される接線弾性係数を導く。もし、 σ_3 が一定であれば、接線弾性係数 E_t は (10) 式に示されるように双曲線上に値 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ を軸ひずみ ϵ で微分して求められる。

$$E_t = \frac{\Delta(\sigma_1 - \sigma_3)}{\Delta \epsilon} \dots\dots\dots (10)$$

(7)式の微分を行うことにより、接線弾性係数は (11) 式で表される。

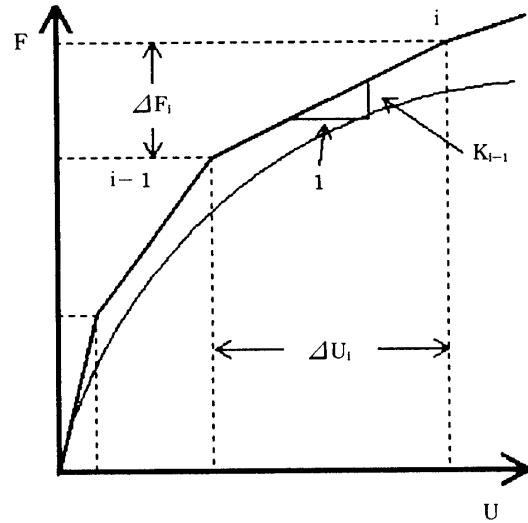


Fig. 4. Technique for increment procedure.

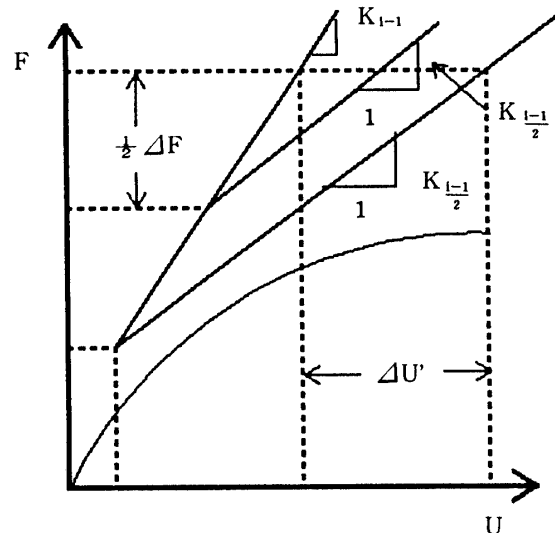


Fig. 5. Technique for application of Runge-Kutta method.

$$E_t = \frac{\frac{1}{E_i}}{\left[\frac{1}{E_i} + \frac{\epsilon R_t}{(\sigma_1 - \sigma_3)_t} \right]^2} \dots\dots\dots (11)$$

(11) 式で表される E_t は圧縮強度 $(\sigma_1 - \sigma_3)_t$ と軸ひずみ ϵ の両方に関係づけられている。ここで多くの土の工学的問題においては応力はひずみより正確に計算されるため、応力のみで接線弾性係数を表し、ひずみを排除した方が合理的と思える。(4)式を (12) 式のように書き換えることにより、(11) 式から ϵ が排除される。

$$\epsilon = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{E_t \left[1 - \frac{R_t (\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_t} \right]} \dots\dots\dots (12)$$

(11) 式の ε に (12) 式が代入された結果 E_i は次式のように表される.

$$E_i = (1 - R_s R_s)^2 E_i \dots\dots\dots (13)$$

ここで R_s は (14) 式によって与えられる実働強度比を表す.

$$R_s = \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)}{(\sigma_1 - \sigma_3)_f} \dots\dots\dots (14)$$

(5) 式, (6) 式, (14) 式で与えられる E_i , $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$, R_s を (13) 式に代入すれば, E_i はどんな応力に関しても次式のように表される.

$$E_i = \left[1 - \frac{R_f (1 - \sin \phi) (\sigma_1 - \sigma_3)}{2C \cos \phi + 2\sigma_3 \sin \phi} \right]^2 K P_a \left(\frac{\sigma_3}{P_a} \right)^n \dots\dots\dots (15)$$

加えて (15) 式は有効応力解析, 全応力解析の両者において用いることができる. すなわち有効応力解析においては, 必要なパラメータの値を決定するために一定の σ_3 をもった排水試験が用いられる. 一方, 全応力解析に関しては, 一定の σ_3 をもった UU 試験が用いられる.

(2) 混合法

混合法とは, 先に述べた増分法と全荷重 $\{F\}$ のもとで系が平衡を保つまで解を連続的に修正していく反復法とを組み合わせた計算方法である²⁾ (Fig. 6). この場合, 各反復サイクルで用いられる剛性マトリックス $[K]_i$ は前サイクルで求められたひずみ $\{\varepsilon\}_{i-1}$ の値をもとに, 非線形弾性構成式から求め

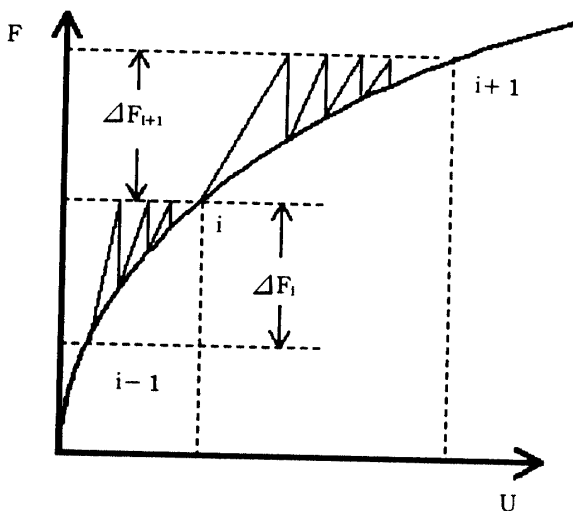


Fig. 6. Technique for step-iteration method.

られる新しい接線係数 E を用いることによって計算される. その手法はまず増分荷重が物体に作用するものとして, あらかじめ与えられた E と ν を用いて弾性有限要素解析により変位 $\{U\}$ を計算し, ひずみ, 応力を計算する.

ここで, (4) 式は軸ひずみが独立変数として与えられているため, 計算された最大, 最小主応力をもとに一般化されたフックの法則から (16) 式を用いて主方向ひずみ (三軸試験では軸ひずみ) を計算する.

$$\varepsilon = \{ (1 - \nu^2) \sigma_1 - \nu (1 + \nu) \sigma_3 \} / E \dots\dots\dots (16)$$

つぎに, 上式より与えられる ε を (4) 式に代入し, 軸差応力 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ を求める. 収束条件としては, 反復回数の増加によって解の変化が減少していく程度により判断できる. その際, 有限要素法による軸差応力 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{cal}$ と, 双曲線上の値 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ との差の絶対値を絶対誤差とする. 絶対誤差を有限要素計算による軸差応力 $(\sigma_1 - \sigma_3)_{cal}$ で除した値を相対誤差とする. 絶対誤差あるいは相対誤差があらかじめ与えられた許容誤差より小さくなれば収束したとみなす. 一方, 収束しなければ (16) 式を変形して (17) 式により新しい弾性係数 E' を計算し, この E' により次の計算サイクルに入る.

$$E' = [1 - \nu^2 \{ (\sigma_1 - \sigma_3) + \sigma_3 \} - \nu (1 + \nu) \sigma_3] / \varepsilon \dots\dots\dots (17)$$

式中 $(\sigma_1 - \sigma_3)$ が (4) 式から計算される双曲線上の軸差応力を表す. 以上の計算サイクルを収束するまで, 反復させる.

3. 要素破壊の判定

数値解析により得られる節点変位から要素ごとのひずみと応力を計算し, 最大せん断応力 τ_{max} とその時の主応力条件で得られるせん断強度 τ_f の比を求める. この比を実働強度比 R_s と呼び, 安全率の逆数である. モール・クーロンの破壊規準により τ_f を最小主応力についての関数で表すと (18) 式になる. ただし, 圧縮を負とする.

$$\tau_f = \frac{C \cos \phi - \sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi} \dots\dots\dots (18)$$

ここで数値計算により算出される最大主応力と最小主応力から求まる τ_{max} と (18) 式から R_s は (19) 式となる. この実働強度比 R_s が 1 より大き

ればその要素は破壊したと判断した。

$$R_s = \frac{\tau_{\max}}{\tau_f} = \frac{\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}}{\frac{C \cos \phi + \sigma_3 \sin \phi}{1 - \sin \phi}} \quad \dots\dots\dots (19)$$

結果と考察

1. 増分法と混合法の比較

増分法と混合法を適用した有限要素解析により求められた計算値と三軸圧縮試験による実測値の軸差応力と軸ひずみ関係を Fig. 7 に示す。実線が実測値（拘束圧 1 kgf/cm²）、2 点破線が Duncan-Chang の双曲線近似、破線が増分法、1 点鎖線が混合法による結果である。増分法において、ひずみの小さい段階では実測値に近いが、ひずみが大きくなると荷重の増加に対してひずみの増加が少なく、実測値とのずれが顕著になる。それに比べると、混合法は増分法よりも実測値とのずれが小さいといえる。混合法は一つの荷重段階で反復計算を行い、各要素の弾性係数を計算し直している。このため実際の材料によく近似した値を算出してくれる。

増分法よりも混合法の方がより実測値に近い結果

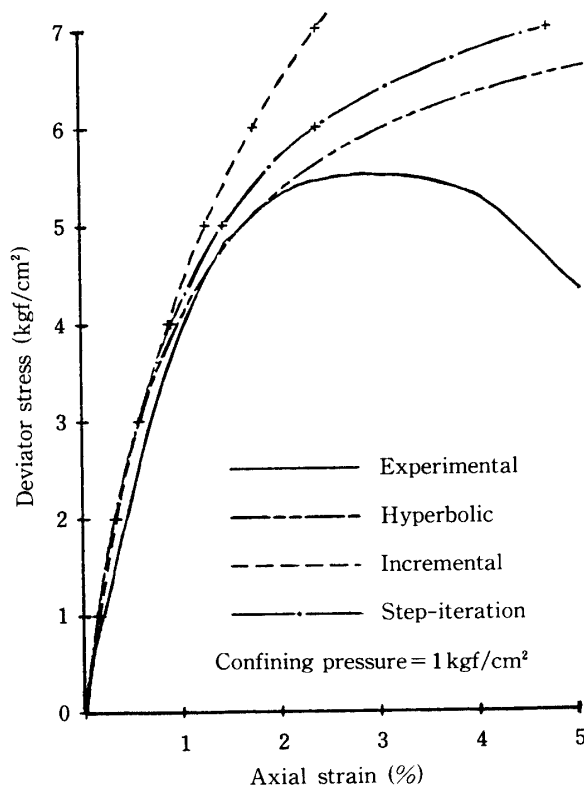


Fig. 7. Stress-strain relationships by computed and experimental results.

を算出することがわかったので、以後荷重増分をもっと小さくして解析を進めることにした。荷重増分をできるだけ小さくとることがより良いが、計算機の計算時間から考えると無理がある。そこで、非線形解析において増分量を 0.1 kgf/cm² にとり解析を進めた。荷重増分を小さくして計算した結果は実測値の応力-ひずみ曲線により近づく。

2. 要素破壊図

破壊要素の広がりを見るために、Fig. 8 に拘束圧 1 kgf/cm² において、破壊要素が計算により確認される荷重段階からの要素破壊図を示した。要素分割された三角形中の縦縞がその時の軸差応力で破壊した要素、黒塗がすでに破壊した要素である。供試体中心軸付近から降伏が発生し、周囲に破壊要素が進行していく様子を示している。図の下半分が破壊し、頂面に破壊要素が見られないことから、供試体の中央付近から降伏し、頂面部分が下方にずれ落ちる傾向である。

3. 供試体内部の応力

各荷重段階における供試体の最大せん断応力分布、実働強度比分布を等値線の図化により、その状況を検討することを試みた。ここで、本解析に用いたシンプレックス要素では要素内の勾配及び勾配に関する量が一定となり、得られる解は三角形の重心における値と見なされる。そのため節点での適切な値を得るために色々な平均化の手法があるが、その一つである共役近似理論を適用することにした。

(1) 最大せん断応力分布

Fig. 9 に破壊要素が計算により確認される（実働強度比が 1 を越える）荷重段階からの最大せん断応力分布を示した。各荷重段階での等値線（マイナスは圧縮）を見てみると、中心軸中央から大きな値が現れて下端の右側へ進行して行くように見える。ま

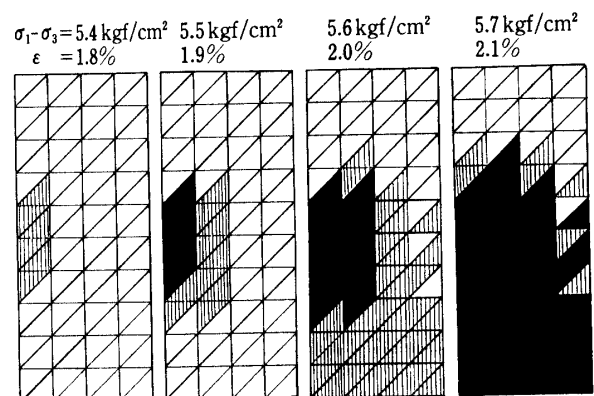


Fig. 8. Propagations of failure element in each load step.

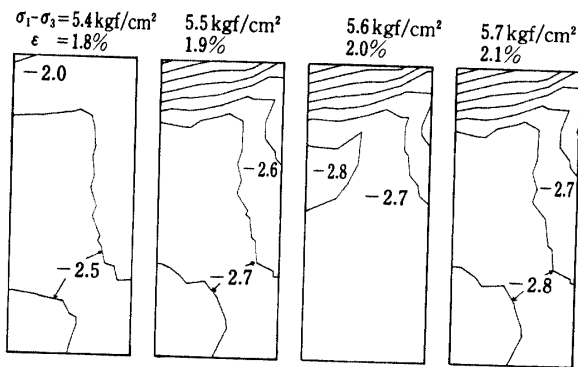


Fig. 9. Distributions of maximum shear stress in each load step.

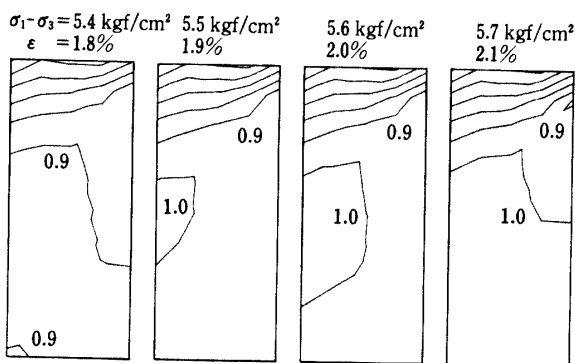


Fig. 10. Distributions of mobilized strength ratio in each load step.

た、供試体の表面側で応力値の勾配が大きく、とくに頂面部に拘束の影響がでている。シラスは砂質土であるため頂面とキャップとの間の摩擦は粘性土に比べると大きいので、今回は頂面の横方向を完全拘束状態としているが、摩擦を考慮した解析も試みるべきである。

(2) 実働強度比分布

前項と同様に破壊要素が生じた荷重段階からの実働強度比分布を Fig. 10 に示した。等値線より中心軸の中心付近から破壊要素領域が周辺へと広がっていく形を示している。ここでも拘束条件が起因して頂面の値が密になっている。実働強度比 1 以上の領域の広がりから降伏が進んでいったとすれば、その境界線に沿って供試体のせん断面が表現できる。これは実験における圧力円筒の外側から目視できるせん断面と比較できる。

4. せん断強度の推定

前述の結果からわかるように、材料の応力-ひずみ曲線を双曲線と仮定しているため、荷重の増大に伴って解析結果が実測値から離れていく傾向になる。今回取り扱っているシラスのように岩石に近い性質

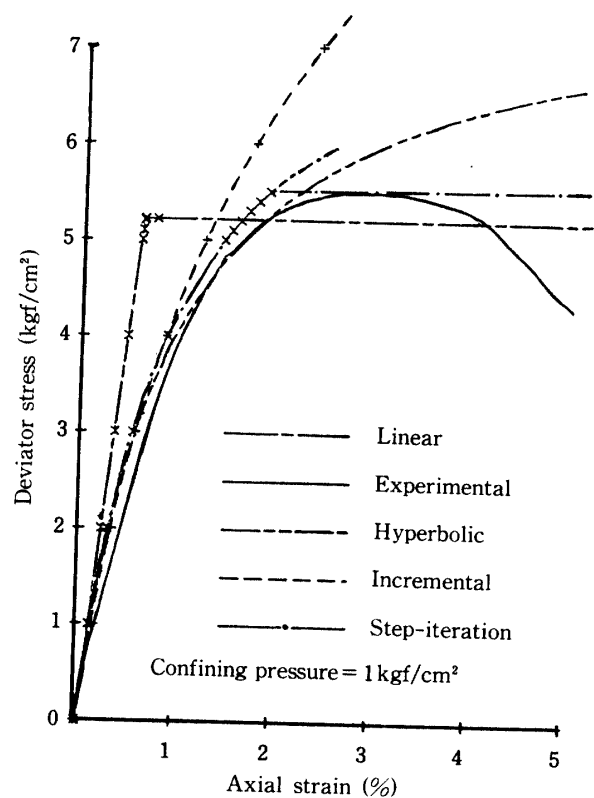


Fig. 11. Stress-strain relationships in considering of failure.

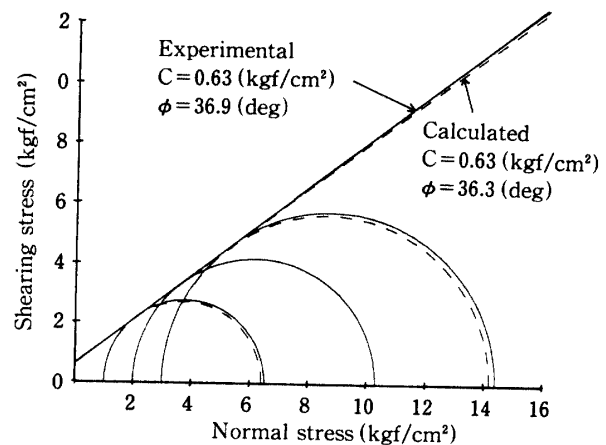


Fig. 12. Mohr's circles by experimental and computed result.

を示すものは荷重が小さい間は応力-ひずみ曲線が直線近く、破壊近くでわん曲して、ピークが現れ、以後は応力が小さくなる。これは普通の土に比べて弾性的領域がかなり広く、その後に塑性領域に入っていくためであると考えられる。そこで、数値解析の結果からせん断強度を推定してみた。

Fig. 11 は拘束圧 1 kgf/cm² の要素破壊を考慮した応力-ひずみ関係である。図に示す水平な線は、破壊要素が発生し供試体の表面付近まで進行した時の軸差応力を横に延ばした線である。混合法におい

て、この軸差応力をせん断強度と推測すると、実測値のそれとほぼ一致することがわかった。なお、線形解析によるせん断強度を算出してみると実測値より小さな値となる。

Fig. 12 に拘束圧 1, 2, 3 kgf/cm² におけるモールの応力円を描いた。ここで、実線は実測値、破線が解析値を示す。せん断強度は実測値より幾分小さな値をとるが、包絡線を描き粘着力と内部摩擦角を算出してみると、実測値では粘着力 0.63kgf/cm²、内部摩擦角 36.6°、解析値による粘着力も 0.63kgf/cm²、内部摩擦角 36.3°とほとんど一致することがわかる。この結果から、破壊要素が発生する付近から供試体としての降伏が始まり、塑性が顕著に現れて軸ひずみの増大が大きくなる。また、軸差応力のピーク値が生じるにしてもそれまでの増加量はわずかなものである。すなわち、三軸試験で軸差応力のピーク値が現れる前に供試体内部に部分的な破壊が生じた時点が実質的な材料破壊となっている。

本研究においての問題点は数多く残されている。すなわちダイレイタンスを含めたシラスの塑性的性質を考慮し、破壊領域の解析を可能にすることの他、供試体頂面部の固定条件や収束判定の問題、要素分割の供試体の自重を加味した計算、ポアソン比を拘束応力の関数として実験的に求めること、また、間隙水圧を考慮した解析も今後検討していかねばならない。

要 約

シラスの安定性を検討する手法を導くための手が

かりとして、シラスの非圧密非排水三軸試験で得られた値から非線形弾性構成式を導き、有限要素法を適用した数値解析を試みた。それによって実験値と解析値とを比較検討し、内部応力の状況の把握、破壊の発生とその進行を考察してきた。今回弾性論を中心に土が非線形挙動を示すことを考慮して、Kondner-Duncan-Chang らが提唱している構成式を使用した。その結果、実験で得たせん断強さの 70～95% を近似させた式はシラスのひずみの小さいところでは実験曲線と一致する。しかし、破壊の発生する付近では両者は一致しない。

弾性論の範囲では、材料非線形性を取り入れたとしても考察の対象はひずみのあまり大きくない弾性平衡状態の領域に制約される。また、モール・クーロンの破壊基準を用いて、要素の破壊を判定した結果、中心軸付近から破壊要素が現れる。つまり、供試体内部から降伏が発生して徐々に周辺に広がっていく傾向を示し、この降伏の始まりが実質的な材料破壊と考えられる。

文 献

- 1) Chang, C.Y. and Duncan, J.M.: Analysis of soil movement around a deep excavation. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, **96**, SM5, 1655-1681 (1970)
- 2) 川本眺万・宮池克人：材料非線形有限要素解析の一手法について。土木学会論文報告集, **202**, 25-32 (1972)
- 3) Kondner, R.L.: Hyperbolic stress-strain response: Cohesive soils. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, **89**, SM1, 115-143 (1963)

Summary

As a key for leading the fittest method to examine the stability of SHIRASU, nonlinear elastic constitutive was fixed from values of unconsolidated-undrained triaxial compression test, and numerical analysis obtained by applying finite element method was tried out.

By comparing experimental values with numerical analysis, it was put under consideration how to understand the situation consisting of the three elements of inner stress, the appearance of failure and the progress.

It has been supposed that the nonlinear stress-strain curves of SHIRASU are probably to be approximated by hyperbolic equations proposed by Kondner, Janbu and Duncan.

The results obtained indicated that elastic analysis was fully satisfied only in case of guessing the stress-strain relationship in the stable range under the conditions that structures made of soils were designed, and that failure element was expanded from the central axis of specimen to the surface around.