

逆断層運動に伴う砂質表層地盤の変形に関する研究

谷山尚¹・渡辺啓行²

¹正会員 理修 埼玉大学助手 工学部建設工学科 (〒338-8570 埼玉県浦和市下大久保255)

²正会員 工博 埼玉大学教授 工学部建設工学科 (〒338-8570 埼玉県浦和市下大久保255)

活断層が堆積物で覆われている場合、断層の動きに伴い堆積層がどのように変形するかは構造物の安全性を考える上で重要な問題である。本研究では、逆断層が砂質の堆積物で覆われている場合について、室内模型実験及び数値解析により検討した。滑り線をジョイント要素、周囲の地盤を弾塑性体とした有限要素法解析により、模型実験結果を比較的良好に再現できることを示した。さらに、基盤の震源断層の動きを動力学的モデルにより求めて、実際の砂質地盤を想定した数値解析を行った。その結果、仮定する地盤の条件にも依存するが、堆積層内の鉛直変位食い違い量が基盤の断層上に生じると、堆積層内を伝播して地表にまで達する破壊が生じる可能性が高いことを示した。

Key Words: earthquake fault, fault model, elasto-plastic analysis, non-linear finite element method

1. はじめに

内陸の浅いところで地震が起きた場合、地表に出現する断層の変位によっても被害が生じうる。活断層は堆積物で覆われていることが多いため、堆積層内を断層変位がどのように伝わるのか、滑りは地表にまで達するのか、あるいは堆積層内で消えてしまうのかは、活断層周辺の構造物の安全性を考える上で重要である。また、平均変位速度、地震の再来周期などは、地表地震断層によって推定されるため、中-長期的な地震予知といった観点からも重要である。

縦ずれ断層上のせん断帯(滑り線)の位置に関しては、Cole and Lade¹⁾が砂を用いた実験を行い、基盤の傾斜角とダイレイタンシー角から断層の地表の出現位置を与える式を提唱している。谷・上田²⁾は、運動学的な見地から Cole and Lade¹⁾の式を修正した滑り線の位置を与えていている。

数値解析に関しては、Scott and Schoustra³⁾が、2次元の有限要素法により鉛直断層上に800mの堆積層がある場合について計算している。Roth et al⁴⁾は、45度の逆断層の遠心載荷試験の結果及び6mの堆積層内のせん断破壊について、差分法による計算と比較しており、破壊のパターンが比較的よく一致しているとしている。

Walters and Thomas⁵⁾は歪み軟化を入れた非関連流れ

則を用いた弾塑性有限要素解析と実験結果との比較から、破壊域の局所化には、非関連流れ則と歪み軟化が重要であるとしている。しかし、実験に比べて、非常に小さな変位量で破壊が地表に達する解析結果となっている。

Bray et al⁶⁾は、粘性土を用いた断層模型実験および anchor pull out 実験と FEM 解析との比較から、数値解析において、応力-歪み関係、特に破壊歪みを正しく与えることが、実験と定量的に合わせるために必要であることを示し、24m と 91m の粘性土堆積物中の破壊伝播の解析を行っている。

これに対し、谷⁷⁾は、せん断層の形成過程だけでなく、変形が局所化して破壊された部分を含む全体構造の変形プロセスを追うためには、連続体モデルでは不十分で、不連続を表現できるモデル化が必要であり、せん断層連続帯をジョイント要素でモデル化することでシミュレーション可能だとしている。

断層の変位によって生じる表層地盤での破壊パターンを説明するモデルは多いが、定量的な議論をしている研究は少なく、断層の動的な動きまで含めてせん断破壊の進展について調べた研究はほとんどない。本研究では、45度の逆断層の場合について、砂を用いた模型実験により、基盤変位量と砂地盤の変形量・破壊伝播の関係を調べるとともに、滑り線をジョイント要素でモデル化した数値解析を行い、実験結果との比較により解析手法の妥

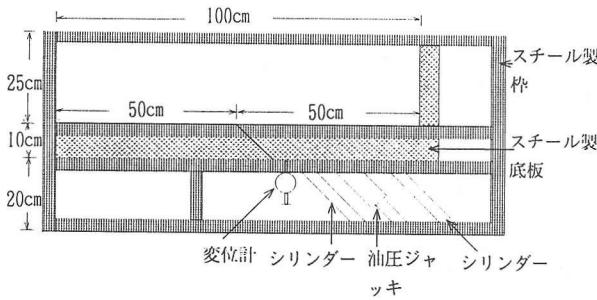


図-1 断層模型概略図

当性を確認する。さらに、動力学的断層モデルと組み合わせることで、実際の砂質地盤を想定した動的な解析を行い、断層変位が地表に達するか否かについて、その堆積層厚、地震の大きさとの関係から検討する。

2. 断層模型実験

(1) 実験装置

傾斜角 45 度の逆断層の場合について、基盤変位量と地盤の変形形状の関係を調べるために、模型実験を行った。基盤断層-砂地盤模型は、図-1 に示すように、アクリルとスチールを用いて作成した。模型は長さ 100cm、高さ 25cm、奥行き 20cm であり、高さに比べて長さを大きく取ることでせん断面に模型の端面の影響が現れないようしている。模型の底盤はスチール製で、その片側半分(50cm × 20cm)は、もう一方の固定された片半分に対して、油圧ジャッキにより 45 度の角度で持ち上がるようになっている。4 側面のうち、図-1 では右端に当たる、底盤可動部側の面内側面はスチール製で底盤に固定されており、油圧ジャッキにより底盤と同様 45 度の角度で持ち上がる。可動部の下面には油圧ジャッキの他に 2 本のシリンダーを用いて、底盤が常に水平を保ったまま 45 度の角度で動くようになっている。側面の他の三面はアクリル製で、そのうちの面外の 2 面の内側にはテフロンシートを貼付し、摩擦を抑えるようにしてある。

(2) 実験方法

模型の底面から 1m の高さから砂まき器を用いて空中落法により、岐阜砂（平均粒径 $D_{50}=0.33\text{mm}$ 、均等係数 $U_c=1.59$ ）を詰め、密な砂地盤を作成した。繰り返し再現性のよい地盤を作ることが可能であること、歪み速度依存性がなく実験・解析が容易なこと、要素試験を行う上でも容易なこと、さらに、粘着力がないため、小さな模型地盤においても、深さによって異なる拘束圧の破壊への影響が現れやすいと考えられることから、今回の実験では乾燥砂を用いた。

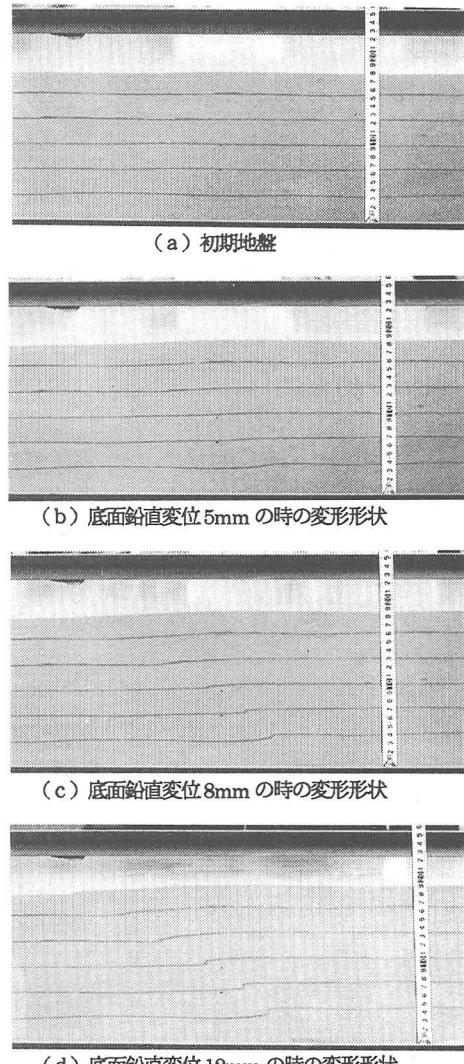


図-2 実験結果

地盤の変形を調べるために 3cm おきに色砂で線を引き、高さ 17cm から 18cm 程度まで砂を詰めた。使用した砂の重量から模型装置の外にこぼれた砂の重量を引くことで、単位体積重量を求め、 15.5kN/m^3 の値を得た。間隙比 e は 0.673 となった。また、弾性波測定装置を用いてせん断波速度を測定した結果、深さ約 10cm で 110m/s となった。

このように製作した地盤の底盤に油圧ジャッキで変位を与えることで砂地盤の変形が進行する。底盤の中央部分に底盤と連動して動く板を取り付け、その板の変位を変位計により測定することで底盤の変位を測定した。鉛直変位を 1mm 加える毎に写真で記録すると同時に、滑り線の到達位置を目視により確認する。実験毎のばらつき具合を調べるために 5 度同じようにして実験を行った。

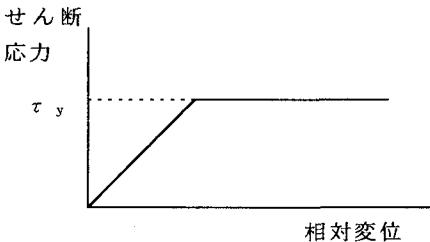


図-3 ジョイント要素のせん断応力-相対変位構成関係

(3) 実験結果

平均的な挙動を示した実験における砂地盤の変形形状を図-2に示す。図-2(a)は初期地盤であり、層厚は17.5cmとなっている。図-2(b)は底盤に鉛直・水平両方向にそれぞれ5mm変位を加えた結果、図-2(c)は8mm、図-2(d)は12mmの結果である。底盤に変位を加えるにつれて模型地盤下部からせん断帯が形成される。地盤下部ではせん断帯周辺に大きな変形が見られるが、地盤上部に近づくにつれて変形は広範囲に渡り緩やかなものとなっている(図-2(b))。底盤の変位をさらに加えていくに従い、せん断帯は水平方向へ曲がりながら地盤上部へと発達していき、地表に達する(図-2(c))。地表に達したときの底盤の鉛直変位量はここに示した実験では、8mmであり、他の実験でも7mmから9mmの間であった。Cole and Lade¹⁾の密な砂地盤に逆断層変位を加えた実験では模型地盤の高さの4%の鉛直変位を加えた段階で地表に達しており、谷の実験では3%~6%となっている²⁾。今回の実験結果(4%~5.1%)とほぼ同じ結果となっている。さらに変位を加えると変形は主にせん断帯に集中して起こるようになった(図-2(d))。

3. 実験の数値シミュレーション

(1) 解析手法

平面歪み問題として扱い、有限要素法により、実験のシミュレーションを行う。砂地盤全体をアイソパラメトリック要素、せん断帯(滑り線)を修正ジョイント要素³⁾でモデル化した。ジョイントを配する滑り線の位置について、谷・上田²⁾はCole and Lade¹⁾の提案した滑り線の位置を運動学的観点から修正した式を提案している。彼らの式では、すべりは伸び縮みのない方向に生ずるという仮定から、地表に達するときの水平方向からの角度を $\pi/4 - (\text{ダイレイタンシー角})/2$ と与えているが、実験ではこの角度はかなり低角度になっており、この角度に合わせると非常に大きなダイレイタンシー角としなければならない。そこでダイレイタンシー角については20度

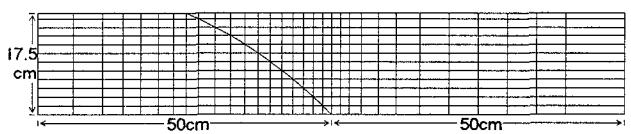


図-4 有限要素法解析モデル図

と仮定し、地表での角度は実験で現れる角度になるようにしてせん断帯の位置を求め、その位置にジョイント要素を配した。このようして求められたせん断帯の位置は、5度の実験で、実験毎にある程度ばらついて生じたせん断帯の位置のほぼ平均的な位置となっている。生じたせん断帯のジョイント要素の構成関係については、せん断応力については、Coulombの破壊基準に達するまでは線形弾性体、破壊後はCoulombのせん断応力を与える弾完全塑性体(図-3)とし、また、自重による応力を越えて引っ張り応力が生じた場合には剥離して応力を伝えないものとした。

砂地盤は非線形挙動を表すために弾塑性体でモデル化した。本研究では塑性ポテンシャル関数が降伏基準に一致すると仮定する関連流れ則を用いた。降伏基準に関しては、Mohr-Coulombの降伏基準が3次元主応力空間で歪んだ6角錐をなし、隅角部が数値計算上の特異点となるため、その第一近似とされているDrucker-Pragerの降伏曲面を用い、Capを持つDrucker-Prager基準を使用した。解析に用いたメッシュ図を図-4に示す。実験と同様長さ100cm、高さ17.5cmで、中央部の潜在的な滑り線の位置にジョイント要素を配してある。

(2) 解析に用いた物性値

底盤に加えた変位量と滑り線の発達の関係について定量的な議論を行うには、地盤の物性値や応力歪み関係を適切に与えるように数値解析で使用するパラメーターの値を決める必要がある。本研究においては、以下のようにしてパラメーターを求めた。

a) 地盤の初期剛性及び初期応力

密度については実験より得られた値を用いた。初期鉛直応力はその点での上載圧に等しいものとして密度 ρ 、重力加速度 g と深さ z から $\rho g z$ によって与えた。水平応力は、線形弾性体とした場合に、鉛直応力(σ_v)とボアソン比 v から求まる値 $\sigma_v \times v / (1-v)$ とした。

初期剛性については10cmの深さでせん断波速度110m/sの値が得られたことから、これと密度から10cmの深さでの初期せん断剛性を求めた。一方各深さにおける初期剛性については以下のようにして与えた。

表-1 解析モデルの材料定数

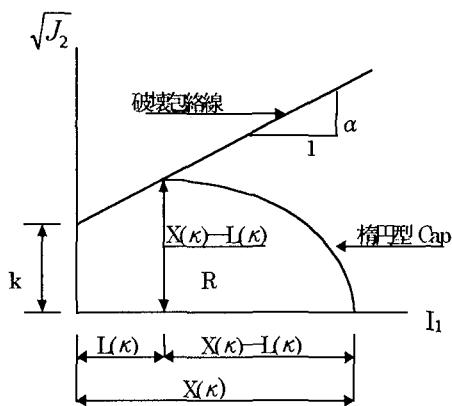


図-5 子午線上の降伏基準とパラメーター

		地盤	ジョイント
せん断剛性		*1)	*1)
ポアソン比	ν	0.3	—
単位体積重量		15.5kN/m ³	—
Mohr-Coulomb 基準のパラメーター	粘着力 内部摩擦角	C ϕ	0.0Pa 51.4 度
Drucker Prager 基準のパラメーター	α k	0.27 0.0Pa	—
硬化関数パラメーター	D W	0.002(kN/m ³) ¹ 0.15	—
長軸/短軸	R	3.1	—

$$*1) \text{剛性 } G = \beta G_0, G_0 = 1.42 \times 10^4 \frac{(2.17 - e)^2}{1 + e} (\sigma_c)^{0.321}$$

β は修正項

石田ら⁸⁾は今回実験に用いたものと同じ岐阜砂に対して低拘束圧下での初期剛性(G_0)を次式で与えている。

$$G_0 = 1.42 \times 10^4 \frac{(2.17 - e)^2}{1 + e} (\sigma_c)^{0.321} \quad (1)$$

ここで、eは間隙比、 σ_c は拘束圧であり、 G_0 と σ_c の単位はkN/m²である。本研究では深さ10cmでの剛性が上式と一致するようにして、それぞれの深さでの剛性を与えた。

b) ジョイント要素及び弾塑性パラメーター

ジョイント要素上では破壊基準としてCoulomb基準を用いている。

$$\tau_y = C + \sigma \tan \phi \quad (2)$$

ここで、 τ_y はせん断強度、Cは粘着力、 σ は垂直方向の応力、 ϕ は内部摩擦角である。

砂地盤に関してはCapを持つDrucker-Prager降伏基準を用いた¹⁰⁾。

I_1 、 J_2 をそれぞれ応力の1次不変量、偏差応力2次不変量とし、 α 、 k を材料定数、 κ とRについてはそれぞれ、Capのhardeningパラメーター、短軸と長軸の比率とすると、破壊基準およびCap面は以下のように書ける(図-5)。

$$h(I_1, \sqrt{J_2}) = \sqrt{J_2} - \alpha I_1 - k \quad (3)$$

$$H(I_1, \sqrt{J_2}, k) = \sqrt{J_2} - \frac{1}{R} \{ [X(\kappa) - L(\kappa)]^2 - [I_1 - L(\kappa)]^2 \}^{1/2} \quad (4)$$

ここで κ は塑性体積歪み ε_{kk}^p の関数で、以下の式のよ

うに材料定数W,Dを用いて書けるものと仮定する。

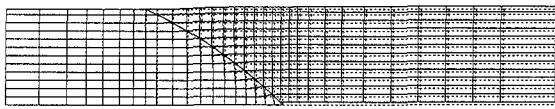
$$\kappa = \varepsilon_{kk}^p = W \{ 1 - \exp[-DX(\kappa)] \} \quad (5)$$

これらのパラメーターの値を応力歪み関係から与えることとした。ここでの応力歪み関係については、本来、模型実験で行ったような極めて低拘束圧下での関係を求めるべきであるが、そのような実験は困難である。一方、Tatsuoka et al¹¹⁾は、豊浦砂の平面歪み試験に対して、 σ_3 が49kPa以下であれば、ピーク応力までの σ_1/σ_3 と歪みの関係は σ_3 によってあまり変化しないことを示している。

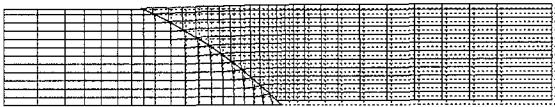
そこで本研究では模型実験と同様に約1mの高さから空中落下法により作成した試料に $\sigma_3 = 49$ kPaで平面歪み試験を行い、以下のようにパラメーターを決めた。

まず、ピーク応力から $\sin \phi = (\sigma_1 - \sigma_3) / (\sigma_1 + \sigma_3)$ により内部摩擦角 ϕ を求め、これをジョイント要素の内部摩擦角とした。粘着力は0とした。ジョイント要素節点の相対変位量をジョイント要素の長さで割って無次元化した量をジョイント要素の歪みとし、この歪みに対して定義したジョイント要素の剛性は、ジョイント要素が実際のせん断帯を表していると仮定し、周囲の地盤と同じ値として深さに応じて与えた。

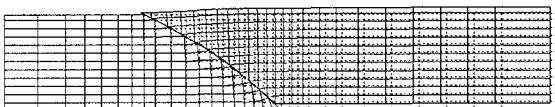
弾塑性パラメーターについては、平面歪み試験の試料を、Capを持つDrucker-Prager基準をもつ弾塑性体としてモデル化し、平面歪み有限要素法による解析を行って求めた。すなわち、10cmの深さでの初期剛性に対してほぼ10cmの深さでの鉛直応力に当たる1.47kPaを σ_3 として、 σ_1/σ_3 と歪みの関係を求め、これがピーク応力までの試験結果と合うように試行錯誤的にパラメーターを求めた。



(a) 底面鉛直変位量 5mm の時の変形図



(b) 底面鉛直変位量 8mm の時の変形図



(c) 底面鉛直変位量 12mm の時の変形図

図-6 解析結果

数値解析に用いたパラメーターの値を表-1に示す。

(3) 解析結果及び実験結果との比較

解析モデルの断層面から右側の底盤の可動部には鉛直上方向、側面には水平左方向に変位を加えることで実験における基盤の逆断層変位を表し、解析を行った。変位を加えない左側については、底面を鉛直方向に固定、側面を水平方向に固定した。ただし、断層部分については、可動部は鉛直水平両方向に変位を加え、固定部は両方向に固定した。加える変位は1ステップ当たり 0.02mm とし、12mmまで解析を行った。

図-6に解析結果を示す。図-6(a)が底盤の鉛直変位量5mm、図-6(b)が8mm、図-6(c)が12mmのときの変形図を表しており、それぞれ図-2の実験結果に対応している。底盤の変位により始めは地盤下部においてすべり線付近で変形が生じ、浅くなるにつれて変形が広い範囲に渡り緩やかなものとなっている(図-6(a))。さらに変位を加えると地盤の浅部でも仮定した滑り線上に変位が生じ、地表に達する(図-6(b))。それ以上変位を加えると変位は滑り線上に生ずるようになる(図-6(c))。数値解析においてジョイント要素の破壊は下部から上部へと進み、鉛直変位量 3.2mm の時に地表のジョイント要素が破壊する結果となった。これは実験において地表面で滑り線が確認された時の鉛直変位量 8mm

と比べて小さな値となっている。実験では目視により破壊の到達を判断していることがこの差の大きな原因であると考えられる。実際、数値解析においてもすべり線上に変位が集中するのはジョイントの破壊が生じてさらに変位が加わってからであった。地表面のジョイント要素の鉛直方向の変位の食い違い量が 1mm に達するのは、鉛直変位量 7mm の時であり、このとき、図示した結果において地表に明らかな変位の食い違いが認められた。実験結果と比べてわずかに小さい値ではあるが、ほぼ同じ結果となっている。

変形形状に関しては、地盤下部では滑り線とその周辺、特に下盤側で変形が見られ、浅い部分では滑り線上と上盤側に緩やかな変形が見られ、実験結果と対応している。変形のパターンについてはよくシミュレートできているといえる。

滑り線上に生じている変位に関しては、実際には幅を持っているせん断帯をジョイント要素で表現しているため、解析結果の方が滑り線上に変位が集中するように見られ、これは浅い部分で顕著である。

浅い部分において滑り線上に変位が集中しすぎる傾向があるものの、せん断帯が形成される過程、形成されてから変位が集中する過程を含めて、概して数値解析は実験結果をよく再現できているといえる。

4. 実地盤の断層変位による表層地盤の変形に関する解析的検討

ジョイント要素-弾塑性数値解析モデルを用いて、実際の砂質地盤の堆積層を想定し、堆積層下面から地表に至る破壊が生じるか否かについて予測を試みた。

(1) 解析モデル

断層変位を与えるモデルとして、動力学的モデル（例えば、Toki and Miura⁹、井上¹²）を用いた。動力学的モデルは地震時の断層の動き及び生じる地震動を、断層面上の応力降下量と破壊強度（または破壊時刻）から計算するモデルであり、震源時間関数はあらかじめ仮定するのではなく、計算の結果求まるものとなる。本研究のように震源断層の上にある堆積層の変形を扱う上で、より合理的に、断層面上でのすべりを時間の関数として与えることができ、有用なモデルであるといえる。

考へている断層長(kmのオーダー)に比べて堆積層の厚さ(10mのオーダー)が薄いため、解析は以下のようく2段階に分けて行った。

1段階として動力学的モデルによって震源断層の解析を行い、堆積層下面で生じる地震動を計算し、

2段階目として1段階で得られた地震動を、表層地盤モデルの底面に加えて堆積層の変形及び層内を伝わる断

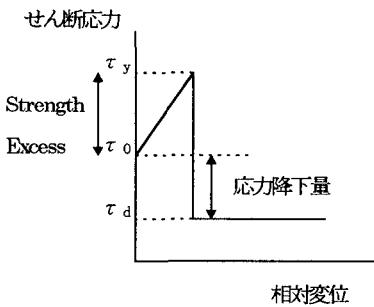


図-7 (a) 震源断層上ジョイント要素のせん断応力一相対変位構成関係

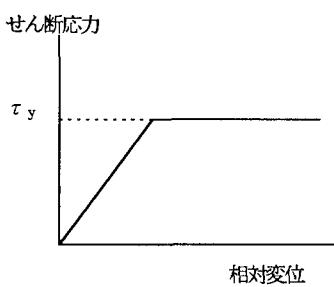


図-7 (b) 表層地盤のジョイント要素のせん断応力一相対変位構成関係

表-2 震源断層一堆積層モデルのパラメーター

	単位体積重量	せん断波速度	ポアソン比
堆積層	16.7kN/m ³	200m/s	0.3
地震基盤	24.5kN/m ³	3500m/s	0.25

表-3 動力学的モデルのパラメーターと計算された結果

	断層幅	応力降下量	Strength excess	堆積層下面での鉛直変位食い違い量	マグニチュード
Case1	19.2km	4.0MPa	4.7MPa	5.4m	7.33
Case2	19.2km	3.0MPa	4.0MPa	4.1m	7.25
Case3	19.2km	2.0MPa	2.5MPa	2.7m	7.20
Case4	19.2km	1.8MPa	2.5MPa	2.4m	7.17
Case5	19.2km	1.5MPa	2.0MPa	2.0m	7.12
Case6	9.6km	3.0MPa	4.0MPa	1.6m	6.60
Case7	9.6km	2.0MPa	2.5MPa	1.0m	6.48
Case8	9.6km	1.5MPa	2.0MPa	0.8m	6.40

のジョイント要素は、せん断応力については弾完全塑性体とし(図-7(b))、引っ張り応力は伝えないものとした。1段階の数値モデルでは、図-8のように断層面上にジョイント要素を配し、傾斜角45度の断層をモデル化した。地震基盤の上に堆積層がある2層の構造を考えており、図-8の表層の1層は堆積層を表している。計算は線形加速度法を用いて時間刻み0.015secで25秒間行った。減衰についてはRayleigh減衰を仮定し、減衰行列を

$$[c] = 1.4 h \omega_1 [m] + 0.6 \frac{h}{\omega_1} [k] \quad (6)$$

によって与えた。ここで[m]と[k]はそれぞれ質量行列、剛性行列で、 ω_1 は1次固有角振動数である。図-8のモデルに対して $\{[k] - \omega^2 [m]\}\phi = 0$ を満たす固有値 ω と固有ベクトル ϕ を求め、 ω_1 は0.059/sとした。hは岩盤については0.01、表層の堆積層については0.1とした。境界からの反射波を避けるため、三浦・沖中¹³の粘性境界を使用した。仮定した密度、速度構造を表-2に示す。

初期応力と破壊応力の差(Strength Excess)と初期応力と破壊後の応力の差(応力降下量)を各々のジョイント要素に与えて解析を行う。初期状態においては、ジョイント要素上のどこかの節点対でのせん断応力が破壊応力に達しており(Strength Excessは0)、その節点対で応力降下量分の応力が解放される。そしてその節点対から周辺の領域に応力が伝播されていき、その結果、隣接するジョイント要素の応力が増大し、破壊応力に達するとその節点でも応力が解放される。以下同様にして破壊は伝播していく。ジョイント要素上のStrength Excessの値と応力降下量の値を変えることで表-3に示すように8 Case の地震動を計算した。Case 1から5までは大き

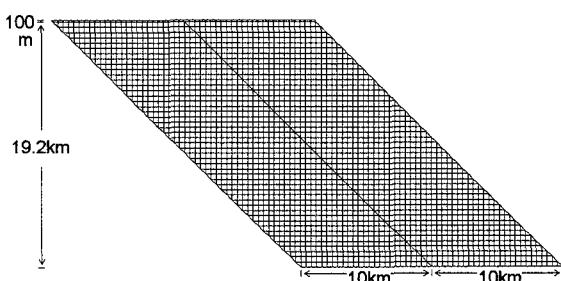
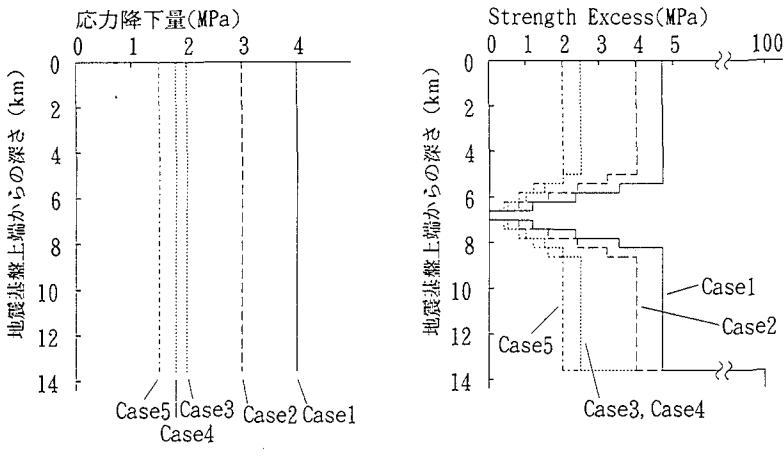


図-8 震源断層解析モデル

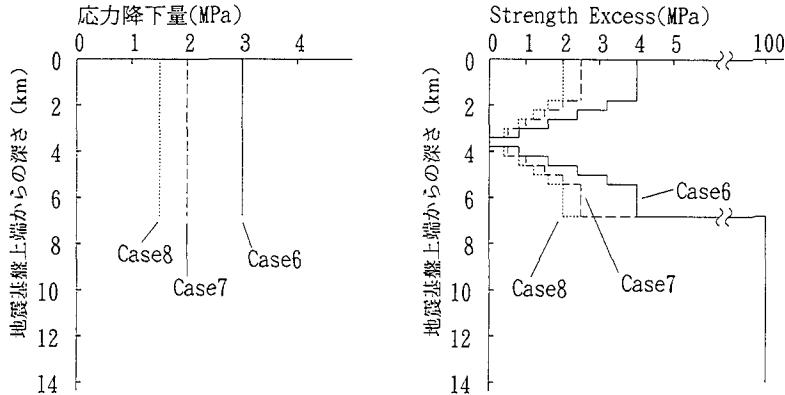
層変位を数値解析で検討する。

(2) 地震動の作成

岩盤を2次元の平面歪み要素、断層面を修正ジョイント要素を用いて断層を含む岩盤をモデル化した⁹。平面歪み要素は線形弾性体とし、震源断層面上のジョイント要素は、引っ張り応力に対しては剥離を起こして応力を伝えないものとし、せん断応力に関しては破壊応力に達すると応力降下を起こすとした(図-7(a))。応力降下は1タイムステップで起こるものとしている。表層地盤



(a) Case1 から Case5



(b) Case6 から Case8

図-9 応力降下量と Strength Excess の分布

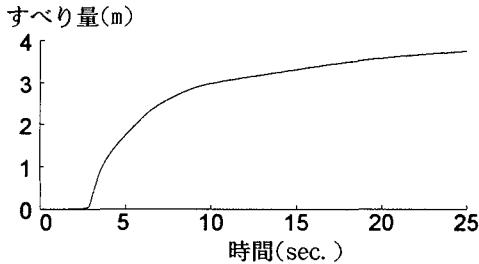
な Strength Excess を震源断層上の 13.6km より深い部分に与え、それらの深さでは破壊が生じないようにして地震の起こる深さを 13.6km 以浅（断層幅 19.2km）とした。Case 6, 7, 8 では、Strength Excess の大きな部分を 6.8km 以深とすることで 9.6km の断層幅としている。いずれの場合も破壊は仮定した断層の中央で始まり、両方向に伝わっていくものと仮定し、中央部分での Strength Excess を 0 としている。その他のジョイント要素の Strength Excess の値については、解析の結果得られた断層面の破壊伝播速度がせん断波速度よりもやや小さな値となるように与えている。また、破壊開始点の周囲ではせん断応力はあまり増大しないため、Strength Excess の値は小さい値を用いて、破壊が伝播するようにしている（図-9）。

応力降下量分布については、ジョイント要素上で一様

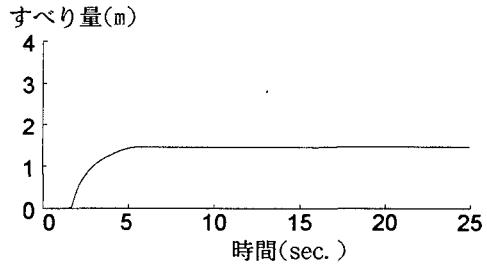
な分布として、Case 毎にその大きさを変えて地震動を作成した（図-9）。ジョイント要素の剛性については、仮想的なばねと考え、周囲の地盤の 3 倍の値を用いた⁹。

解析の結果得られた堆積層下部における震源時間関数の例を図-10 に示す。図-10(a)が Case3、図-10(b)が Case7 の震源時間関数である。断層が地表を切るモデルで計算する場合、すべりが完全に停止するまでには非常に長い時間がかかるため、破壊開始後 25 秒間を計算時間とした。20 秒以後は、Case1 から Case5 については、加速度の各成分はいずれも 0.5cm/s^2 以下、Case6 から Case8 では 0.1cm/s^2 以下となっている。計算された震源時間関数は食い違いモデルで仮定されることが多い ramp function とは異なった形となっている。

図-11 に解析で得られた波形の 1 例として、Case4 における、上盤側の断層上の堆積層下部点での加速度、速

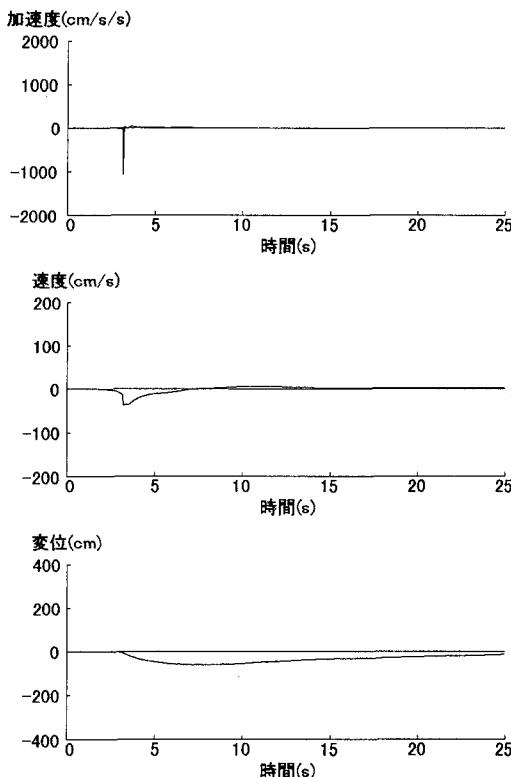


(a) Case 3



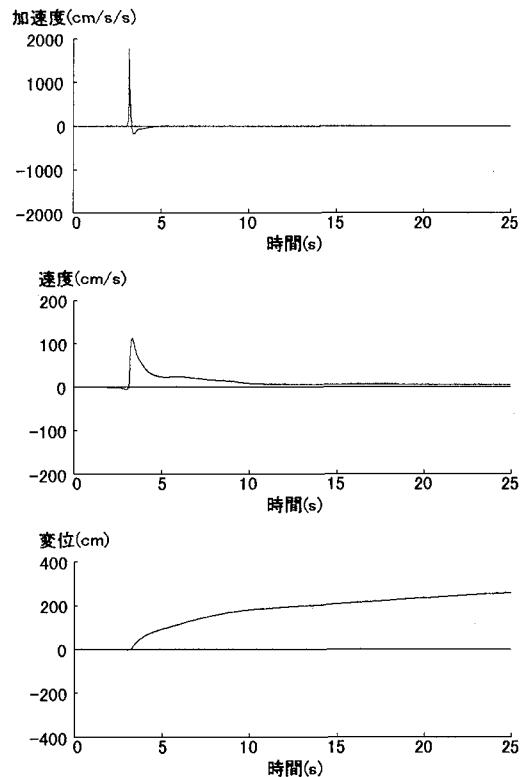
(b) Case 7

図-10 震源時間関数



(a) 水平動（右が正）

図-11 解析で得られた波形の例（Case 4, 上盤側断層上の堆積層下部点）



(b) 上下動（上が正）

度、変位波形を示す。加速度波形、速度波形には破壊時に鋭い立ち上がりが見られる。加速度波形はその後すぐに減衰し、鋭いパルス的な波形となっており、速度波形は鋭い立ち上がりの後、時間とともに減衰する。このようなパルス的な波形は、破壊時に各点からパルス的なS波が生じ、生じた波が伝播する一方で新たな破壊から生じるパルスと重なり合ってできたものと考えられる¹²⁾。本解析では、いずれのCaseも、とくにバリアーやアスペリティー領域を仮定せず、断層中央部からバイラテラルに破壊が進むとしているため、同じようにパルス的な

形状を持つ波形となっている。

表-3にそれぞれのケースでの堆積層下面での最終的な変位の食い違い量と、モーメントマグニチュード M_w を示す。モーメントマグニチュードについては、断層長を幅の2倍と仮定して断層面積 S を求め、 $M_0 = G U_m S$ (G はせん断剛性率、 U_m は断層上の平均すべり量) により地震モーメント M_0 を計算し、 $\log M_0 = 1.5 M_w + 16.1$ から求めた。

表-4 解析モデルの材料定数

		地盤	ジョイント
せん断剛性		*1)	*1)
ボアソン比	ν	0.3	—
単位体積重量		16.7kN/m ³	—
Mohr-Coulomb 基準のパラメーター	粘着力	C	0.0Pa
	内部摩擦角	ϕ	43.0 度
Drucker Prager 基準のパラメーター	α	0.23	—
	k	0.0Pa	—
硬化関数のパラメーター	D	0.00009(kN/m ²) ⁻¹	—
	W	0.05	—
長軸/短軸	R	2.0	—

*1) 図-12 のせん断波速度と密度から与えた

(3) 表層地盤の解析

a) 解析手法

潜在的な滑り線をジョイント要素、周囲の地盤を弾塑性体でモデル化して、先に計算した地震動が堆積層の下部に加わった場合に、断層変位は表層の地盤内をどのように伝播するかについて数値解析により検討を加えた。

潜在的なすべり線の位置については、谷・上田²⁾の式を用いて、基盤断層傾斜角 45 度、表層地盤のダイレイタンシー角は 20 度として求め、ジョイント要素を配した。

周囲の地盤については関連流れ則に従う弾塑性体として Cap を持つ Drucker-Prager 降伏基準を用いた。

動的解析は線形加速度法により行い、Rayleigh 減衰を仮定した。地盤の弾塑性によるヒステリシスを考慮して $h=0.01$ とした¹⁴⁾。

b) 解析ケース

①堆積層厚、②地盤の初期剛性、③地盤の初期応力について複数の値を与えて解析を行い、それぞれが結果に与える影響について調べた。

①堆積層厚は 30m, 50m, 75m, 100m の 4 ケースとした。

②地盤の初期剛性に関しては、密度は一定とし、平均的なせん断波速度として 200m/s とした場合と、拘束圧の平方根にせん断剛性が比例するとして、図-12(b)の様に深さ方向にせん断波速度を変化させた場合の 2 つのモデルを考えた。

③初期応力については、鉛直応力はその点での上載圧を用いることとし、密度と深さから与えた。水平応力については、水平方向に圧縮を受けている場合も考慮して、鉛直応力との比が 0.4 の場合と 0.7 の場合について解析を行った。

ジョイント要素、弾塑性解析の降伏基準のパラメーターについては、対象としているモデルの堆積層厚が 30m から 100m であることから、代表的な応力-歪み関係として、高めの拘束圧 ($\sigma_3=392\text{kPa}$) で、豊浦標準砂およ

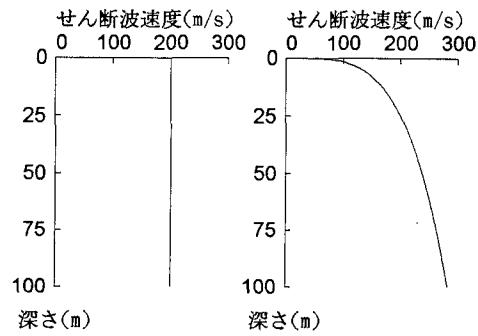


図-12 仮定したせん断波速度構造

び Silver Leighton Buzzard Sand に対して、 σ_1 と堆積面のなす角度 90 度でなされた平面歪みの実験結果^{11), 15, 16)}を用いた。まず、ピーク応力よりジョイント要素の内部摩擦角を求めた。弾塑性のパラメーターは、せん断波速度 200m/s に対応する初期剛性、 $\sigma_3=392\text{kPa}$ とした有限要素法による平面歪みの弾塑性解析により、ピーク応力までの応力-歪み関係が実験結果の中間的な値となるようにして試行錯誤的に求めた。解析に用いたパラメーターの値を表-4 に示す。ジョイント要素の剛性については、ジョイント要素が実際の地盤のせん断帯を表していると考え、周囲の地盤と同じ値を用いた。それぞれの堆積層の厚さに対応した解析モデルを図-13 に示す。

動力学的モデルにより堆積層底面の節点で計算された加速度、速度、変位を、表層地盤の底面の各点に内挿して加えて、解析を行った。すなわち、全体系の運動方程式

$$[M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K]\{u\} = \{f\} \quad (7)$$

において、自由節点と入力基盤上節点の変位ベクトルをそれぞれ $\{u\}_1, \{u\}_2$ として以下のように書く。

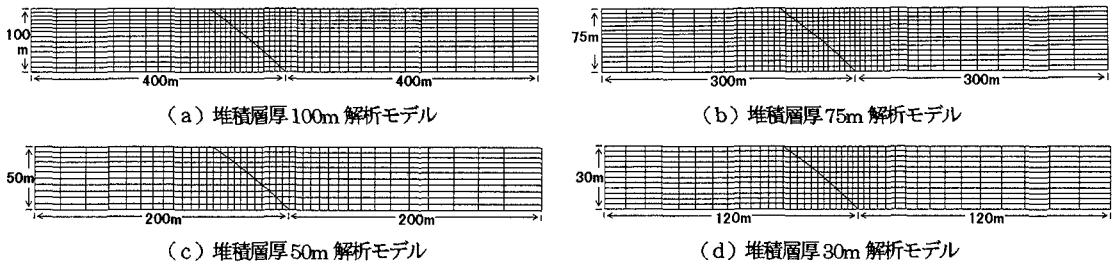


図-13 表層地盤解析モデル

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} [M]_{11} & [M]_{12} \\ [M]_{21} & [M]_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\ddot{u}\}_1 \\ \{\ddot{u}\}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [C]_{11} & [C]_{12} \\ [C]_{21} & [C]_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{\dot{u}\}_1 \\ \{\dot{u}\}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K]_{11} & [K]_{12} \\ [K]_{21} & [K]_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \{u\}_1 \\ \{u\}_2 \end{Bmatrix} \\ & = \begin{Bmatrix} \{f\}_1 \\ \{f\}_2 \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

上式の 1 行目の式

$$\begin{aligned} & [M]_{11} \{\ddot{u}\}_1 + [C]_{11} \{\dot{u}\}_1 + [K]_{11} \{u\}_1 = \\ & \{f\}_1 - [M]_{12} \{\ddot{u}\}_2 - [C]_{12} \{\dot{u}\}_2 - [K]_{12} \{u\}_2 \end{aligned} \quad (9)$$

から、自由節点の変位を求めた。ただし、これらの式において、 $[M]$, $[C]$, $[K]$ はそれぞれ質量、減衰、剛性マトリックス、 $\{u\}$ は変位ベクトル、 $\{f\}$ は弾塑性およびジョイント要素の非線形性より生じる外力ベクトルである。

各タイムステップにおける計算は、以下のように行う。

まず、その時刻の $\{\ddot{u}\}_2, \{\dot{u}\}_2, \{u\}_2$ より式(9)から $\{\ddot{u}\}_1, \{\dot{u}\}_1$

$\{\ddot{u}\}_1, \{\dot{u}\}_1$ を求める。 $\{\ddot{u}\}_1$ に対して弾塑性およびジョイント要素の構成関係から求まる非線形形状の応力と線形状態の応力との不釣り合いの応力を求め、この不釣り合いの応力に等価な節点力を外力ベクトル $\{f\}$ に加える。再

び式(9)から $\{u\}_1$ を求め、以下同様にして $\{\ddot{u}\}_1$ が収束するまで繰り返す。

c) 解析結果

地震動を加えるに従い、ジョイント要素の破壊伝播が起こる。破壊の伝播は基本的には下部から上部へと伝わるが、加える地震動の大きさによって、ジョイント要素の破壊の伝播が堆積層中で止まってしまう場合と、堆積層底面から地表まで破壊が達する場合があった。ただし、破壊が止まる場合においても表層部分だけは破壊し、また、破壊が地表まで達する場合でも破壊が下部から伝播してくる以前に、パルス的な波（図-11）が伝播してきていた時点で、表層部だけが先に破壊した。表層では拘束圧

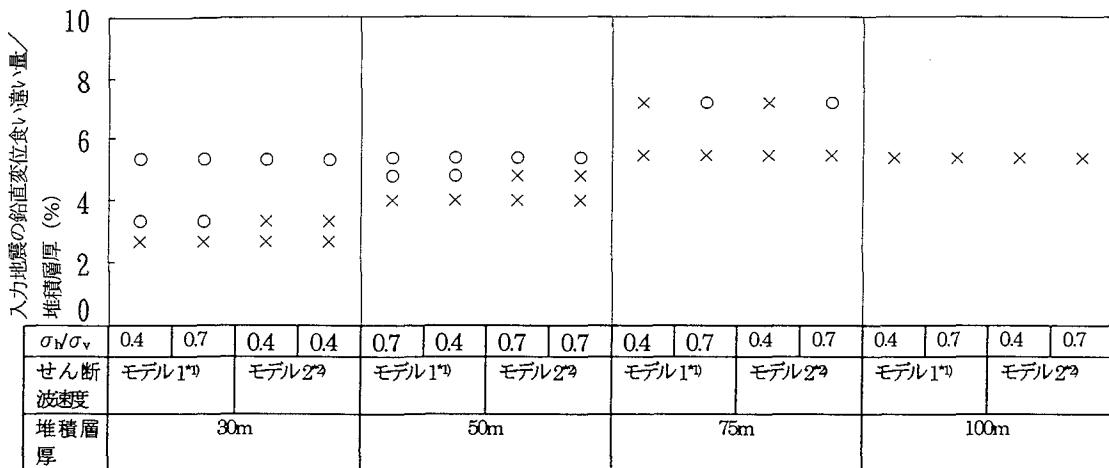
が小さく Mohr-Coulomb の破壊基準に達しやすいためと考えられる。これは、地震動によって表層の浅い部分だけに破壊が生じる可能性を示している。滑り線上で顕著な変位が見られるのは破壊が底面から地表にまで達した後であった。解析を行った各ケース毎に、入力した地震動で堆積層底面から地表まで至る破壊が生じるか否かをまとめたものが、図-14 である。縦軸は、入力に用いた地震の最終的な鉛直変位の食い違い量を堆積層厚で割って、ノーマライズした値となっている。図中○は破壊が生じたケース、×は生じなかったケースを表す。想定した地盤の剛性、応力状態による違いがある。

初期応力に関しては、水平応力 (σ_h) を鉛直応力 (σ_v) の 0.7 倍とした方が、0.4 倍とした場合よりも破壊が生じやすい結果となった。逆断層を仮定しているため、水平方向に圧縮を受けていると仮定した場合の方が破壊が生じやすいものと考えられる。

初期剛性に関しては、剛性が高い方が破壊が生じやすい。せん断波速度が深さによらず一定とした場合の方が表層付近で初期剛性が高くなっている、堆積層厚 30m, 50m については、破壊が地表にまで達しやすいという結果になった。ただし、今回の解析においては、剛性のみを変化させており、剛性とともに破壊強度も変化する場合については今後さらに検討を加える必要がある。

堆積層が厚くなるに従い、堆積層底面から地表に達する破壊が生じるのに必要な断層変位食い違い量（地震の大きさ）は大きくなる。堆積層厚 30m の場合、鉛直変位食い違い量 0.8m ではいずれのケースでも破壊は生じない。1.0m に対しては、地盤の条件により破壊が生じ、1.6m では、すべてのケースで破壊が生じるという結果になった。堆積層厚 50m では鉛直変位食い違い量 2.0m では破壊が生じず、2.4m の場合地盤の状態に依存し、2.7m に対しては破壊が生じる。堆積層厚 75m では鉛直変位食い違い量 4m で生じず、5.4m では条件によっては破壊が生じる可能性がある、という結果で、堆積層厚 100m では今回作成した地震動では破壊は生じなかった。

断層の鉛直変位食い違い量と堆積層の厚さの比で見ると、堆積層厚 30m で層厚の 3% から 5% の間、50m で 4%



*1) せん断波速度200m/sと仮定

*2) 図-12bに従って深さによって変化すると仮定

図-14 それぞれの地盤モデルに計算された地震動を加えて、堆積層底面から地表まで達する破壊が生じたかどうかの一覧

○：堆積層底面から地表に至る破壊が生じた場合。×：破壊が生じなかった場合。

から 5% 程度、75m では 7% 程度以上の鉛直変位食い違い量が生じると破壊が底面から地表にまで達する可能性があるという結果になった。

破壊が生じた場合における、地表のジョイント要素の最終的な鉛直変位の食い違い量は、堆積層厚が 75m では 30cm 程度、堆積層厚 50m では 8cm から最大でも 20cm 以下であり、入力地震の食い違い量と比べると小さな値になっている。堆積層厚が 30m の場合、Case7 の入力に対しては、5cm 程度であるが、Case6 に対しては、20cm 程度生じており、入力に用いた地震の鉛直変位の食い違い量 1.6m と比べてやや大きな値になっている。堆積層底面から地表に達する破壊が生じた段階では、それほど大きな滑りは生じず、その後さらに滑りが生じるような地震動が加わる場合に顕著な滑りが見られるようになる。

Bray et al¹⁰⁾ は、24m の粘性土地盤を想定した 45 度の逆断層、60 度の正断層および 90 度の逆断層の有限要素法を用いた解析において、せん断破壊は領域に広がって生じているが、そのせん断破壊を起こしている領域は加えた鉛直変位量の 18-26 倍の高さまで伝わり、およそ層厚の 4% の基盤変位量で地表にまで達するとしている。また、パラメーターの値を変えた解析から、せん断破壊を起こす領域の高さは、解析の際に仮定する応力-歪み関係、中でも特に破壊時の軸歪みの値に依存し、破壊歪みが 2.5% 程度とすると、加えた鉛直変位量の約 40 倍の高さまで破壊は伝わり、仮定する破壊歪みの値が大きくなるにつれてこの値は小さくなり、破壊歪みが 10% 以上とすると加えた鉛直変位量のほぼ 10 倍の高さまで破壊が達するとしている。本解析における層厚が 50m 以下の

結果は彼らの 24m での結果とそれほど変わらない値となっている。本解析では、堆積層が厚くなると破壊が生じるのにより大きな変位の食い違い量が必要となっている。

横軸にせん断歪み、縦軸にせん断応力をとって、応力-歪み曲線を書くと、一般に、拘束圧が増えると、応力歪み曲線は全体が拡大されるとともに右の方へ寄り¹¹⁾、破壊時の歪みも大きくなる。本解析においても、破壊応力は拘束圧に比例するとしているのに対し、初期剛性は深さによらず一定もしくは応力の平方根に比例するとしており、このことは当てはまる。深くなると拘束圧は高くなり破壊時の歪みが大きくなるため、堆積層が厚いほど、Bray et al¹⁰⁾ での破壊歪みが大きな場合の結果に対応したものとなり、地表にまで達する破壊が生じるために、より相対的に大きな変位の食い違い量が必要になっていると考えられる。

今回、動力学的モデルで計算した最大の地震のマグニチュードは 7.33 であり、また、モデル化においては非常に浅いところまで応力降下を仮定しているため、地震の規模に比べて、鉛直変位食い違い量で 5.4m（断層面の変位の食い違い量で 7.5m）と地表付近で大きな断層滑り量を与えている。内陸でマグニチュード 7.3 より大きな地震が起きることは少ない¹²⁾ため、100m 以上の未固結の砂質の堆積層がある場合、基盤面から地表にまで達するような破壊が生じる可能性は低いと考えられる。

5. 結論

砂を用いた断層模型実験と有限要素法による数値解析

を行い両者を比較した。さらに実際の砂質堆積地盤を想定し、動力学的モデルで有限要素法により、地震の大きさとせん断帯の発達に関するシミュレーションを行った。その結果以下の知見が得られた。

(1) 模型の底盤に逆断層変位を加えることにより、地盤の下部より上部に向かってすべり線が形成されていく。変形は地盤の下部ですべり線周辺に集中し、上部では広い範囲に渡り緩やかな変形となっている。すべり線をジョイント要素、周囲の地盤を弾塑性体としてモデル化した有限要素解析により、実験の変形パターンを表すことができた。

(2) 実験では地盤の厚さ 17.5cm に対して鉛直変位量 8mm で地表に破壊が達した。一方数値解析では、3.2mm で地表まで破壊が達する結果となった。ただし、変形形状で比較すると、解析においてはっきりと地表での滑りが確認できるのは 7mm のときであり、実験結果とほぼ一致している。数値解析の方が特に浅い部分で滑り線上に変形が集中する様子が見られるが、概して実験で得られた変形をよく表しており、妥当な解析手法であることが確認された。

(3) 実際の砂質地盤を想定した解析から、堆積層厚の 5% 前後の鉛直変位の食い違いが生じると堆積層の下面から地表にまで達する滑りが生じる可能性がある。この値は厚くなるほど大きくなる傾向が見られ、30m では 3-5%、50m では 4-5%、75m では 7% もしくはそれ以上であり、100m については 5.4m より大きな変位の食い違い量が必要であるという結果となった。ただし、顕著なすべりが地表で生じるためににはさらに大きな食い違い量が必要である。

(4) 地盤の剛性が高いほど破壊が生じやすい結果となった。ただし、これについては、剛性の変化に伴って破壊強度が変化する場合についても検討する必要がある。また本解析では逆断層について議論しているため、水平方向に圧縮されているほど破壊が生じやすい。

(5) 堆積層下面から地表に達する破壊が生じない場合でも、地表に破壊が生じる可能性がある。ただし、大きな変位は生じないと考えられる。

実際の地盤を想定した解析結果については、想定する地盤材料、応力歪み関係によってある程度変わってくると考えられる。

謝辞：本研究は 1996 年度文部省科学研究費奨励研究(A)（課題番号 08750579）と 1997 年度奨励研究(A)（課題番号 09750547）によってなされた。また、本研究のために、東京大学地震研究所地震予知情報センターの計算機システムと埼玉大学総合情報処理センターの計算機システムを利用した。

参考文献

- Cole, D.A.Jr., and Lade, P.V.: Influence zones in alluvium over dip-slip faults, *J. Geotech. Engng.*, ASCE, Vol.110, No.5, pp.599-615, 1984.
- 谷和夫、上田圭一：基盤の断層変位に伴う砂層内の不連続面の形状と位置、第 26 回土質工学研究発表会、pp.1185-1188, 1991.
- Scott, R.F. and Schoustra, J.J. : Nuclear power plant sitting on deep alluvium, *J. Geotech. Engng.*, ASCE, Vol.100, pp.449-459, 1974.
- Roth, W.H., Kalsi, G. Papastamatiou, O. and Cundall, P.A.: Numerical modelling of fault propagation in soils, *Proc. 4 th Int. Conf. On Num. Meth. Geomech.*, pp.487-494, 1982.
- Walters, J.V. and Thomas, J.N. : Shear zone development in granular materials, *Proc. 4th. Int. Conf. Num. Meth. Geomech.*, Vol. I, pp.263-274, 1982.
- Bray, J.D., Seed, R.B. and Seed, H.B.: Analysis of earthquake fault rupture propagation through cohesive soil, *J. Geotech. Engng.*, ASCE, Vol.120, No.3, pp.562-580, March 1994.
- 谷和夫：ジョイント要素を用いた FEM による逆断層の模型実験のシミュレーション、地盤の破壊と歪みの局所化に関するシンポジウム発表論文集、pp.215-222, 1994.
- 石田毅、渡辺啓行、伊藤洋、北原義浩、松本正毅：低拘束圧下の模型実験材料（岐阜砂等）の静的・動的特性、電力中央研究所研究報告、1981。
- Toki, K. and Miura, F.: Simulation of a fault rupture mechanism by a two-dimensional finite element method, *J. Phys. Earth*, Vol. 33, pp.485-511, 1985.
- Chen, W.F. and Baladi, G.Y. : *Soil Plasticity*, Elsevier, 1985.
- Tatsuoka, F., Sakamoto, M., Kawamura, T. and Fukushima, S.: Strength and deformation characteristics of sand in plane strain compression at extremely low pressures, *Soils and Foundation*, Vol.26, No.1, pp.65-84, 1986.
- 井上智広：動力学的モデルによる断層近傍の強震動分布予測、東京大学理学系大学院修士論文、1996.
- 三浦房紀、冲中宏志：仮想仕事の原理に基づく粘性境界を用いた 3 次元構造物-地盤系の動的解析手法、土木学会論文集、第 404 号/I-11, pp.395-404, 1989.
- Ohshima, Y. and Watanabe, H. : An elasto-plastic dynamic response analysis of underground structure-soil composite based upon the 3-d finite element method, 土木学会論文集、第 495 号/I-28, pp.31-42, 1994.
- Park, C.S., Tatsuoka, F. : Anisotropic strength and deformation of sands in plane strain compression, *Proc.*

- 16) 龍岡文夫, 後藤正司, Siddiquee, M.S.A., 吉田輝, 木幡行宏, 佐藤剛司 : S L B 砂地盤上の模型基礎の支持力のクラス A 予測のための砂の変形・強度特性と模型実験条件, 地盤の破壊と歪みの局所化に関するシンポジウム発表論文集, pp.1-8, 1994.
- 17) Ishihara, K.: *Soil Behavior in Earthquake Geotechnics*, Oxford Science Publication, 1996.
- 18) 浅田敏 : 活断層に関する 2~3 の問題, 活断層研究, 第 9 号, pp.1-3, 1991.

(1997. 5. 12 受付)

DEFORMATION OF SANDY DEPOSIT BY REVERSE FAULTING

Hisashi TANIYAMA and Hiroyuki WATANABE

The deformation of sand subjected to reverse fault displacements was investigated by experiments and numerical analysis. Experimental results could be simulated well by elasto-plastic finite element analysis with joint elements which model shear rupture zone. Calculating bedrock fault movement by dynamic model, earthquake fault rupture propagation in sandy deposit was analyzed numerically. The results suggest that earthquake fault rupture may propagate through deposit and reach the ground surface, if the bedrock fault vertical displacement exceeds several percents of the depth of the deposit.