

# 不整形地盤における二次元建屋地盤系液状化解析

## TWO-DIMENSIONAL EFFECTIVE STRESS ANALYSIS OF LIQUEFACTION OF IRREGULAR GROUND INCLUDING SOIL-STRUCTURE INTERACTION

大槻 明\*・渡辺浩平\*\*・竹脇尚信\*\*\*

By Akira OHTSUKI, Kohei WATANABE and Naonobu TAKEWAKI

An effective stress method is presented for analysis of seismic response and liquefaction of irregular ground including soil-structure interaction, based on an implicit-explicit finite element method. A pore water pressure is computed with iteration from the total stress considering undrained condition. The simulated pore water pressure is in reasonably good agreement with experimental data. The proposed method of analysis is compared with other well-known methods for one-dimensional model, which is in good agreement. The present effective stress method is also applied to liquefaction problem involving two-dimensional soil-structure model. The numerical results are considered to be significant from the viewpoint of earthquake engineering.

### 1. はじめに

新潟地震以来今日まで各方面で液状化に関して、その発生メカニズム、土の構成式、あるいは、応答解析手法などの理論的研究が数多く行われ、成層地盤における液状化現象が解明されるようになってきた<sup>1),2)</sup>。一方、過去の震害例をもとに液状化現象が発生した地形地質の関係についての研究も行われ、その結果、液状化の可能性が高い地盤は飽和した緩い砂地盤で、沖積低地、旧河道、海岸埋立地、厚い軟弱層のある埋没谷等であることが明らかになった<sup>3)-5)</sup>。この種の地盤は水平方向に大きく変化した地層構成を有する不整形地盤で、近年、わが国の国土事情を反映してこのような不整形地盤に重要構造物の建設が余儀なくされている。このため、不整形地盤における液状化現象や液状化がその周辺構造物に与える影響についての定量的検討は、構造物等の耐震性を考えるうえできわめて重要となっている。

しかしながら、液状化過程を表現し得る解析手法としては、近年になって有効応力解析法が開発され、種々の

構成式を用いた解析が活発に行われるようになったが、これらの研究<sup>6)-14)</sup>の多くは成層地盤を対象としたものであり、液状化過程における不整形地盤やその周辺構造物の地盤時挙動に関してはいまだ十分な定量的議論がなされていない。

そこで、本研究では不整形地盤における液状化特性およびその周辺構造物に与える影響を明らかにするための解析手法として、二次元液状化解析の一手法を提案し、その適用性を検討した。この解析手法では、陽解法と陰解法による混合解法を非線形解析手法として用いた。また、体積ひずみ零の条件を使い、非排水条件下の過剰間隙水圧(以下間隙水圧とよぶ)を推定し、有効応力解析を行った。土の構成式としては、西モデル<sup>15)</sup>を二次元平面ひずみ条件下で使用した。

### 2. 二次元液状化解析の理論概要

地震応答解析手法には、全応力法と有効応力法という区別のほかに、透水性を考慮しているものと考慮していないものとに分けられる。現在、液状化の地震応答解析手法では有効応力法が数多く用いられているが、このうち、透水性を考慮した有効応力法は、一次元モデルに対してはほぼ実用化に至っている<sup>8)-10)</sup>。しかし、二次元モデルに対しては透水性を考慮した有効応力解析手法に関

\* 正会員 工博 清水建設(株)大崎研究室研究員  
(〒100 千代田区内幸町2-2-2)

\*\* 正会員 工修 清水建設(株)大崎研究室研究員(同上)

\*\*\* 正会員 工修 清水建設(株)大崎研究室主任研究員  
(同上)

する研究の数は少なく<sup>11)~13)</sup>、いまだ実用可能な解析手法は確立されていない。また、透水性を考慮しない有効応力法においても、二次元モデルに対する解析手法は検討されているが、その数は少なく十分とはいえない<sup>14)</sup>。そこで、本論文では、効率よくかつ実際に近いモデルを解析できる手法という観点から、透水性を考慮しない有効応力法の二次元液状化解析手法の定式化を以下に示す。

(1) 陽解法と陰解法との融合による非線形解析

非線形解析を行う場合直接積分法が用いられるが、直接積分法により2階の線形微分方程式を解く方法として大きく分けて2つの方法がある。1つは中央差分に代表される陽解法であり、他の1つはWilson  $\theta$  法、Newmark  $\beta$  法などに代表される陰解法である。

中央差分は、周知のように要素集合体全体の剛性マトリックスや質量マトリックスを計算する必要がなく、基本的に各要素レベルで解析ができ、必要な記憶容量は比較的少なくて済む利点をもっている。しかし、中央差分は条件安定の積分スキームであるため、積分法における時間ステップ  $\Delta t$  がある臨界値  $\Delta t_{cr}$  以下である必要がある。

$$\Delta t < \Delta t_{cr} = \Delta h \cdot \{(V_p)^2 + (V_s)^2\}^{-1/2}$$

なお、ここで  $V_p \cdot V_s \cdot \Delta h$  は、縦波速度・横波速度・メッシュ幅である。この基準によれば、たとえば、解析モデルの中でたった1つの要素の剛性が他の要素に比べきわめて大きい場合、この剛性の大きい要素によって  $\Delta t$  が決まるため、全体モデルを効率かつ精度よく解析できない場合がある。したがって、陽解法では剛性の大きい構造物を含む地盤建屋系の非線形解析を効率よく解析することは難しいといえよう。

一方、陰解法は無条件安定の積分スキームで、積分の精度を得るための時間ステップ  $\Delta t$  は、多くの場合、陽解法で使われる  $\Delta t$  よりもずっと大きな値を取ることができる。しかし、陰解法では、全体マトリックスを作成しなくてはならないため、記憶容量、計算時間が多くなり、大自由度をもつ解析モデルを効率よく解くことはできない。このように両手法は利点欠点をそれぞれもっており、今日非線形解析が要求される大自由度の地盤建屋系モデルを効率よく解くには、両手法の利点を生かしたハイブリッド手法が必要となる。

ところで、陽解法と陰解法を融合したハイブリッド解析手法は、Belytschko と Mullen (1976, 1978)<sup>16)</sup> によって初めて提案された。彼らは解析領域を3つの部分に分け、陽解法領域、陰解法領域、接合領域とし、各時間ステップでは陽解法領域から計算し、その結果を陰解法領域の境界条件として与え、陰解法領域の計算を行った。この解析では結合方法の影響で解が不安定になることが認め

られており、この欠点を解決するため、Hughes らは (1979)<sup>17)</sup>、安定した解が得られる新たなハイブリッド手法を提案した。しかし、この方法では陰解法領域に対する全体実効剛性マトリックスの中に陽解法領域の実効剛性を組み込む方法で解くため、陽解法領域の自由度が大きい場合には、全体実効剛性マトリックスの自由度もかなり大きなものとなる。そこで、これら上述の手法に対し本論文では、より効率よくまた安易に解が得られる方法として陰解法領域と陽解法領域をそれぞれ重ね合わせるによりハイブリッド解析が可能となる方法を用いた。

a) 陽解法による定式化

まず、土の骨格のみに着目して運動方程式をたて、土の非線形性を考慮するため、以下に示すように空間領域については有限要素法により、また、時間軸については中央差分により定式化した<sup>18),19)</sup>。

$$[M_{e,j}] \cdot \{\ddot{U}_{e,j}\}^n + [C_{e,j}] \cdot \{\dot{U}_{e,j}\}^n + [P_{e,j}]^n = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$\{U_{e,j}\}^{n+1} = \left( [M_{e,j}] + [C_{e,j}] \frac{\Delta t}{2} \right)^{-1} \cdot \left[ -\Delta t^2 \cdot \{P_{e,j}\}^n + 2 \cdot [M_{e,j}] \cdot \{U_{e,j}\}^n - \left( [M_{e,j}] - [C_{e,j}] \frac{\Delta t}{2} \right) \cdot \{U_{e,j}\}^{n-1} \right] \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $[M_{e,j}]$  および  $[C_{e,j}]$  は陽解法領域の節点  $j$  に集中した質量および減衰(レイリー減衰)である。また、 $\{\ddot{U}_{e,j}\}^n$ 、 $\{\dot{U}_{e,j}\}^n$  および  $\{U_{e,j}\}^n$  は陽解法領域の節点  $j$  における時刻  $t_n$  の加速度、速度および変位を示す。 $\Delta t$  は時間増分で、 $\{P_{e,j}\}^n$  は時刻  $t_n$  における陽解法領域の節点  $j$  に作用する力を表わす。ところで、節点  $j$  に作用する等価節点力  $\{P_{e,j}\}^n$  は、以下のように求めることができる。すなわち、節点  $j$  を囲む各要素の節点増分変位は、次のように表わされる。

$$\{dU_k\}^n = \{U_k\}^n - \{U_k\}^{n-1} \dots\dots\dots (3)$$

$k$  は、節点  $j$  を囲む要素の要素番号で、 $n$  は時刻  $t_n$  である。ひずみと変位との関係は、増分表示で表わすと式(4)のようになる。

$$\{d\epsilon_k\}^n = [B_k] \cdot \{dU_k\}^n \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $[B_k]$  はひずみマトリックスである。また、応力とひずみの関係は、増分表示で表わすと以下のようになる。

$$\{d\sigma_k\}^n = [D_k^*] \cdot \{d\epsilon_k\}^n \dots\dots\dots (5)$$

$$\{\sigma_k\}^n = \{d\sigma_k\}^n + \{\sigma_k\}^{n-1} \dots\dots\dots (6)$$

なお、 $[D_k^*]$  は、弾塑性応力ひずみマトリックスである。節点  $j$  に作用する要素  $k$  からの等価節点力は次式で表わされる。

$$\{P_k\}^n = \int_v [B_k]^T \cdot \{\sigma_k\}^n \cdot d(vol) \dots\dots\dots (7)$$

したがって、節点  $j$  を囲む要素すべてから作用する等

価節点力は、式(8)で表わされる。

$$\{P_{e,j}\}^n = \sum_{k=1}^m \{P_k\}^n \dots\dots\dots (8)$$

b) 陰解法による定式化

周辺地盤を含む建屋モデルを有限要素法で離散化し、式(1)に対応して式(9)に示すような運動方程式を考える。

$$[M_i]\ddot{U}_i^{n+1} + [C_i]\dot{U}_i^{n+1} + [K_i]U_i^{n+1} = 0 \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $[M_i]$ 、 $[C_i]$ は、それぞれ陰解法領域における全体質量マトリックスおよび減衰マトリックスである。また、 $[K_i]$ は、全体剛性マトリックスで、 $n+1$ は時刻 $t_{n+1}$ である。陽解法との結合を考えるため、式(9)を陰解法領域が陽解法領域に接している節点変位 $\{\tilde{U}\}$ とそれ以外の陰解法領域の節点変位 $\{U_i\}$ に分けると、式(10)のようになる。

$$\begin{bmatrix} M_i & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{U}_i \\ \ddot{\tilde{U}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_i & 0 \\ 0 & C \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_i \\ \dot{\tilde{U}} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_i \\ \tilde{U} \end{Bmatrix} = 0 \dots\dots\dots (10)$$

さらに、 $\{\tilde{U}\}^{n+1}$ が既知として式(10)を変形すると式(11)のようになる。

$$[M_i]\ddot{U}_i^{n+1} + [C_i]\dot{U}_i^{n+1} + [K_{11}]U_i^{n+1} = -[K_{12}]\tilde{U}^{n+1} \dots\dots\dots (11)$$

式(11)の右辺の項は、陰解法領域が陽解法領域に接している節点 $\{\tilde{U}\}$ より作用する等価節点力で、この等価節点力を外力として、Wilson  $\theta$  法等により式(11)を解くことができる。

c) 陽解法と陰解法との結合方法

Fig.1に示すように、1つのモデルの中に陰解法領域と陽解法領域の2つの領域を考え、互いの領域は地盤A、Bで互いにラップさせる。互いの領域をラップさせたことにより、AとA'、BとB'は、任意時刻において変位が同じである。このことから、A'よりA、B'よりBの変位が求められる<sup>20)</sup>。

すなわち、このモデルで全領域の $n-1$ および $n$ 時刻の変位が既知だとし、新たに $n+1$ 時刻の変位を求める

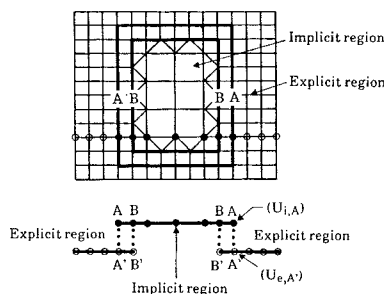


Fig.1 Schematic model combining explicit FEM and implicit FEM.

には、まず、陽解法領域の変位は、節点B'の変位を除き式(2)より求めることができる。次に、陽解法により求められた陽解法領域の節点A'の変位 $\{U_{e,A'}\}^{n+1}$ は、上述したように陰解法領域端部の節点Aの変位でもある( $\{U_{e,A'}\}^{n+1} = \{U_{i,A}\}^{n+1}$ )。したがって、 $\{U_{e,A'}\}^{n+1}$ の変位を式(11)の右辺の項 $\{\tilde{U}\}^{n+1}$ に代入することにより、式(11)を解くことができ、陰解法領域すべての変位を計算することができる。さらに、陰解法領域によって求めた節点Bでの変位 $\{U_{i,B}\}^{n+1}$ は、陽解法領域端部の節点B'での変位 $\{U_{e,B'}\}^{n+1}$ でもある。これにより、時刻 $n+1$ におけるすべての領域の変位が得られたことになる。

(2) 非排水条件を考慮した有効応力および間隙水圧の算出方法

式(2)を解く場合、各時刻ごとに応力ひずみマトリックス $[D]^n$ を作成しなくてはならない。本解析では非排水条件を考慮して求めた間隙水圧より有効応力を推定し、この有効応力に基づいて応力ひずみマトリックスを求めている。以下に、応力ひずみマトリックスの作成に必要な非排水条件下の有効応力、間隙水圧の求め方を示す。

(i) 前ステップでの有効応力より、 $n$ ステップで使用する応力ひずみマトリックス $[D]^n$ を作成し、式(7)および式(2)等より $n+1$ ステップの変位を求める。

(ii) (i)より求めた $n+1$ ステップの変位より、ひずみ増分 $\{d\epsilon\}$ を求める。

(iii) ひずみ増分 $\{d\epsilon\}$ に対する応力増分 $\{d\sigma\}$ を式(5)より求める。

(iv) 間隙水圧は、全体積ひずみ零の非排水条件により以下に示す方法で求める(Fig.2, Fig.3参照)。

非排水条件における間隙水圧 $du$ は、全応力の平均主応力成分の変化およびダイレイタンスーにより生じ、式(12)のように表わされる。

$$du = B(d\sigma_m + \Gamma \cdot d\epsilon_v^e) \dots\dots\dots (12)$$

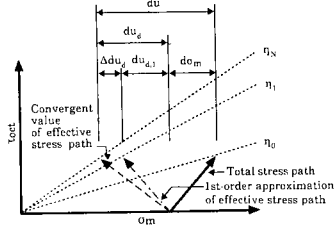
ここで、 $B$ はSkemptonの間隙圧係数で、飽和土においては1である。ダイレイタンスーにより生じる間隙水圧 $du_a$ は、全体積ひずみ零の条件により式(13)のように求められる。

$$du_a = \Gamma \cdot d\epsilon_v^e, \Gamma = (1 + e_0) \cdot \sigma'_m / \alpha \dots\dots\dots (13)$$

ただし、 $e_0$ は間隙比、 $\alpha$ は膨潤指数である。ところで、ダイレイタンスーによる塑性体積ひずみ積分 $d\epsilon_v^e$ は、西モデルにおいては式(14)のように表わされるが、式(14)は応力比 $d\eta$ に依存するため、全体積ひずみ零の条件を満たす間隙水圧 $du_a$ を求めるためには収束計算を行う必要がある。

$$d\epsilon_v^e = \frac{M_m - \eta}{G'} \left( \frac{M_r}{M_r - \eta} \right)^2 d\eta \dots\dots\dots (14)$$

ただし、 $M_r \cdot M_m \cdot G'$ は、破壊応力比・変相応力比・塑性



$du_{d,1}$  : 1st-order approximation of excess pore water pressure by dilatancy  
 $du_d$  : convergent value of excess pore water pressure by dilatancy  
 $\eta_0$  : stress ratio  $\eta$  calculated by total stress  
 $\eta_1$  : 1st-order approximation of stress ratio  $\eta$   
 $\eta_k$  : convergent value of stress ratio  $\eta$

Fig. 2 Estimation of effective stress path.

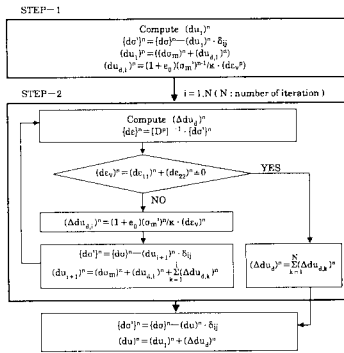


Fig. 3 Flow chart of numerical algorithm used to compute effective stress and excess pore water pressure.

せん断係数である。まず、上述の(Ⅲ)で求めた全応力増分  $|d\sigma|$  に対応する塑性体積ひずみ増分  $d\varepsilon_v^p$  を計算し、式(15)に代入することにより間隙水圧の第1近似値  $(du)_{第1近似}$  を求める。

$$(du)_{第1近似} = d\sigma_m + \Gamma \cdot d\varepsilon_v^p \dots \dots \dots (15)$$

次に、間隙水圧の第2近似値  $(du)_{第2近似}$  を以下のように求める。まず、間隙水圧の第1近似値より新たに求まった有効応力経路の応力増分  $|d\sigma'|$  に対する全体積ひずみ増分  $d\varepsilon_v$  を式(16)より求める。

$$\{d\varepsilon\} = [D]^{-1} \cdot \{d\sigma'\}, \quad d\varepsilon_v = d\varepsilon_{11} + d\varepsilon_{22} \dots \dots \dots (16)$$

式(16)で求めた全体積ひずみ増分のうち、弾性体積ひずみ増分  $d\varepsilon_v^e$  は、第1近似で求めた塑性体積ひずみ増分と一致するが、塑性体積ひずみ増分  $d\varepsilon_v^p$  は、応力比が変化しているため第1近似で求めた塑性体積ひずみ増分とは異なる。つまり、式(16)で求めた全体積ひずみ増分は、応力比の変化による塑性体積ひずみ増分に等しいことになり、式(17)のように表わされる。

$$(d\varepsilon_v)_{第2近似} = (d\varepsilon_v^e)_{第2近似} + (d\varepsilon_v^p)_{第2近似} \\ = (d\varepsilon_v^e)_{第2近似} - (d\varepsilon_v^p)_{第1近似} \dots \dots \dots (17)$$

次に、式(17)で求めた全体積ひずみ増分に対応する間隙水圧増分  $(\Delta du_d)$  を式(13)より求め、第1近似値に対する補正項とする。これにより、間隙水圧の第2近

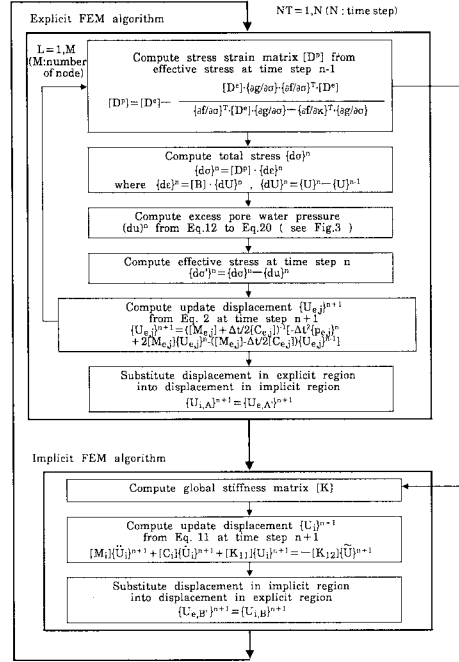
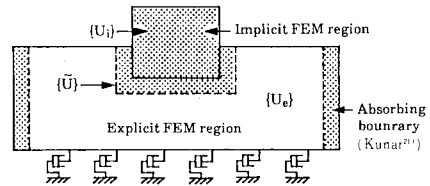


Fig. 4 Flow chart of implicit-explicit analysis of liquefaction.



$\{U_i\}$  : displacement in implicit region  
 $\{U_e\}$  : displacement in explicit region  
 $\{\tilde{U}\}$  : displacement in implicit-explicit region

Fig. 5 Nonlinear implicit-explicit FEM model.

似値は、式(18)のように表わされる。

$$(du)_{第2近似} = (d\sigma_m) + (du_d)_{第1近似} + (\Delta du_d) \dots \dots \dots (18)$$

同様に、式(19)で表わす条件を満たすように、第3近似値、第4近似値、……を繰り返す。

$$|d\varepsilon_v| = 0 \dots \dots \dots (19)$$

以上により、間隙水圧  $du$  が求まる。なお、本論文では間隙水圧として表示するのは、ダイレイタンシーにより生じるものだけとした。

(Ⅴ) 式(20)より求まる有効応力  $\{d\sigma'\}$  を使い、次のステップに用いる応力ひずみマトリックスを作成する。

$$\{d\sigma'\} = \{d\sigma\} - (du) \cdot \delta_{ij} \dots \dots \dots (20)$$

(3) 二次元液状化解析の手順

いままで述べてきた液状化解析の計算手順をフローチャートにして示すと Fig. 4 のようになる。なお、

Fig. 5には解析モデルを示したが、側方境界にはKunarの方法<sup>21)</sup>を、下方境界にはLysmerダンパーを用いた。

### 3. 土の構成式

本研究では土の構成式として西モデルを用いている。西モデルが単調負荷モデル<sup>22)</sup>から繰り返し負荷モデル<sup>15)</sup>に拡張された際に用いられた考え方は、松井・阿部<sup>23)</sup>によると次の2点である。

- (1) 初期液化化前においては、繰り返し荷重下で間隙水圧およびひずみの蓄積が停止するが、この平衡状態を表わすために平衡状態線を用いている。
- (2) 初期液化化後においては、圧密履歴が完全に消滅し、常に塑性ひずみが発生するが、この現象を表わすためにPhillipsらの理論を用いている。

これらの考えに立った西モデルにおける塑性挙動は、非排水条件下においてはせん断に関する規準のみによって規定されるが、その規準式を示すとTable 1のようになる。西モデルの定式化は、すでに文献15)で詳細にわたり述べられているが、ここでは、基本的な定式化について以下に述べる。

塑性論によると応力増分 $\{d\sigma\}$ とひずみ増分 $\{d\varepsilon\}$ との関係は、一般的に式(21)、(22)によって表わされる。

$$\{d\sigma\} = [D^p]\{d\varepsilon\} \dots\dots\dots (21)$$

$$[D^p] = [D^e] - \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e]}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T [D^e] \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} + A} \dots\dots\dots (22)$$

ここで、Aは硬化材料の場合には式(23)で表わされる。

$$|A| = - \left\{ \frac{\partial f}{\partial \varepsilon^p} \right\}^T \left\{ \frac{\partial g}{\partial \sigma} \right\} \dots\dots\dots (23)$$

Table 1に示したせん断に関する降伏規準式、塑性ポテンシャル等を用いて、弾塑性応力ひずみマトリックス $[D^p]$ を計算すると以下のようなになる。

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_{ij}} \right\} &= \frac{\partial g_s}{\partial \tau_{oct}} \cdot \frac{\partial \tau_{oct}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial g_s}{\partial \sigma'_m} \cdot \frac{\partial \sigma'_m}{\partial \sigma_{ij}} \\ &= \frac{1}{3\sigma'_m} \left[ \frac{S_{ij}}{\tau_{oct}} + \left( M_m - \frac{\tau_{oct}}{\sigma'_m} \right) \delta_{ij} \right] \dots\dots\dots (24) \\ \left\{ \frac{\partial f_s}{\partial \sigma_{ij}} \right\} &= \frac{\partial f_s}{\partial \tau_{oct}} \cdot \frac{\partial \tau_{oct}}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial f_s}{\partial \sigma'_m} \cdot \frac{\partial \sigma'_m}{\partial \sigma_{ij}} \end{aligned}$$

Table 1 Yield conditions for shear deformation.

Criterion	Criterion for shear deformation	
	before initial-liquefaction( $n_0 < M_m$ )	after initial-liquefaction( $n_0 \geq M_m$ )
yield criterion	$f = \eta - \eta_y$ , $\eta_y = (\tau_{oct}/\sigma'_m) \geq \eta_1$ $\eta_1$ : criterion by equilibrium line $\eta_1 = \alpha M_m \left( \frac{\sigma'_{ms}}{\sigma'_m} - 1 \right)^{0.5}$	$f = \eta - \eta_y$ yield criterion is satisfied at every time step
plastic potential	$g = \eta + M_m \ln \sigma'_m$	$g = \eta - \eta_0 + M_m \ln \sigma'_m$
hardening rule	$\frac{dn_y}{d\tau_{oct}} = G \left( 1 - \frac{\eta}{M_m} \right)^2$ $G = (\text{OCR})^{0.5} G_0'$	$\frac{dn_y}{d\tau_{oct}} = G \left( 1 - \frac{\eta - \eta_0}{M_m - \eta_0} \right)^2$ $G = (\text{OCR})^{0.5} G_0'$

$$= \frac{1}{3\sigma'_m} \left[ \frac{S_{ij}}{\tau_{oct}} + \left( - \frac{\tau_{oct}}{\sigma'_m} \right) \delta_{ij} \right] \dots\dots\dots (25)$$

#### a) 初期液化化前

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial f_s}{\partial \varepsilon_{ij}^p} \right\}^T \cdot \left\{ \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_{ij}} \right\} &= \left( \frac{df_s}{d\tau_{oct}} \cdot \frac{d\tau_{oct}}{\lambda} \right) \\ &= G' \cdot \left( 1 - \frac{\eta}{M_f} \right)^2 \cdot \left( \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{\sigma'_m} \right) \dots\dots\dots (26) \end{aligned}$$

#### b) 初期液化化後

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial f_s}{\partial \varepsilon_{ij}^p} \right\}^T \cdot \left\{ \frac{\partial g_s}{\partial \sigma_{ij}} \right\} &= \left( \frac{df_s}{d\tau_{oct}} \cdot \frac{d\tau_{oct}}{\lambda} \right) \\ &= G' \cdot \left( 1 - \frac{\eta - \eta_0}{M_f - \eta_0} \right)^2 \cdot \left( \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{\sigma'_m} \right) \dots\dots\dots (27) \end{aligned}$$

### 4. 一次元モデルによる本手法の妥当性の検討

#### (1) 陽解法と陰解法との結合方法に対する検討

陽解法と陰解法との結合方法を検証するため、Fig. 6に示す一次元弾性地盤モデルについて、陽解法だけで解析した場合と、上層の剛性の大きい部分を陰解法により、また、下層の剛性の小さい部分を陽解法によって解析し

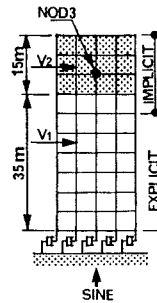


Fig. 6 Analytical model for implicit-explicit FEM.

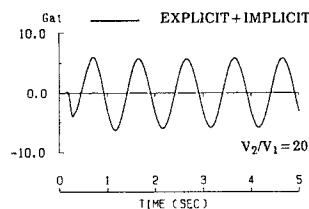
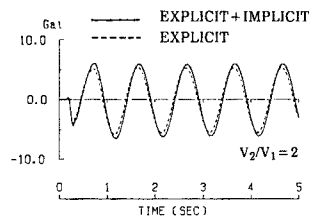


Fig. 7 Comparison of accelerations computed by implicit-explicit FEM and by explicit FEM.

た場合について、両者の解を比較した。

基盤より Sine 波を入力し、Fig. 6 に示す節点 3 での水平方向の応答加速度波形を求めた。まず、上層のせん断波速度 ( $V_2$ ) が下層のせん断波速度 ( $V_1$ ) の 2 倍速い場合について、陽解法のみによって求めた加速度波形と、陰解法と陽解法との融合によって求めた加速度波形を比較した。Fig. 7 に示すように両者の波形は位相振幅ともにより一致を示しており、これより本手法の妥当性が認められる。また、当図より剛性比 ( $V_2/V_1=20$ ) が大きい場合でも本手法は安定した解を与えていることがわかる。

(2) 間隙水圧推定方法の妥当性の検討

前節で示した間隙水圧推定方法の妥当性を検討するため、松岡ら<sup>24)</sup>によって行われた豊浦砂の単純せん断試験結果 (Fig. 8) との比較を行った。解析は、等方応力で正規圧密された供試体 ( $\sigma'_{m0}=20 \text{ tf/m}^2 : 196 \text{ kN/m}^2$ ) が振幅一定の繰り返しせん断応力 ( $\tau_{xy}=2.5 \text{ tf/m}^2$ ) を受ける場合について行った。解析に使用した材料定数は、 $\alpha=0.20$ ,  $\lambda=0.018$ ,  $\kappa=0.004$ ,  $\phi=45^\circ$ ,  $\phi=23^\circ$ ,  $G'=150$  である。Fig. 9 には、解析によって求められた有効応力経路 ( $\tau_{xy} \sim \sigma'_m$ ) およびせん断応力～せん断ひずみ関係 ( $\tau_{xy} \sim \gamma_{xy}$ ) を示した。当図より、有効応力経路については実験結果の傾向をほぼ示しており、このことより前節に示した間隙水圧推定方法はほぼ妥当と認められる。ただし、せん断応力～せん断ひずみ関係については、ある繰り返し回数以上でせん断ひずみの進行が停止し閉じたループとなっており、なんらかの工夫が必要である

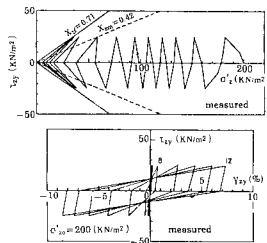


Fig. 8 Stress path and hysteresis loop of shear stress and shear strain obtained by experiment(after Matuoka<sup>24)</sup>).

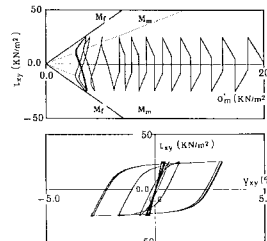


Fig. 9 Stress path and hysteresis loop of shear stress and shear strain computed by present method.

Table 2 Soil properties used in this analysis.

z (m)	$\rho$ (t/m <sup>3</sup> )	$\sigma'_{m0}$ (tf/m <sup>2</sup> )	$\alpha$	$\lambda$	$\kappa$	$M_c$ (kN/m <sup>2</sup> )	$\phi$	$G'$ (t/m <sup>2</sup> )
0	1.76	2550						
10	4720							
15	5640							400
20	6440							
25	7150		0.57	0.018	0.018	0.459	5.20	
30	7780							
35	8340							
40	8940							500
45	9450							
50	9950							

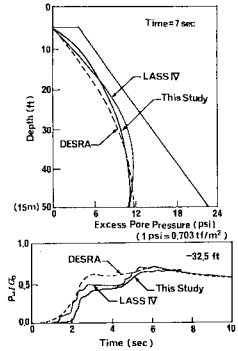


Fig. 10 Comparison of present method and LASS IV and DESRA (after Dikmen<sup>7)</sup>).

と思われる。なお、Fig. 3 に示した体積ひずみ  $d\varepsilon_v$  に対する収束計算は、本解析では収束回数 5 回程度で体積ひずみ  $|d\varepsilon_v| \leq 10^{-7}$  の条件を満足している。ただし、破壊に近づいた時点では収束回数は多くなり、数十回の繰り返し計算を必要とした。

(3) 既往液状化解析結果との比較

Dikmen および Finn の解析結果<sup>7)</sup>と本手法による解析結果とを比較した。Dikmen らは、水と土との 2 相系の有効応力解析プログラム (LASS IV) を用い、また、Finn らは 2 相系モデルを厳密に解かず、間隙水圧の上昇を考慮に入れた有効応力解析プログラム (DESRA) により、一次元地盤モデルの液状化解析を行った。これらの解析結果と比較するために、El Centro 波 (100 gal) を入力波として、Table 2 に示す地盤モデルについて本手法を適用した。この検討では、各プログラムで用いた解析方法および砂の構成式がそれぞれ異なるため厳密な比較はできないが、Fig. 10 に示す間隙水圧分布図および間隙水圧上昇波形より、本手法による解析結果は、適切な定数を用いることにより Dikmen および Finn らの結果と同様な傾向を示すことがわかった。

5. 二次元液状化解析への適用

(1) 傾斜基盤を有する不整形地盤の液状化解析

二次元モデルへの本手法の適用例として、まず、Fig. 11 に示す傾斜基盤を有する不整形地盤の液状化解析を行った。解析地盤の表層は、中粒砂とし地盤定数は文献 15) を参考に決定した ( $\alpha=0.57$ ,  $\lambda=0.018$ ,  $\kappa=0.004$ ,  $\phi_f=35^\circ$ ,  $\phi_m=30^\circ$ ,  $G'=400$ )。なお、表層地盤の初期せん断剛性分布は、Fig. 12 に示す定数を用い、また、基盤は弾性体 ( $G=3.2 \times 10^4 \text{ tf/m}^2$ ) とし、El Centro 波 (200 gal) を垂直入射させ、時間間隔 0.002 秒で 4 秒間応答計算を行った。なお、地盤の減衰は、レ

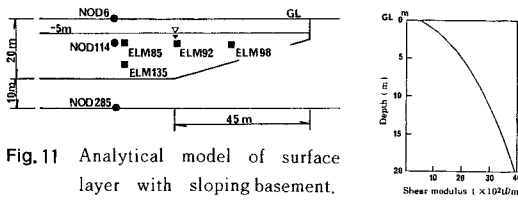


Fig. 11 Analytical model of surface layer with sloping basement.

Fig. 12 Shear modulus.

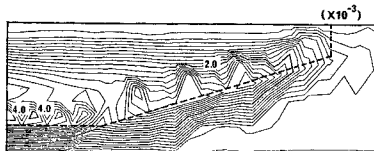


Fig. 13 Contours of maximum shear strain.

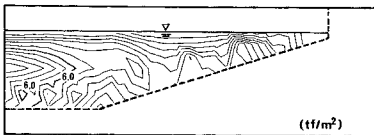


Fig. 14 Contours of maximum excess pore water pressure.

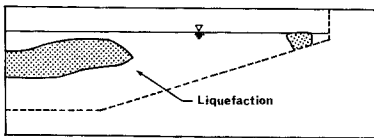


Fig. 15 Location of initial liquefaction.

イリー減衰 ( $[C]=0.01[M]$ ) を用いている。

このときの最大ひずみ分布を調べてみると、Fig. 13に示すように、 $2 \times 10^{-3}$ から $4 \times 10^{-3}$ 程度のひずみが、基盤と表層地盤との境界部付近に沿って集中して発生しているのが認められる。また、Fig. 14の最大間隙水圧分布をみると、基盤が傾斜している付近から基盤が水平となるあたりにかけて大きな間隙水圧が発生しているが、特に、基盤が水平となる付近で $6 \text{ tf/m}^2$ 程度の間隙水圧が起こっているのがわかる。初期液状化した位置をFig. 15に示したが、基盤が傾斜している付近より基盤が水平となる地表近傍に初期液状化が発生しており、この付近での液状化が発生しやすいことが予想される。基盤が傾斜している付近の表層地盤中のせん断応力波形、せん断ひずみ波形、間隙水圧波形をFig. 16に示した。間隙水圧の蓄積は時刻2秒付近から起こっており、水平基盤付近の要素番号85および135では $6 \text{ tf/m}^2$ から $7 \text{ tf/m}^2$ 程度の間隙水圧の蓄積となっている。また、このときのせん断ひずみは、 $2 \times 10^{-3}$ から $3 \times 10^{-3}$ 程度の値が発生している。初期液状化した要素および初期液状化に至っていない要素について、せん断応力とせん断ひずみの関係をFig. 17に、また、これに対応してせん断応

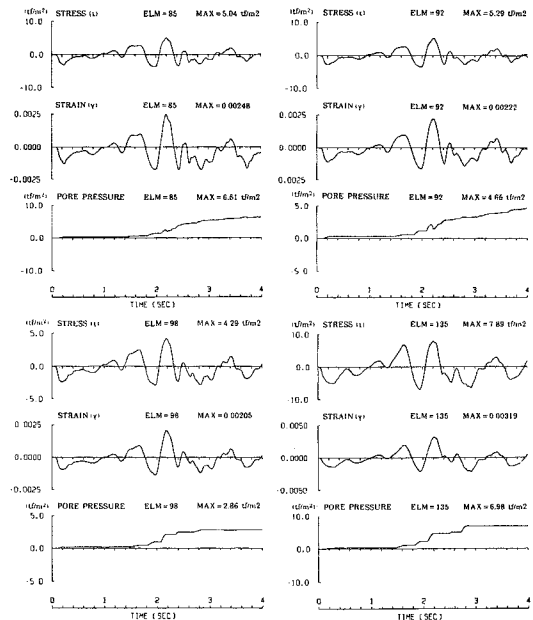


Fig. 16 Computed shear stress, shear strain and excess pore water pressure at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

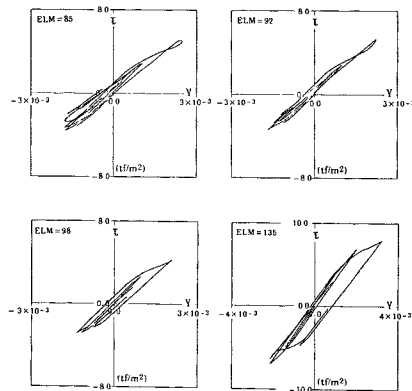


Fig. 17 Hysteresis loop of shear stress and shear strain at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

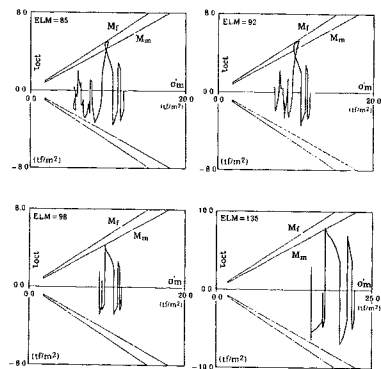


Fig. 18 Stress path ( $\tau_{ocr} - \sigma_m$ ) at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

力 ( $\tau_{oct}$ ) と平均応力の関係を Fig. 18 に示した。Fig. 18 に示すように、要素 85 および要素 92 は、間隙水圧の上昇に伴い有効応力の減少が認められる。また、変相角を越えた時点では、負の間隙水圧が発生しており、応力比一定の経路では Fig. 17 に示すようにせん断剛性の回復が起こっている。一方、要素 98 および要素 135 は、同様に間隙水圧の上昇に伴い有効応力の減少が生じているが、変相角は越えていない。Fig. 17 に示したせん断応力・ひずみの関係および Fig. 18 に示した応力経路は、おおむね妥当な挙動を示しているといえる。

(2) 不整形地盤における建屋地盤系の液状化解析

建屋地盤系の液状化解析を行うため、Fig. 19 に示す解析モデルを考えた。地盤定数は前節のモデルと同様の定数を用い、また、建屋は剛体モデルとして剛性の高い定数を仮定した。入力波としては、El Centro 波を考え、時間間隔 0.002 秒で 4 秒間応答計算を行った。この解析では、表層地盤のみ非線形性(液状化)を考慮した場合と、表層地盤も基盤層と同様に弾性地盤とした場合の 2 ケースについて応答解析を行い、両者を比較した。また、本解析では剛性の高い構造物を含む解析であるため、先に述べたハイブリッド手法を適用し、構造体およびその近傍の地盤のみに陰解法を用い、その他の地盤部には陽解

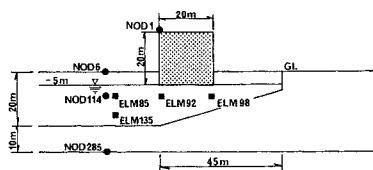


Fig. 19 Analytical model of rigid structure standing on surface layer with sloping basement.

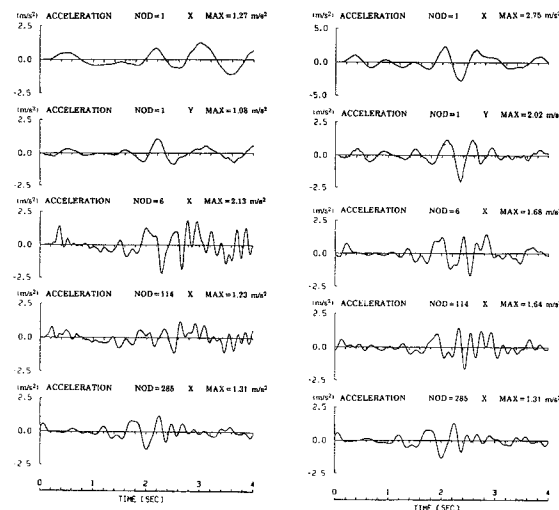


Fig. 20 Accelerations computed by linear analysis. Fig. 23 Accelerations computed by nonlinear analysis.

法を使用した。

まず、弾性解析した結果についてみると、Fig. 20 に示すように基盤 (NOD 285) で水平方向 131 gal の加速度に対し、地表 (NOD 6) では 213 gal の加速度が生じている。一方、建屋上部 (NOD 1) では、水平方向 127 gal、鉛直方向 108 gal の加速度が生じている。地盤の加速度波形は建屋の加速度波形に比べ短周期成分が支配的であるが、建屋の固有周期 (ロッキング) は比較的長周期側にあるものと考えられることから、建屋の加速度は地盤の加速度よりも小さくなっている。Fig. 21 には、ある時刻における建屋と地盤の変位振動モードをプロットした。この図より、建屋はロッキング振動が卓越しているのがわかる。建屋近傍地盤の最大せん断ひずみの分布を調べてみると、Fig. 22 に示すように建屋基礎と傾斜基盤とにはさまれた部分に大きなひずみが発生する傾向があり、 $4 \times 10^{-3}$  程度のせん断ひずみが表層地盤と傾斜基盤境界部付近に発生している。

次に、表層地盤の液状化を考えた解析結果について示す。Fig. 23 に示すように基盤 (NOD 285) で水平方向 131 gal の加速度に対し、地表 (NOD 6) では 168 gal の加速度が生じている。この地表の加速度波形は、Fig. 20 に示した弾性計算の加速度波形に比べるとかなり異なっている。非線形解析によって求められた加速度波形は、弾性計算による加速度波形に比べ 3 秒以後において周期がかなりのびており、また、振幅もおさえられる傾向が認められる。最大加速度値についてみると非線形解析によって得られた加速度 (168 gal) は、弾性解析によって求められた加速度 (213 gal) よりも小さくなっている。これらの結果は、地表付近での液状化を反映しているものと考えられる。一方、建屋では地盤の加速度の周期がのびたことにより、建屋の応答は弾性解析によるものよりも大きくなり、水平方向で 275 gal、鉛直方向で 202 gal となった。Fig. 24 には、建屋周辺地盤の最大せん断ひずみの分布を示した。当図より建屋基礎

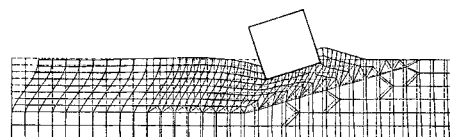


Fig. 21 Mode shape of ground and structure obtained by linear analysis.

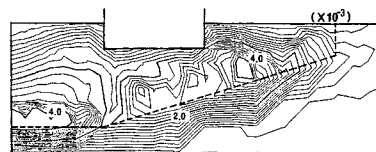


Fig. 22 Contours of maximum shear strain obtained by linear analysis.



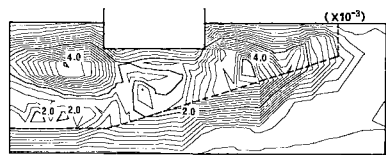


Fig. 24 Contours of the maximum shear strain.

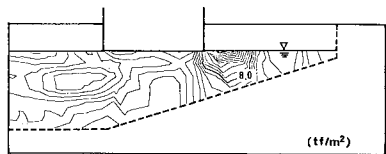


Fig. 25 Contours of maximum excess pore water pressure.

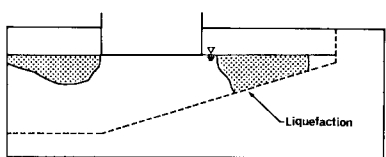


Fig. 26 Location of initial liquefaction.

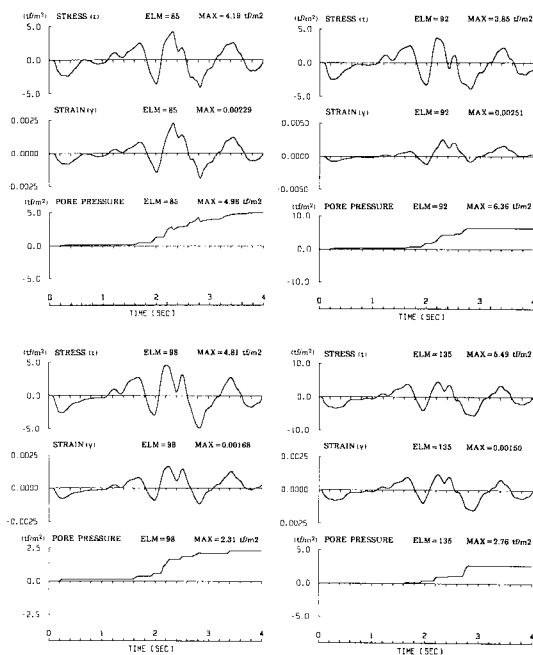


Fig. 27 Computed shear stress, shear strain and excess pore water pressure at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

コーナー部付近に大きなひずみが集中して発生しており、そのひずみ量は  $4 \times 10^{-3}$  程度である。このため、間隙水圧も Fig. 25 に示すように建屋基礎コーナー部付近に  $8 \text{ tf/m}^2$  程度の最大間隙水圧が発生しているのが認められる。初期液状化が発生した位置を調べてみると

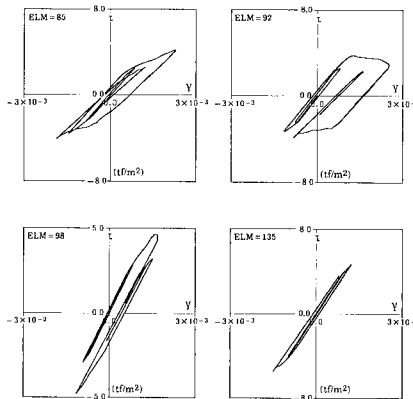


Fig. 28 Hysteretic loop of shear stress and shear strain at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

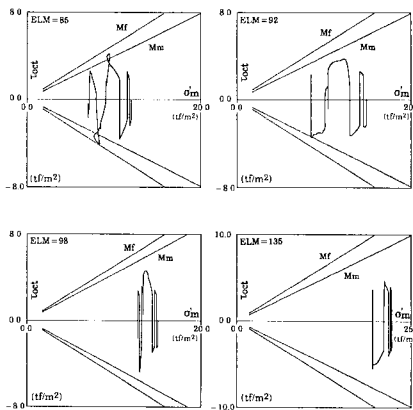


Fig. 29 Stress path ( $\tau_{oc1} - \sigma'_m$ ) at ELM 85, ELM 92, ELM 98 and ELM 135.

Fig. 26 に示すように基礎底部近傍の地表付近に発生する傾向が認められ、この傾向は吉見・時松の実験・解析結果<sup>25)</sup>と傾向的に一致している。建屋があることにより液状化が起こりやすくなっており、建屋のロッキング振動が基礎コーナー部付近に発生するせん断ひずみ、間隙水圧に与える影響は大きいものと考えられる。建屋周辺地盤のせん断応力波形、せん断ひずみ波形、間隙水圧波形を Fig. 27 に示した。せん断ひずみは、2秒付近で大きくなり、間隙水圧の上昇も2秒以後に顕著となっている。要素 92 では、 $6.4 \text{ tf/m}^2$  の間隙水圧が発生している。Fig. 28 には、せん断応力とせん断ひずみの関係を、Fig. 29 にはせん断応力 ( $\tau_{oc1}$ ) と平均応力との関係をプロットした。間隙水圧の上昇に伴い有効応力の減少、せん断剛性の低下が認められる。本解析結果は、液状化過程における建屋を含む周辺地盤の挙動を基本的に表現しており、本手法の建屋地盤系の液状化解析への適応が有効であると考えられる。

## 6. 結 論

従来定量的検討が十分でなかった液状化過程における不整形地盤および同地盤上の建屋の地震時挙動を解明するため、陽解法と陰解法を融合したハイブリッド手法による有効応力解析手法を提案した。本手法の特徴は、地盤に比べて剛性の大きい建屋に対し陰解法を適用したことにより、地盤に適用した陽解法によって定まる時間積分ピッチをそのまま建屋地盤系モデルに用いても安定した解析ができ、計算の主眼を地盤においた建屋地盤系の非線形解析を効率よく行える点にある。まず、この手法の妥当性および適応性を検討するため、本論文では既往の液状化試験結果および既往の一次元の液状化解析結果について本解析結果を比較し、本手法の有効性を示した。次に、二次元モデルへの本手法の適用例として傾斜地盤を有する不整形地盤を取り上げ、不整形地盤の液状化や液状化時の建屋の応答について解析した。解析結果は液状化過程における建屋を含む周辺地盤の挙動を基本的に表現しており、本手法の二次元建屋地盤系の液状化解析への適用が有効であると考えられる。しかし、本解析結果は一解析例であり、今後実験結果との比較等による詳細な実証的検討が必要である。

### 参 考 文 献

- 1) Seed, H. B. and Idriss, I. M. : Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential, J. SMFD, ASCE, Vol. 97, No. SM 9, pp. 1249~1273, 1971.
- 2) Ishihara, K., Lysmer, J., Yasuda, S. and Hirao, H. : Prediction of liquefaction in sand deposits during earthquakes, 土質工学会論文報告集, Vol. 16, No. 1, pp. 1~16, 1976.
- 3) Ohsaki, Y. : Niigata earthquake, 1964-Building damaged and soil condition, Soils and Foundations, Vol. 6, No. 2, pp. 14~37, 1966.
- 4) 栗林栄一・龍岡文夫・吉田精一：明治以降の本邦の地盤液状化履歴, 土木研究所集報, No. 30, 1974.
- 5) 古藤田喜久雄・若松加津江：関東大地震の液状化地図, 基礎工, Vol. 6, No. 11, pp. 77~90, 1978.
- 6) Finn, W. D. L., Lee, K. W. and Martin, G. R. : An effective stress model for liquefaction, ASCE, Vol. 103, No. GT 6, pp. 517~533, 1977.
- 7) Dikmen, S. U. and Ghaboussi, J. : Effective stress analysis of seismic response and liquefaction, ASCE, Vol. 110, pp. 628~644, 1984.
- 8) 石原研而・東畑郁生：動的間隙水圧を考慮した地盤の応答解析, 第14回土質工学研究発表会公演集, pp. 1305~1308, 1979.
- 9) 柴田 徹・佐藤忠信・小坂正明：砂地盤の液状化解析例, 第14回土質工学研究発表会講演集, pp. 1313~1316, 1979.
- 10) Oka, F., Sekiguchi, K. and Goto, H. : A Method of analysis of earthquake-induced liquefaction of horizontally layered sand deposits, Soils and Foundations, Vol. 21, No. 3, pp. 1~17, 1981.
- 11) Yoshimi, Y. and Tokimatsu, K. : Two-dimensional pore pressure changes in sand deposits during earthquakes, Proc. 2nd. International conference on microzonation for safer construction, Research and Application, San Francisco, Vol. 2, pp. 853 ~ 863, 1978.
- 12) Zienkiewicz, O. C. and Shiomi, T. : Dynamic Behavior of saturated porous media; The generalized Biot formulation and its numerical solution, Int. J. Num. and Anal. Meth. Geom., Vol. 8, pp. 71~96, 1984.
- 13) Finn, W. D. L. : Dynamic effective stress response of soil structures : Theory and centrifuge model studies, 5th Int. Conf. on Num. Meth. in Geom., pp. 35~46, 1-5, 1985.
- 14) 兵動正幸・山内豊隆・橋詰順一郎：飽和砂地盤の動的有効応力解析の簡易手法, 土木学会論文報告集, 第346号, pp. 57~66, 1984.
- 15) 西 好一：非排水繰り返し荷重下における飽和砂の弾塑性挙動と構成式, 土木学会論文報告集, 第319号, pp. 115~128, 1982.
- 16) Belytschko, T. and Mullen, R. : Stability of explicit-implicit mesh partitions in time integration, Int. J. Num. Meths. Eng., Vol. 12, pp. 1575~1586, 1978.
- 17) Hughes, T. J. R., Pister, K. S. and Taylor, R. L. : Implicit-explicit finite elements in nonlinear transient analysis, Comp. Meths. Appl. Mech. Eng., pp. 159~182, 1979.
- 18) 大槻 明・渡辺浩平：2次元非線形解析による不整形地盤の地震時挙動の検討, 第19回土質工学研究発表会, pp. 703~706, 1984.
- 19) 大槻 明：SV波およびレーリー波入力による不整形地盤の非線形挙動に関する一検討, 第39回土木学会年次学術講演会, pp. 815~816, 1984.
- 20) 大槻 明・山原 浩・春海佳三郎：レーリー波による不整形地盤の挙動, 土木学会論文報告集, 第337号, pp. 27~36, 1983.
- 21) Kunar, R. R. and Rodriguez-Ovejero, L. : A model with nonreflecting boundaries for use in explicit soil-structure interaction analyses, Earthquake Eng. and Struct., Dyn., Vol. 8, pp. 361~374, 1980.
- 22) 西 好一・江刺靖行：弾塑性論に基づく砂の応力-ひずみ関係式, 電力中央研究所報告, No. 376014, 1977.
- 23) 松井 保・阿部信晴：土の構成式入門：5. 弾塑性体理論と適用(その2), 土と基礎, pp. 73~79, 1983.
- 24) 松岡 元・山崎浩之・松原義仁・青木 康・原 康彦：粒子構造の変化に着目した再液状化現象の解析, 第20回土質工学研究発表会講演集, pp. 625~626, 1985.
- 25) Yoshimi, Y. and Tokimatsu, K. : Settlement of buildings on saturated sand during earthquakes, Soils and Foundations, Vol. 17, No. 1, pp. 23~38, 1977.