

3次元ジョイント要素による地盤-構造物系の
非線形震動解析NON-LINEAR SEISMIC RESPONSE ANALYSIS OF SOIL-STRUCTURE
INTERACTION SYSTEM BY 3-DIMENSIONAL JOINT ELEMENT土 岐 憲 三*・三 浦 房 紀**・大 竹 敏 雄***
By Kenzo TOKI, Fusanori MIURA and Toshio OTAKE

1. ま え が き

地盤-構造物系の地震時の挙動を調べる際に用いられる弾性波動論や、有限要素法などで代表される従来の解析手法は、構造物と地盤との接触面は完全に固着しているという仮定を前提としたものである。しかしながら、このような仮定のもとでは実際に強震時において生じる可能性の考えられる接触面での滑動現象や剝離現象は表現し得ず、この接触面における引張り抵抗や過剰なせん断抵抗を解析に取り込むことになり、現実の系の応答とは異なった結果を与えることが考えられる。

このような観点から著者らは、Goodman によって提案された2次元ジョイント要素¹⁾を用いて、地盤と構造物との接触面での剝離や滑動現象を動的問題に組み込む解析手法を提示し、原子炉建屋や長大橋梁基礎を例にとり、強震時におけるこれら重量構造物の滑動に対する検討を試みている²⁾。さらに、強震時においてはもはや地盤に線形弾性体としての挙動を期待できない場合も考えられること、また上述のような剝離・滑動現象の発生する場合には構造物周辺地盤の降伏破壊もこれに伴って生じることが考えられることから、地盤を弾性-完全塑性体と仮定することによって地盤に材料非線形性を導入し、これと剝離、滑動という構造非線形性の両非線形性を有する系の震動解析を行い、構造物の動的安定性に関しての一連の検討を試みている³⁾。

しかしながら、実際の強震時に滑動や剝離といった現象が問題となる構造物は3次元問題として取り扱うべきものが多く、問題によっては、その幾何学的形状等から2次元問題として取り扱うためのモデル化が困難な場合もある。たとえば、根入れされた基礎などの加振方向に

平行な面における摩擦抵抗の評価などがこれに該当する。さらに、3次元解析を行うことによって、3次元構造物を2次元モデルに置き換えて取り扱うことの妥当性、あるいはその限界について調べておくことはきわめて重要なことである。

そこで、本研究ではその第一歩として、Goodman によって提案された2次元ジョイント要素を3次元ジョイント要素に拡張し、これを地盤と構造物との接触面に配して3次元問題としての地盤-構造物間の剝離や滑動現象を考慮に入れた動的解析手法を提案し、その妥当性について検討を加えた。さらに、本論文の後半で比較的簡単な地盤-構造物系のモデルを用いて構造物の滑動に対する安全性の評価について検討を加え、最後に2次元モデルとの比較を行う。

2. 3次元ジョイント要素

Fig. 1 に、本研究で提案する3次元ジョイント要素を示す。この3次元ジョイント要素は節点 1~4、および、5~8 からなる2枚の長方形(短辺 l , 長辺 m) から構成される。この章ではまず3次元ジョイント要素の剛性マトリックスについて述べるが、その詳しい誘導過程は文献 4) に譲ることにして、ここでは基本的な考え方および結果について述べるにとどめる。

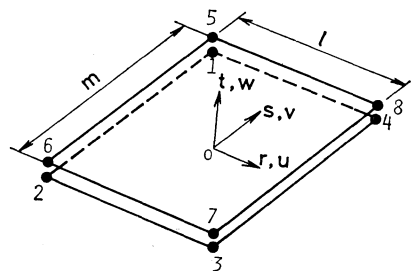


Fig. 1 3-dimensional joint element.

* 正会員 工博 京都大学防災研究所教授
** 正会員 工修 京都大学防災研究所助手
*** 正会員 工修 日本国有鉄道

(1) ジョイント要素の変形モード

局所座標系を (r, s, t) とし、その方向への変位を (u, v, w) とする。また、ジョイント面の運動は Fig. 2 に示す 6 つの基本変形モードの組合せにより表現できる。モード 1, 2 は滑動を、モード 3 はジョイント面の剝離あるいは接触状態を、モード 4~6 は回転を表わすものである。これらのモードを節点変位を用いて、次式のようにジョイント要素の図心における相対変位、および回転角として定義する。

$$\left. \begin{aligned} u_0 &= \{(u_5 + u_6 + u_7 + u_8) - (u_1 + u_2 + u_3 + u_4)\} / 4 \\ v_0 &= \{(v_5 + v_6 + v_7 + v_8) - (v_1 + v_2 + v_3 + v_4)\} / 4 \\ w_0 &= \{(w_5 + w_6 + w_7 + w_8) - (w_1 + w_2 + w_3 + w_4)\} / 4 \\ \phi_r &= \{(w_5 - w_6 - w_7 + w_8) - (w_1 - w_2 - w_3 + w_4)\} / 2m \\ \phi_s &= \{(-w_5 - w_6 + w_7 + w_8) - (-w_1 - w_2 + w_3 + w_4)\} / 2l \\ \phi_t &= (-u_1 + u_2 + u_3 - u_4 + u_5 - u_6 - u_7 + u_8) / 4m \\ &\quad + (-v_1 - v_2 + v_3 + v_4 + v_5 + v_6 - v_7 - v_8) / 4l \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

上式をマトリックス表示すると次式となる。

$$\{\varepsilon_0\}_J = [L_0]_J \{u\}_J \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{ここに、} \{\varepsilon_0\}_J = \{u_0 \ v_0 \ w_0 \ \phi_r \ \phi_s \ \phi_t\}^T \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\{u\}_J = \{u_1 \ v_1 \ w_1 \ \dots \ u_8 \ v_8 \ w_8\}^T \quad \dots\dots\dots (4)$$

(2) ジョイント要素の応力

モード 1~3 に対応する、 r および s 方向のせん断応

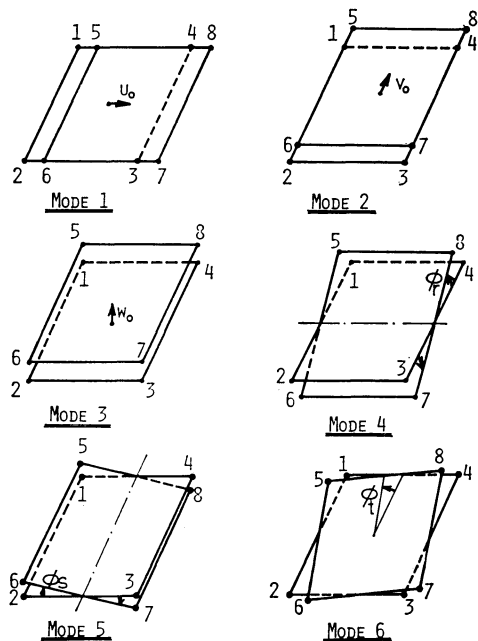


Fig. 2 Deformation modes of the joint element.

力を σ_r, σ_s とし、 t 方向の垂直応力を σ_t とする。これらの応力を全せん断力および全垂直力の単位面積当たりの値として、次式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \{F_{r,5} + F_{r,6} + F_{r,7} + F_{r,8}\} / lm \\ \sigma_s &= \{F_{s,5} + F_{s,6} + F_{s,7} + F_{s,8}\} / lm \\ \sigma_t &= \{F_{t,5} + F_{t,6} + F_{t,7} + F_{t,8}\} / lm \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここに、 $F_{i,j}$ は節点 j の i 方向への節点力である。

次に、回転モードであるモード 4~6 に対してモーメント M_r, M_s, M_t を次式で定義する。

$$\left. \begin{aligned} M_r &= \frac{m}{2} \{(F_{t,5} + F_{t,8}) - (F_{t,6} + F_{t,7})\} \\ M_s &= \frac{l}{2} \{(F_{t,7} + F_{t,8}) - (F_{t,5} + F_{t,6})\} \\ M_t &= \frac{m}{2} \{(F_{r,5} + F_{r,8}) - (F_{r,6} + F_{r,7})\} \\ &\quad + \frac{l}{2} \{(F_{s,5} + F_{s,6}) - (F_{s,7} + F_{s,8})\} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、式 (5)、(6) および $F_{i,1} = -F_{i,5}$, $F_{i,2} = -F_{i,6}$, $F_{i,3} = -F_{i,7}$, $F_{i,4} = -F_{i,8}$ ($i = r, s, t$) なる関係を用いれば、節点力ベクトル $\{F\}_J$ を応力ベクトル $\{\sigma\}_J$ により次式のように表わすことができる。

$$\{F\}_J = [B]_J \{\sigma\}_J \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここに、

$$\{F\}_J = \{F_{r,1} \ F_{s,1} \ F_{t,1} \ \dots \ F_{r,8} \ F_{s,8} \ F_{t,8}\}^T \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\{\sigma\}_J = \{\sigma_r \ \sigma_s \ \sigma_t \ M_r \ M_s \ M_t\}^T \quad \dots\dots\dots (9)$$

(3) 応力-変形モードの関係

上述したジョイント要素の応力 $\{\sigma\}_J$ と変形モード $\{\varepsilon_0\}_J$ の関係を次式で表わす。

$$\{\sigma\}_J = [D]_J \{\varepsilon_0\}_J \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここに、

$$[D]_J = \begin{bmatrix} k_r & k_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & k_t & k_{\phi r} & k_{\phi s} & k_{\phi t} & 0 \\ 0 & 0 & k_{\phi r} & k_{\phi s} & k_{\phi t} & 0 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、回転に対応する剛性 $k_{\phi r}, k_{\phi s}, k_{\phi t}$ は、ジョイント要素の変形モードを Fig. 2 のように仮定していることから、 k_r, k_s, k_t の関数として次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} k_{\phi r} &= \frac{lm^3}{4} k_t \\ k_{\phi s} &= \frac{l^3 m}{4} k_t \\ k_{\phi t} &= \frac{1}{12} (lm^3 k_r + l^3 m k_s) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (12)$$

なお、この関係式を導く際に、ジョイント面を構成する 4 節点に変形後も同一平面上にあるという仮定を用い

ている。このような仮定の妥当性については後にも検討するが、ジョイント要素を剛性の高い構造物底面と地盤との接触面などに配置する場合には現実性を失うものではないと考えてよい。

(4) ジョイント要素の剛性マトリックス

式 (2), (7), (10) より節点力と節点変位の関係は次式で表わせる。

$[E]_J =$

$\left[\begin{array}{cccccccccccc} \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_{lm} & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & \varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \\ \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & \varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \\ \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \\ \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \\ \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \\ \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r - \varphi_m & \varphi_{lm} & 0 & \psi_r + \varphi_m & -\varphi_{lm} & 0 \\ \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s + \varphi_l & 0 & 0 & \psi_s + \varphi_l & 0 & -\varphi_{lm} & \psi_s - \varphi_l & 0 & 0 \\ \psi_t + \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t + \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r - \varphi_s & 0 & 0 & \psi_t - \varphi_r + \varphi_s & 0 & 0 \end{array} \right]$

Symmetric

..... (16)

$\left. \begin{array}{l} \psi_r = \frac{1}{16} l m k_r, \psi_s = \frac{1}{16} l m k_s, \psi_t = \frac{1}{16} l m k_t \\ \varphi_m = \frac{1}{16 m^2} k_{\phi t}, \varphi_l = \frac{1}{16 l^2} k_{\phi t}, \varphi_{lm} = \frac{1}{16 l m} k_{\phi t} \\ \varphi_r = \frac{1}{4 l^2} k_{\phi r}, \varphi_s = \frac{1}{4 m^2} k_{\phi s} \end{array} \right\}$

..... (17)

(5) ジョイント要素の構成関係

Fig. 3 に本研究で用いるジョイント要素の構成関係を示す。図 (a) はジョイント面に垂直な方向、(b) は面に平行なせん断方向に関するものである。垂直方向に関しては、引張力が作用する場合には剝離し、圧縮力が作用する場合にはばね係数 k_t を介して構成関係が線形関係にあるものとする。また、せん断方向に関しては、せん断応力が降伏応力 τ_y に到達すると滑動を生じ、それ以下の応力状態においては線形関係にあるものとする。ここで、せん断降伏応力 τ_y は Mohr-Coulomb の降伏条件を仮定して次式で与えられるものとする。

$\left. \begin{array}{l} \tau_y = C_f - \sigma_t \tan \phi_f \quad w_0 \leq 0 \text{ (接触)} \\ \tau_y = 0 \quad w_0 > 0 \text{ (剝離)} \end{array} \right\}$

..... (18)

ここに、 C_f は付着力、 ϕ_f は摩擦角である。
3次元ジョイント要素のせん断変形は、**Fig. 2** からわかるように、 r, s 方向の2成分を有する。したがってせん断応力のベクトル和 τ は次式で与えられる。

$\tau = \sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_s^2}$

..... (19)

すなわち、式 (19) で与えられるせん断応力が式 (18) で

$\{F\}_J = [B]_J [D]_J [L_0]_J \{u\}_J$

..... (13)

ここで、節点力と節点変位とを関係づけるのが剛性マトリックスであるから、上式より3次元ジョイント要素の剛性マトリックス $[K]_J$ は次式で与えられる。

$[K]_J = [B]_J [D]_J [L_0]_J$

..... (14)

$= \begin{bmatrix} [E]_J & -[E]_J \\ -[E]_J & [E]_J \end{bmatrix}$

..... (15)

ここに、

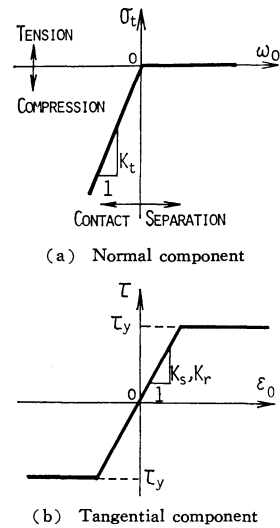


Fig. 3 Constitutive relationship of the joint element.

与えられる降伏応力に達すれば、ジョイント面に滑動が発生するものとする。

一方、ばね係数 k_r, k_s, k_t は地盤と構造物との接触面における、せん断および圧縮方向の相対運動のうち、弾性的挙動に関与する係数であるが、現実にはこの面上において弾性的挙動は生じ得ず、その意味においてはばね係数は無限大とすることが望ましい。しかしながら極端に大きな値とすると数値解析上の桁落ちが生じたり、収

束条件を満足することが困難となり⁹⁾、適当な有限な値を用いざるを得ない。したがって次章において、ばね係数が系の応答に及ぼす影響に関する検討を行い、その結果得られた適当な大きさのばね係数をそれ以後の数値解析に用いる。

(6) 数値計算法

本研究では荷重伝達法により非線形振動解析を行うが、その解析手順は前報 2), 3) に詳しく、ジョイント面に発生している応力を等価な節点力に置換ええすれば 3 次元問題も 2 次元問題と同様に扱えるので、ここでは等価な節点力を求めるまでの手順を述べるに止め、以後の手順については前報に譲る。

ジョイント要素の垂直応力は、式 (5) で定義したように、ジョイント要素の中心点における平均値として与えられるが、式 (6) で定義されるモーメントの寄与があるためジョイント面上で一様ではない。そこで、ここではジョイント面を r, s 方向の 2 本の中心線で 4 分割し、この 1/4 の面積ごとに応力状態を評価して滑動および剝離現象に対する検討を行っている。具体的には以下の手順による。

i) 時刻 $t=t_j$ における運動方程式を解くことにより変位場が求まる。このときジョイント要素の節点変位ベクトルを $\{u\}_j^T = \{u_1 \ v_1 \ w_1 \ \dots \ u_8 \ v_8 \ w_8\}_j^T$ とする。

ii) このときのジョイント要素に生じているモーメントをも考慮に入れた応力状態に等価な節点力ベクトル $\{F\}_j^T$ はジョイント要素の剛性マトリックス $[K]_j$ を用いて次式で与えられる。

$$\{F\}_j^T = [K]_j \{u\}_j^T \dots\dots\dots (20)$$

iii) ここで、与えられた構成関係が満足されているか否かを応力を用いるかわりに上式で与えられる節点力を用いて以下のごとく判定し、調整外力を求める。

a) 滑動に対して；

$$|F_{t,k}| > \frac{lm}{4} C_J + \sqrt{F_{r,k}^2 + F_{s,k}^2} \tan \phi_J \quad (k=5 \sim 8) \dots\dots\dots (21)$$

上式が満足される場合は節点 k を含む 1/4 の区域に滑動が生じていることを意味する。このとき、左辺から右辺を引いた力が調整外力である。

b) 剝離に対して；

$$F_{t,k} > 0 \quad (k=5 \sim 8) \dots\dots\dots (22)$$

上式が満足される場合は節点 k を含む 1/4 の区域で剝離が生じていることを意味し、 $F_{t,k}$ がそのまま調整外力となる。また、 $F_{i,1} = -F_{i,5}$, $F_{i,2} = -F_{i,6}$, $F_{i,3} = -F_{i,7}$, $F_{i,4} = -F_{i,8}$ ($i=r, s, t$) なる関係を用いて残りの調整外力を求める。このようにして求めた調整外力を運動方程式の外力項に加え、i) からの手順を構成関係が満

足されるまで繰り返す。なお、荷重伝達法によれば、他の非線形振動解析法に比べ、計算時間が大幅に短縮できることが確かめられている⁹⁾。

3. 滑動・剝離現象を伴う系の基本的な振動性状

(1) 解析モデル

解析に用いる 3 次元の地盤-構造物系のモデルを Fig. 4 に示す。これは一様な表層地盤上に一辺 10 m のコンクリート構造物が載っている場合を想定したものであり、このモデルの諸元を Table 1 に示す。Fig. 5, 6 はこの地盤-構造物系の有限要素網である。以後、前者

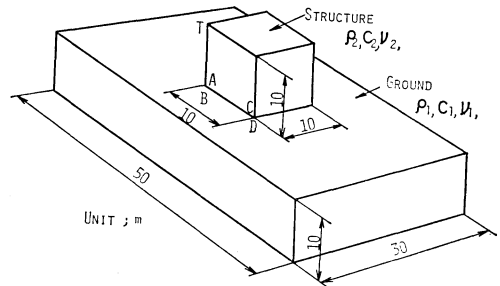


Fig. 4 General view of soil-structure system.

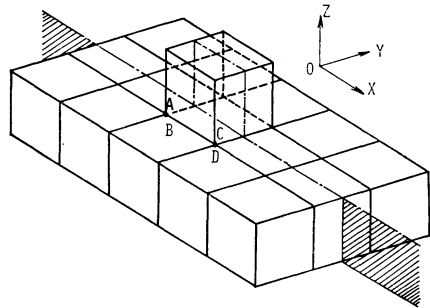


Fig. 5 Finite element mesh of Model 1.

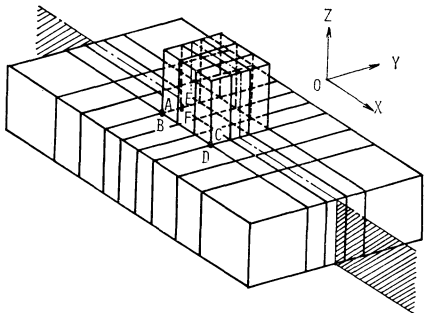


Fig. 6 Finite element mesh of Model 2.

Table 1 Material properties of the model.

	Unit weight (tf/m ³) (kN/m ³)	Shear wave velocity (m/sec)	Poisson's ratio	Damping factor
Ground	$\gamma_1=1.98$ (19.4)	$C_1=300$	$\nu_1=0.4$	$h_1=0.10$
Structure	$\gamma_2=2.35$ (23.0)	$C_2=1600$	$\nu_2=0.2$	$h_2=0.10$
Joint element	Spring const.; $k_r=k_s=k_t=2.0 \times 10^5$ tf/m ³ (1.96×10^6 kN/m ³) Cohesion; $C_f=3.4$, 10 tf/m ² (33.3, 98.0 kN/m ²) Friction angle; $\phi_f=30^\circ$			

を Model 1 とよぶことにし、本章におけるジョイント要素に付与すべきばね係数の大きさについての検討、およびジョイント要素を含む系の基本的な振動性状を調べる際に用いる。また、後者を Model 2 とよび、次章でこのモデルを用いて地震応答解析を行い、滑動に対する安全性に関して詳しく検討を行う。

ここで、本研究で提案した3次元ジョイント要素は、上述したように変形後もジョイント面を構成する4節点が同一平面上にあるという仮定のもとに導かれたものであるから、一般にはこの仮定に妥当性をもたせるためには一つのジョイント要素で受けもつ面積を小さくするために接触面上の要素網を細かくすること、あるいは変形に適当な拘束条件を設けることなどの工夫が必要である。しかしながら、この研究におけるように剛性の高い構造物の底面と地盤との接触面に適用する場合には、現実性を失うものではないと考えられる。

一方、3次元解析では2次元解析と比較して、同一要素数に対して自由度はきわめて多くなる。したがって、このような理由から本研究における解析では、モデルの中心を通り、X-Z面に平行な面（Fig. 5, 6中の斜線を施した面）に関して、XおよびZ方向には対称変形だけ、Y方向には逆対称変形だけを仮定した。これにより、モデル全体について解析する場合の半分の自由度で解析が可能となる。このようなモデル化は、ここで扱っているような、X, Z方向の入力に対しては実際の地震時の挙動に対しても容認し得るものと考えてよい。なお、地盤および構造物は線形弾性体と仮定し、8節点のアイソパラメトリック要素⁹⁾を用いてモデル化している。

(2) 初期応力

一般の動的解析においては、静的なつり合い状態からの変動を問題とすればよいから、重力に起因する静的な応力を考慮する必要はない。しかしながら、接触面における滑動や剝離などの現象を考える際には、接触面上での重力に起因するところの応力を算定しておき、これを初期応力として、この応力状態から外乱を受け動的な応力を生ぜしめるという手順を踏まなければならない。

各要素内の初期応力ベクトル $\{ \sigma_0 \}$ は、地盤および構造物の自重を次式により等価な節点外力 $\{ f_0 \}$ に換算して静的問題として解くことにより求まる⁸⁾。

$$\{ f_0 \} = - \int_V [N]^T \{ \rho \} dV \dots \dots \dots (23)$$

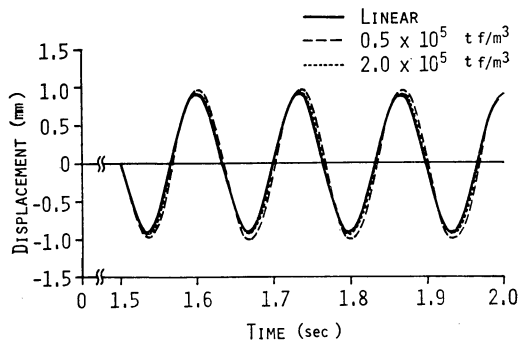
ここに、 $\{ \rho \} = \{ 0 \ -\rho g \}^T$; ρ は密度、 g は重力の加速度である。また $[N]$ は変位関数マトリックスである。

このようにして算出した Model 1 の初期応力は構造物底面において一様であって垂直応力 $\sigma_t=23.5$ tf/m² (230.3 kN/m²)、せん断応力 $\sigma_r=\sigma_s=0$ tf/m² である。

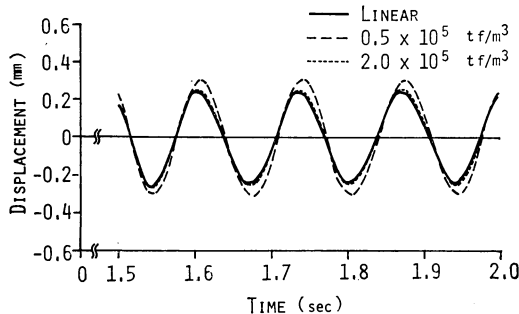
(3) ジョイント要素のばね係数に関する検討

入力として、地盤の1次固有振動数である 7.5 Hz の振動数を持ち、振幅が 100 gal の正弦波を X 方向に入力して、応答量に与えるジョイント要素のばね係数の大きさの影響を調べる。ジョイント要素のばね係数 k_r , k_s , k_t はすべて等しいものとし、 5.0×10^4 (4.9×10^5), 2.0×10^5 (1.96×10^6), 1.0×10^6 tf/m³ (9.8×10^6 kN/m³) の3通りの値を仮定して検討を行った。

Model 1 の構造物底面の隅角部における節点 A の変位応答を Fig. 7 に示す。(a) は水平方向、(b) は上下方向である。同図にはジョイント要素を用いていない線形モデルの応答もあわせて実線にて示してある。この解



(a) Horizontal displacement



(b) Vertical displacement

Fig. 7 Influence of the magnitude of spring constants on the response.

Table 2 Relationships between time interval, accuracy and magnitude of spring constants of the joint element.

Spring constant (tf/m ³) (kN/m ³)	Time interval Δt (sec)	Error (%)	
		Horizontal displacement	Vertical displacement
0.5×10^5 (4.9×10^5)	0.002	8.0	23.2
2.0×10^5 (19.6×10^5)	0.001	2.2	3.3
10.0×10^5 (98.0×10^5)	0.0005	0.4	0.5

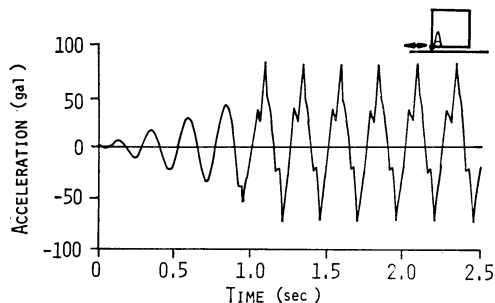
析例では、滑動・剥離のいずれの現象も生じておらず、したがって実線との差がジョイント面での弾性的な変形量である。ジョイント要素のばね係数が小さい場合には、このジョイント面での弾性変形量が系全体の応答量に対して無視できなくなるという不都合な現象が生じるが、ばね係数が 5.0×10^4 tf/m³ (4.9×10^5 kN/m³) の場合にはこの傾向がうかがえる。しかし、ばね係数が 2.0×10^5 tf/m³ (1.96×10^6 kN/m³) 以上となるとこの弾性変形量は無視できる程度になることがわかる。

一方、ばね係数を大きくすると、時間領域で応答計算を行う際の時間刻み Δt を小さくとらねばならず、前述の3通りのばね係数の値に対してそれぞれ Δt を 0.002, 0.001, 0.0005 秒とする必要があった。以上より精度および CPU の経済性を勘案し、本研究においてはばね係数を 2.0×10^5 tf/m³ (1.96×10^6 kN/m³) として解析を行うこととした。Table 2 に各場合における精度および必要な時間刻み Δt をまとめて示す。

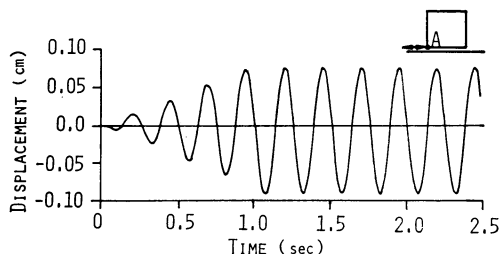
(4) ジョイント面における滑動現象

ジョイント要素の付着力 $C_f = 3.4$ tf/m² (33.32 kN/m²)、摩擦角 $\phi_f = 30^\circ$ として、Model 1 に振動数 4 Hz、振幅 100 gal の正弦波を X 方向に入力した際の節点 A における応答を Fig. 8 に示す。(a) は水平加速度応答、(b) は水平変位応答である。入力のパルス線は時間に線形比例してその振幅を増加し、1.0 秒後に所定の振幅に達するようにしてある。この例の場合には、定常状態になる前の約 0.95 秒で滑動が生じ、このときの加速度には鋭いピークが生じている。一方変位記録にはこのような鋭いピークは生じていない。

Fig. 9 は地盤と構造物の間のジョイント面での相対変位と応力の履歴曲線である。図にはあわせて各折れ曲り点の時刻が記してある。1.1 秒を経過するころから定常状態となり、それ以後は一番外側のループを描いている。この図より、ジョイント面で仮定した構成関係が満足されていることがわかる。なお、式 (19) の定義によればジョイント要素のせん断応力は正值しか取り得ないが、ここでは特に変形の方法を考慮に入れて、構造物が



(a) Horizontal acceleration at point A



(b) Horizontal displacement at point A

Fig. 8 Examples of response curves when sliding occurs due to sinusoidal excitation (Model 1, 4 Hz, 100 gal).

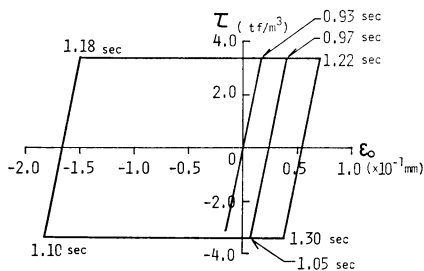


Fig. 9 Hysteresis loop for shear direction on the contact surface.

地盤に対して相対的に X の正の方向に変形している場合を正、その逆の場合を負として図示している。

(5) ジョイント面における剥離現象

次に、滑動現象の発生を抑えて剥離現象を生じさせるために、加速度振幅を 600 gal、付着力を 10 tf/m² (98 kN/m²) として Model 1 を加振した。振動数は 4 Hz、摩擦角は 30° である。Fig. 10 に構造物に対して点 A と反対側にある点 C の応答を示す。(a) は水平加速度応答、(b) は鉛直加速度応答、(c) は水平変位応答である。

地盤と構造物との間に最初に剥離現象が発現するのは 1.05 秒であり、以後周期的に剥離現象が認められる。この瞬間に加速度応答に鋭いピークが生じている。このように、滑動あるいは剥離現象が発現すると急激に系の動的均衡に変化が生じるため、加速度応答に鋭いピークが

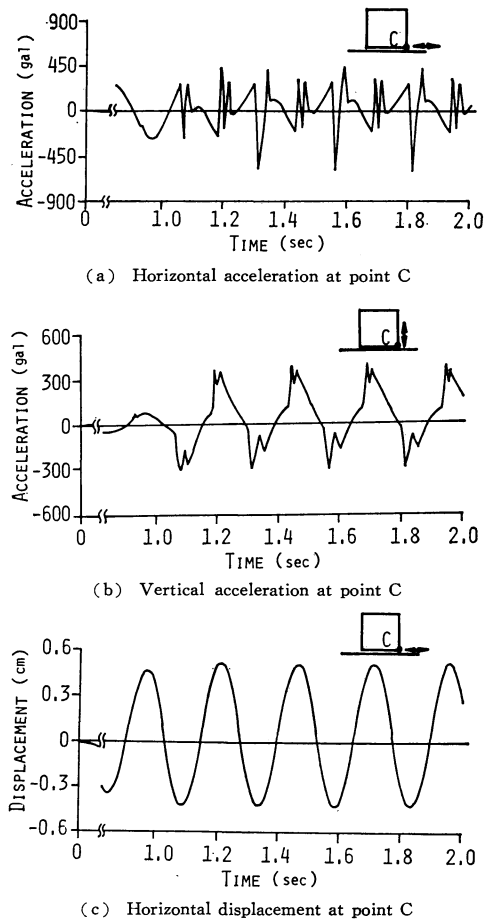


Fig. 10 Examples of response curves when separation occurs due to sinusoidal excitation (Model 1, 4 Hz, 600 gal).

生じる。しかし、この変化は変位応答に現われるほどのものではない。この傾向はすでに著者ら⁹⁾が2次元問題において言及しているものと同様のものである。

Fig. 11 に、点Cにおけるジョイント面に対して垂直な方向への地盤と構造物との相対変位および応力の履歴曲線を示す。この方向へも仮定した構成関係が満足されていることが確かめられる。

4. 構造物の滑動に対する安全性の検討

(1) Model 2 の初期応力

Fig. 12 は Model 2 の構造物と地盤との接触面の平面図であり、節点を黒丸で、ジョイント要素の境界を実線で示してある。また、2. (6) で述べたようにジョイント要素を4分割して応力を評価するが、その境界を破線で示し、おのおのの区域を P-1~Q-6 とよぶことにする。

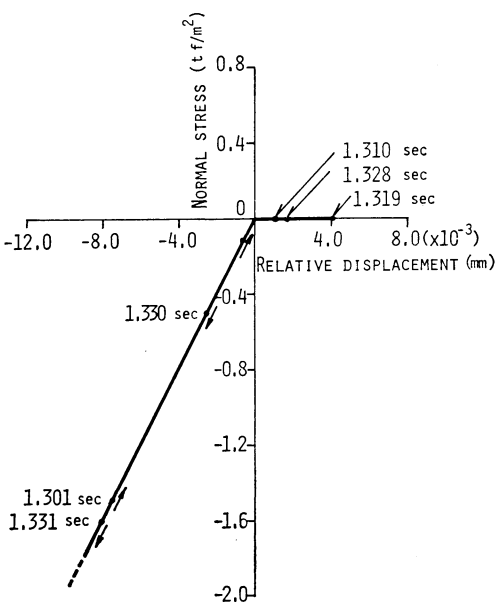


Fig. 11 Hysteresis curve for normal direction at the contact surface.

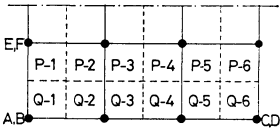


Fig. 12 Subdivision of the contact surface.

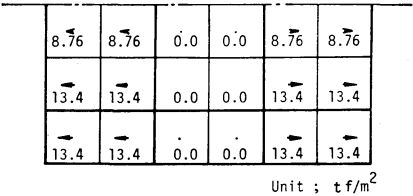
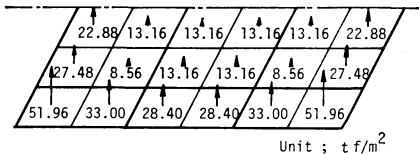


Fig. 13 Initial stresses on the contact surface due to gravity force.

Fig. 13 に Model 2 の構造物底面における初期応力の分布を示す。(a) は垂直応力、(b) はせん断応力であり、矢印の大きさが応力のそれに比例している。

(2) 滑動に対する構造物全体の安全率と局所的な安全率

滑動に対する安全性は、せん断応力 τ に対する降伏せ

せん断応力 τ_y の比 τ_y/τ によって評価することが可能であると考え、著者らはこの比を滑動安全係数とよび、これを用いて構造物の滑動に対する安全性に関して検討を行っている。まず、ジョイント要素を4等分した各区域の τ_y/τ の時刻歴のうちの最小値をもってこの区域の滑動に対する安全率とする。そして、すべての区域に対するこの値の最小値をもって局所的な安全率 (Local Safety Factor, 以下においては L.S.F. と略記する) と定義する。

次に構造物全体の滑動に対する安全率 (Total Safety Factor, T.S.F. と以下において略記) は、せん断応力をせん断力に変換して次式で定義する。

$$T.S.F. = \frac{\left| \sum_i \tau_{yi} A_i \right|}{\left| \sum_i \tau_i A_i \right|_{\min}} \dots\dots\dots (24)$$

ここに、 τ_{yi} 、 τ_i はそれぞれ区域 i における降伏せん断応力およびせん断応力、 A_i はその面積である。また、 $\min$ は応答時間中の最小値を意味する。

(3) 正弦波入力時の滑動に対する検討

Fig. 14 は、 $C_f=10 \text{ tf/m}^2$ (98 kN/m^2)、 $\phi_f=30^\circ$ とし、 X 軸方向に振動数 4 Hz、振幅 300 gal の正弦波を入力した場合の Fig. 12 に示す P-1、P-2、P-3 に発生するせん断応力 τ と降伏せん断応力 τ_y の時刻歴を示したものである。剝離現象の生じた時刻 (約 1.2 秒) には応力は伝達されないため τ と τ_y はいずれも 0 となっている。

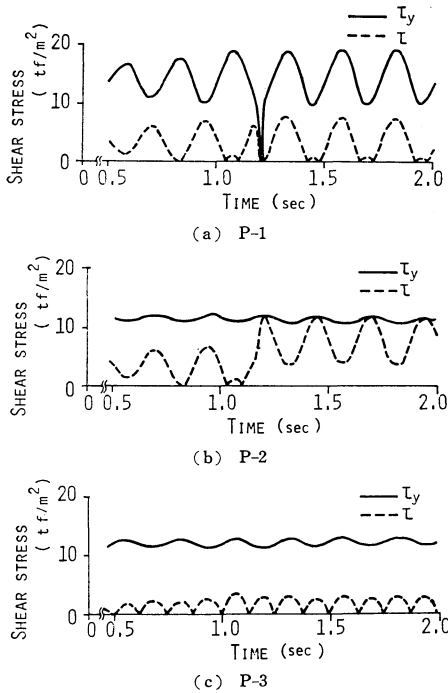


Fig. 14 Shear and yield stresses at subdivisions P-1, P-2, P-3.

る。また τ と τ_y とが等しくなったときには滑動が生じている。

P-1、P-2 とも応答開始後の初期の段階では、せん断応力は同位相で変動しているが、1.2 秒で P-1 に剝離が生じ、このためその後の応力状態はまったく異なったものとなっている。すなわち、P-1 で剝離が生じた瞬間、それまで存在していたせん断応力がこの平面で消失し、その分だけ隣接する区域のせん断応力が増大し、その結果 P-2 で滑動が生じるという現象がみられる。このように、構造物の両側では交互に剝離と局所的な滑動が生じて動的に不安定な状態にあるが、一方構造物の中央付近である P-3 では滑動安全係数は終始 3 以上あり、構造物の底面全域にわたって同時に滑動安全係数が 1 となることはなく、構造物全体の滑動は生じていない。

(4) 地震波動入力時の滑動に対する検討

入力地震動は水平成分と上下成分を同時に入力することとし、ここでは次の 3 組 6 成分の加速度記録を用いる。

- (i) El Centro (1940) の NS, UD 成分 (Imperial Valley 地震)。
- (ii) Jet Propulsion Laboratory (J.P.L., 1971) の S 82 E, UD 成分 (San Fernando 地震)。
- (iii) 八戸 (1968) の EW, UD 成分 (1968 年十勝沖地震)。

これら 6 成分の最大加速度および卓越振動数を Table 3 に示す。応答計算は 10 秒間にわたって行う。

a) 局所的な滑動に対する検討

Fig. 15 は、上述 3 組の加速度記録入力時に、滑動を生じた領域を斜線を施して示したものである。(a) は El Centro, (b) は J.P.L., (c) は八戸記録に対するものである。これらの図を概観すれば、まず入力レベルの最も高い El Centro 波形を入力した際の滑動領域が最も広がっているのは当然として、長周期成分の卓越する八戸の記録による滑動領域の方が、むしろ入力レベルの高い J.P.L. のそれより広がっている。これは両加速度記録の周波数特性によるものと考えられ、すでに著者らが 2 次元モデルを用いて、構造物の滑動は長周期成分の卓越する入力に対してより生じやすいと指摘している結

Table 3 Maximum acceleration and predominant frequency of exciting accelerograms.

	El Centro		J.P.L.		Hachinohe	
	NS	UD	S 82 E	UD	EW	UD
Maximum acceleration (gal)	342	206	208	126	203	96
Predominant frequency (Hz)	1.15	8.55	2.88	2.95	0.83	1.25

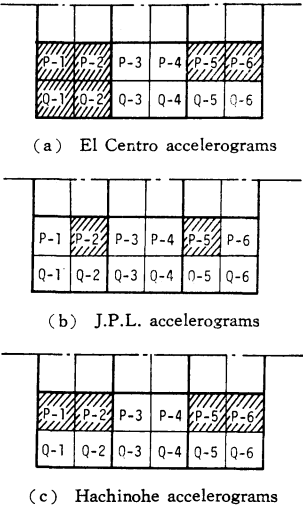


Fig. 15 Subdivisions where sliding occurred.

果¹⁰⁾と一致するものである。

次に、滑動の最も生じやすいのは構造物底面の縁より少し内側であり、それがしだいに外縁に向かって広がっていく様子がうかがえる。これは Wolf の研究¹¹⁾においても認められる現象である。これは初期応力状態に大きく依存し、Fig. 13 (a) からわかるように、P-2、P-5での垂直応力がその外側周辺に比べ小さく、しかもせん断応力はそれらと等しいことによるものである。そこで、Fig. 16 に El Centro 波形入力時の P-1、P-2、Q-1 の τ_y/τ の時刻歴を (a)、(b)、(c) の順に示す。図には $\tau_y/\tau=1$ の線が描いてあり、 τ_y/τ の曲線がこれに接するとその時刻に滑動が生じていることを意味する。すなわち、P-1 では2度、Q-1 では1度だけ、P-2 では数度滑動していることになる。この図をみても明らかに、区域 P-2 は初期の段階からきわめて滑動の生じやすい応力状態にあったことがわかる。なお、図は $\tau_y/\tau > 8$ についてはこれを8として図示している。

b) 構造物全体の滑動に対する安全性の検討

Table 4 に上記 3 組の加速度入力時の T.S.F. および静的に求めた構造物全体の滑動に対する安全率(Static Safety Factor、以下において S.S.F. と略記する)を示す。ここに、S.S.F. は構造物の重心に加速度 α を静的に作用させることによって、次式で定義される安全率である。

Table 4 Comparison of safety factors against sliding between static and dynamic analyses; Model 2 ($f_1=6.46$ Hz).

	El Centro	J.P.L.	Hachinohe
S.S.F. (static)	1.85	3.47	3.06
T.S.F. (dynamic)	4.07	7.89	6.22

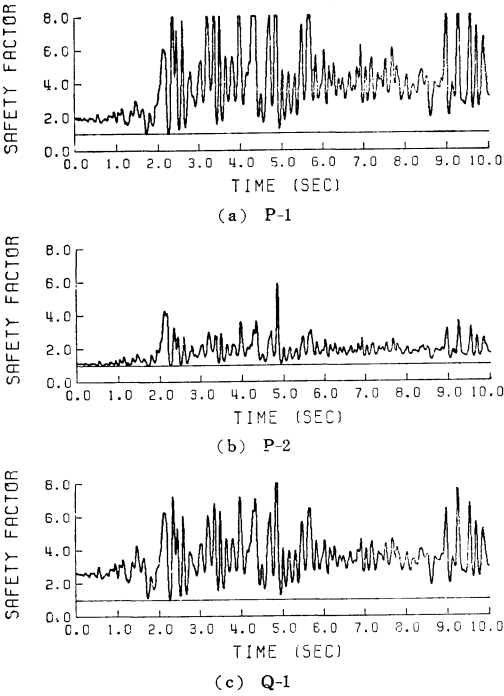


Fig. 16 Safety factors against sliding on each subdivision.

$$S.S.F. = \frac{\tau_y A}{\tau A} = \frac{C_f A + W \tan \phi_f}{W \cdot \alpha / g} \dots\dots\dots (25)$$

ここに、 W は構造物の重量、 A はその底面積である。また、 α はジョイント要素を用いない通常の線形モデルの応答解析から求まる構造物重心での最大応答加速度である。

Table 4 より明らかなように、いずれの地震波入力時においても、動的に求めた安全率は静的に求めたそれに比べて2倍程度大きな値となっている。

次に Model 2 を対称面 (Fig. 6 に斜線で示した面) によって切断したときにできる断面形状と同一の形状をもつ2次元モデルを想定する。この2次元モデルを用いて上述の3組の加速度記録を入力した際の T.S.F. および S.S.F. を示したのが Table 5 である。ここで、Model 2 D は材料定数を Model 2 と同一としたもの、Model 2 DM は1次の固有振動数を Model 2 のそれと

Table 5 Comparison of safety factors against sliding between static and dynamic analyses of 2-dimensional models; Model 2 D, Model 2 DM.

Model	Model 2 D ($f_1=5.47$ Hz)	Model 2 DM ($f_1=6.46$ Hz)		
Input	El Centro	El Centro	J.P.L.	Hachinohe
S.S.F. (static)	1.62	1.80	3.45	2.36
T.S.F. (dynamic)	1.62	1.78	3.38	2.23

合わせるために構造物と地盤の剛性を同じ割合で高めたものである。

まず、2次元モデル (Table 5) と 3次元モデル (Table 4) の S.S.F. を比較すると、同じ El Centro 地震波入力に対して固有振動数の異なる Model 2D は異なった値となっているが、Model 2DM は Model 2 とほとんど同じ値である。また、J.P.L. 地震波入力時にも Model 2DM と Model 2 はほとんど同じであり、八戸の記録に対してもそう大きな差異はなく、概して S.S.F. に関しては2次元モデルと3次元モデルとの間には比較的良好一致がみられる。

一方、動的な安全率である T.S.F. に関しては3次元モデルに対して得られた T.S.F. の方がいずれの地震波形に対しても2次元モデルに対して得られた値の2倍以上となっている。すなわち、これらの結果は、静的に、あるいは動的であっても2次元モデルに置き換えたモデルを用いて地震時の滑動に対して安全性を確保するように設計された3次元構造物は設計荷重以上の地震荷重を受けてもなお滑動に対して安全性を有することを示唆するものである。

ところで、本研究では地盤をすべて線形弾性体と仮定して解析を行っているが、ここで対象としているような強震時には地盤は非線形挙動を呈することが考えられる。すでに著者らは2次元問題において地盤の材料非線形性を考慮に入れて構造物の滑動に対する安全性の検討を行って、地盤の非線形挙動が系の応答の低下をもたらし、ひいては構造物の滑動に対する安全性の増加が期待できることを示したが、滑動に対して合理的な検討を行うためには、今後3次元問題に地盤の非線形性を導入していく必要があろう。

なお、ここに示した解析手法によれば構造物の地盤からの浮き上がり、転倒に対する検討も可能であるが、ここで用いた3組の地震波入力に対しては構造物の地盤からの浮き上がり現象はみられなかった。

5. 結 論

本研究は、3次元的な広がりをもつ地盤-構造物系の接触面における剝離や滑動現象を動的解析に組み込むために、Goodman によって提案されている2次元ジョイント要素を3次元へ拡張し、さらにこれを用いて地震外力を受ける際の構造物の滑動に対する安全性に対して検討を行ったものである。本研究によって得られた成果を列挙すれば以下のようである。

(1) 3次元ジョイント要素を新たに開発し、これを用いることによって地盤と構造物との間の動的な剝離や滑動現象の3次元問題に対する解析手法を提案した。解

析例により得られた結果は実際に生じるであろう現象を説明し得るものであり、ここで提案した手法の妥当性が確かめられた。

(2) 3次元ジョイント要素を用いることにより、構造物と地盤との接触面における応力状態の把握が可能となり、剝離や局所的な滑動現象が生じた際の応力の再配分の様子に対する詳しい検討の可能性が示された。

(3) 3種類の地震波を用いて構造物全体の滑動に対する安全性の検討を行った結果、いずれの場合においても静的に地震外力を作用させた場合の安全率は動的な安全率に比較して小さな値となり、滑動に対して過度な安全率を要求する可能性のあることがわかった。すなわち、通常の設計に際しては、滑動に対する検討は静的な外力に対して行われることが多く、このような場合、本研究の結果によれば、地震時には構造物は滑動に対してもっと安全側にある可能性の高いことが示された。

(4) 2次元モデルを用いて得られた滑動に対する安全率との比較を行った結果、静的に求めた場合には2次元モデル、3次元モデルともほぼ同じ安全率であった。しかし、動的に求めた安全率は3種類の地震入力のいずれの場合にも3次元モデルによる安全率が2次元モデルに対して得られた安全率より大きいという結果が得られた。

以上より、構造物の基礎に対して従来から行われている転倒や滑動に対する安全性の検討は動的な地震力の作用下における挙動を考慮した安全性よりは過大なものを要求していることがわかる。設計の便のためには従来から行われる静的な方法が望ましいが、その場合に設定する安全率が動的状態においてどれだけの値に相当するかを把握しておくことは設計の合理化に有効であるのみならず、安全性の確保の観点からもきわめて重要であるが、かかる目的のためには本研究で示した手法が効果的であるとともに有益な資料を提供するものと思われる。

一方、今後解決すべき問題点としては、ここで提案したジョイント要素は変形後もその要素を構成する4節点が同一平面上にあるという仮定があり、今後この仮定を必要としないジョイント要素に改良する必要がある。また、一度剝離あるいは滑動した後の接触面の状態はそれ以前と異なることが予想されるが、本研究ではその影響は考慮されていない。したがってこの点を実験等で明らかにし、ジョイント要素の構成関係にこれを導入することがより現実的に即したモデル化を行うためには必要である。また、本研究は提案した3次元ジョイント要素の適用性に主眼を置いているため、比較的粗い要素網のモデルを用い、また地盤を線形弾性体と仮定しているが、今後はもっと詳細なモデルを用い、さらには地盤に非線形性を導入し、地盤の降伏をも含めて構造物の地盤に対す

る滑動・剥離あるいは転倒に対する検討を行う必要がある。

なお、数値計算は京都大学大型計算機センター FACOM M-200 システムによった。

参 考 文 献

- 1) Goodman, R.E.: Methods of geological engineering in discontinuous rocks, West Publishing Company, Ch. 8, pp. 300~368, 1976.
- 2) 土岐憲三・佐藤忠信・三浦房紀：強震時における地盤と構造物の間の剥離と滑動，土木学会論文報告集，第 302 号，pp. 31~41, 1980.
- 3) 土岐憲三・三浦房紀：地盤-構造物系の非線形地震応答解析，土木学会論文報告集，第 317 号，pp. 61~68, 1982.
- 4) 大竹敏雄：三次元有限要素法による構造物-地盤系の非線

形振動解析，京都大学大学院修士論文，1980.

- 5) Herrmann, L.R.: Finite element analysis of contact problems, Proc. ASCE, EM 5, pp. 1043~1057, 1978.
- 6) 前出 3) に同じ.
- 7) Zienkiewicz, O.C.: The finite element method, 3rd Edition, McGraw-Hill, Ch. 8, 1977.
- 8) Zienkiewicz, O.C.: The finite element method, 3rd Edition, McGraw-Hill, Ch. 2, 1977.
- 9) 前出 3) に同じ.
- 10) 前出 2) に同じ.
- 11) Wolf, J.P.: Soil-structure interaction with separation of basemat from soil (lifting-off), Nuclear Engineering and Design 38. North-Holland Publishing Company, pp. 357~384, 1976.

(1981.7.10・受付)