

## コンクリートステイブサイロの構造不連続性を考慮した動的解析モデルと地震応答解析

DYNAMIC DISCRETE MODELING AND SEISMIC RESPONSE ANALYSIS  
OF CONCRETE STAVE SILOS WITH STRUCTURAL DISCONTINUITY

佐々木康彦\* 芳村 仁\*\*

By Yasuhiko SASAKI and Jin YOSHIMURA

Concrete stave silos are segmental silo structures which are cylindrically assembled from precast concrete blocks called "staves" and held together by exterior adjustable steel hoops.

For dynamic analysis of concrete stave silos with such structural discontinuity, a new discrete model called "stave silo element" is developed. A method for determining spring stiffness in stave silo elements is also proposed: at first, the equivalent spring stiffness to the continuous cylindrical shell are calculated and then a reduction factor of the equivalent stiffness is estimated.

To verify the validity of stave silo elements and the method of the equivalent stiffness and its reduction factor, seismic response analyses of a stave silo model are carried out and compared with its experimental results.

## 1. ま え が き

食糧や家畜飼料および鉱物資源の海外依存度が極めて高い我が国では、穀物・石炭などの大量貯蔵を目的とした大規模な鉄筋コンクリート製サイロあるいは鋼板製サイロ構造物が数多く利用されており、備蓄規模の拡大に応じてますます大型化の傾向を見せている。他方、欧米では70年来の使用実績を持つ“コンクリートステイブサイロ (concrete stave silos)”が、工業用・農業用大型貯蔵施設として広く普及している。このコンクリートステイブサイロは、工場で大量に成型されたコンクリートブロック(ステイブ)を用いて、現場作業の簡易化・工期短縮をはかった経済的で施工性に優れたサイロ構造物であり、欧米各国では設計・施工規準が制定されている<sup>1)~3)</sup>。しかし、千数百個にも及ぶステイブを円筒状に組合せて積上げ、外壁をリング状の鉄筋(フープ)で締付けるという不連続な壁体構造を持つため、特に地震多発地帯である我が国では、その振動特性や地震時挙動について実験的・解析的な検討が望まれている。

\* 工修 北海道大学助手 工学部土木工学科 (〒060 札幌市北区北13条西8丁目)

\*\* 工博 北海道大学教授 工学部土木工学科 (〒060 札幌市北区北13条西8丁目)

著者等は現在までに、幾何学的縮尺およびステープ寸法の異なる二種類のサイロ模型振動実験を実施し、不連続構造を持つステープ・サイロの振動特性・地震時挙動と不連続性や内容物の影響等に関する実験的な検討を進めてきた<sup>4), 5)</sup>。本研究ではさらに、このようなステープ・サイロの動的挙動に関する解析的な検討をめざして、“ステープ・サイロ要素”と呼ぶ、固有振動解析・動的応答解析のための数学モデルの開発を行なったものである。以下では、この新しい動的解析モデルの概要と構造特性マトリックスの誘導過程、壁体構造の不連続性に起因する剛性低減を考慮した剛体間バネ剛性の評価方法、さらにはステープ・サイロ要素による地震応答解析結果およびステープ・サイロ模型の地震波加振実験結果との比較について述べる。

## 2. ステープ・サイロ壁体構造の動的解析モデル

### (1) 円筒状“剛体-剛体間バネ-フープバネ”系(円筒状RSH系)モデル

ステープ・サイロの標準的な壁体構造は、側面に凹凸の付いたステープを円筒状に組合せて構成される。外壁を締付けるフープはステープかみ合せ部分とその中間位置に配置される。また、ステープ継目はモルタルなどによる目地結合ではなく、ステープ相互が直接的に接合している。図1は、ステープ・サイロ壁体構造から主要な構成要素を抽出したもので、これらの基本構成要素をそれぞれ次のようにモデル化する。

個々のステープは歪が殆ど生じないという実験結果に基づいて<sup>4)</sup>、直方体形状の『剛体』と仮定する。リング形状のフープは隣接ステープの中心間隔を一区間とし、両ステープの半径方向相対変位に抵抗する『フープバネ』にモデル化する(詳細は後述)。ステープ継目に関して、その複雑な挙動を厳密にモデル化することは非常に困難である。ここでは、ステープ継目での凹凸や摩擦による抵抗機構を、剛体間に配置した『分布バネ・集中バネ』のバネ剛性としてモデル化する。これら三種類の基本解析モデルから構成される“剛体-剛体間バネ-フープバネ”系モデルを以後は、RSH系モデルと略称する。

次に、円周方向N個、高さ方向M段に剛体を積み上げ、これら剛体の外面全周に渡ってフープバネを配置した『円筒状RSH系モデル』を考える。このような円筒状RSH系モデルにおいて、系全体の質量・剛性マトリックス  $[M_G]$ 、 $[K_G]$  は、その基本解析モデルである剛体、剛体間バネ、フープバネの質量や剛性のほか、幾何学的寸法や隣接剛体間の運動学的関係<sup>6)</sup>によって定式化が可能である。以下に、円筒状RSH系モデルの構造特性マトリックス誘導過程の概要を述べる。

一般に三次元運動の剛体は6自由度を持つが、ここでは図1に示した4個の支配的変位・回転成分を未知量とする。すなわち、剛体重心位置での円周方向・半径方向変位  $v_G$ 、 $w_G$  および2つの回転角  $\theta_G$ 、 $\varphi_G$  である。したがって、剛体①の重心変位ベクトルは

$$\{\delta_G^i\} = [v_G^i \ w_G^i \ \theta_G^i \ \varphi_G^i]^T \quad (1)$$

となる。ここで、上付添字<sup>T</sup>は転置を表わす。

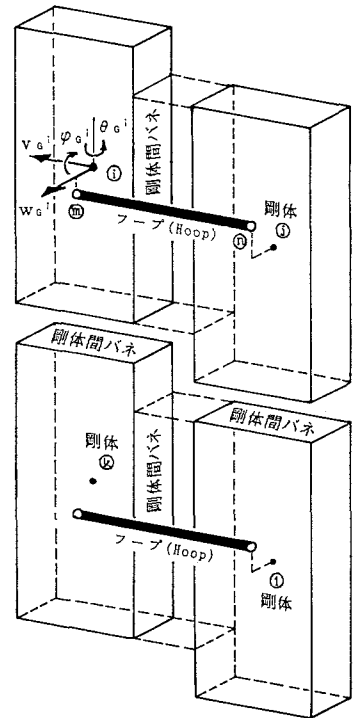


図1 ステープ・サイロ壁体構造における三種類の基本解析モデル

この“剛体の重心変位”という未知量は、有限要素法の場合と異なって、要素の節点変位のように重複しない。そのため、系全体の重心変位ベクトル  $\{\delta_G\}$  の次数、すなわち総重心変位数は  $4NM (=4 \times N \times M)$  となる。なお、全剛体数は  $NM (=N \times M)$  である。

三種類の基本解析モデルのうち、剛体間バネ自体には質量を与えない。また、ステイブ・サイロの壁体重量とフープ重量との比較から、フープバネの質量も十分無視できる。したがって、円筒状 RSH 系モデル全体の質量マトリックス  $[M_G]$  ( $4NM \times 4NM$ ) は、重心変位ベクトル  $\{\delta_G\}$  の各成分に対応した個々の剛体の慣性質量あるいは慣性モーメントを対角成分とする対角マトリックスとなる。すなわち、 $[M_G]$  の成分は剛体の密度  $\rho$  および剛体の幅  $2b$ 、高さ  $2l$ 、厚さ  $2h$  だけで決まる。また、円筒状 RSH 系モデル全体の剛性マトリックス  $[K_G]$  ( $4NM \times 4NM$ ) は、

$$[K_G] = ([K_S] + [K_H]) \quad (2)$$

と表わすことができる。すなわち、剛体間分布バネ・集中バネのバネ剛性成分  $[K_S]$  とフープバネのバネ剛性成分  $[K_H]$  とから成る。以下に、 $[K_S]$  と  $[K_H]$  の概要を述べる。

i) 剛体間バネのバネ剛性成分  $[K_S]$  : 上下に隣接する剛体①、②において(図1参照)、その接触面での円周方向・半径方向相対変位  $v^{ik}$ 、 $w^{ik}$  に抵抗する分布バネの剛性定数をそれぞれ  $k_v$ 、 $k_w$ 、また2つの相対回転角  $\theta^{ik}$ 、 $\varphi^{ik}$  に抵抗する集中バネの剛性定数を  $K_\theta$ 、 $K_\varphi$  と記号する。まず始めに、剛体間バネの歪エネルギーを、これら4種類の剛性定数と接触面での相対変位ベクトル

$$\{\delta^{ik}\} = [v^{ik} \ w^{ik} \ \theta^{ik} \ \varphi^{ik}]^T \quad (3)$$

で表わす。次に、剛体間の運動学的関係から、その相対変位ベクトル  $\{\delta^{ik}\}$  を剛体①、②の重心変位ベクトル  $\{\delta_G^i\}$ 、 $\{\delta_G^k\}$  に変換すると、Castigliano の定理により重心変位に対するバネ剛性  $[K_S^{ik}]$  が求まる。左右に隣接する剛体の場合は、2つの剛体が開き角  $\beta (=2\pi/N)$  を持つため幾分複雑ではあるが、同様な定式化が可能である。剛体間バネのバネ剛性成分  $[K_S]$  は、このようなバネ剛性  $[K_S^{ik}]$  を円筒状 RSH 系モデルにおけるすべての接触面で算定し、重ね合わせることで得られる。

ii) フープバネのバネ剛性成分  $[K_H]$  : 左右に隣接する剛体①、②において(図1参照)、剛体外面とフープとの接触点③、④での半径方向相対変位  $w^{ij}$  に抵抗するフープバネのバネ定数を  $K_H$  と記号する。剛体間バネの場合と同様に、フープバネの歪エネルギーをバネ定数  $K_H$  と相対変位  $w^{ij}$  で表わしたあと、接触点と剛体重心との運動学的関係によりその相対変位  $w^{ij}$  を剛体①、②の重心変位ベクトル  $\{\delta_G^i\}$ 、 $\{\delta_G^j\}$  に変換すると、Castigliano の定理から重心変位に対するバネ剛性  $[K_H^{ij}]$  が求まる。フープバネのバネ剛性成分  $[K_H]$  は、このようなバネ剛性  $[K_H^{ij}]$  を円筒状 RSH 系モデルにおけるすべてのフープ区間で算定し、重ね合わせることで得られる。

## (2) フープ(円弧梁)の半径方向剛性と等価な

### フープバネのバネ定数の算定法

リング形状のフープは図2のように、ステイブ横幅の中央点で個々のステイブと接触しており、隣接ステイブの中心間隔を一区間とすると、この区間のフープは開き角  $\beta (=2\pi/N)$ 、 $N$  は円周方向のステイブ個数の“円弧梁”とみなすことができる。さらに、ステイブとフープの接触状態を考慮した上で、フープ(円弧梁)の力学的作用を簡略化するため、隣接ステイブの半径方向相対変位に抵抗する“フープバネ”にモデル化する(図2参照)。

このようなフープバネのバネ定数  $K_H$  は、円弧梁の曲げ

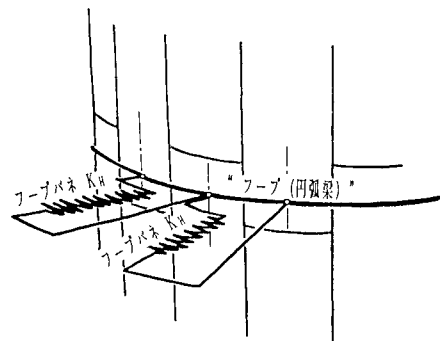


図2 フープ(円弧梁)とフープバネ

剛性・伸び剛性と等価なバネ定数として、その算定式を解析的に求めることができる。すなわち、円弧梁要素の剛性マトリックスに基づいて<sup>7)</sup>、円弧梁のある節点に半径方向節点力Qを加えた場合の、その節点での半径方向変位 $\delta$ を解析的に求め、この半径方向剛性とフープバネのバネ定数とを等置すると得られる。

### (3) ステイブ・サイロ要素の概要と構造特性マトリックスの誘導過程

円筒状RSH系モデルは、ステイブ・サイロ壁体構造の基本構成要素を個々にモデル化して合成したものであり、第1節で述べた系全体の質量・剛性マトリックス  $[M_G]$ 、 $[K_G]$  を用いて、ステイブ・サイロの固有振動解析・動的応答解析を行なうことは原則的には可能である。しかし、実際には数千自由度にも及ぶ大次元固有値問題・初期値問題となり、このままでは実用的な解析モデルとは言えない。そこで、この円筒状RSH系モデルを基礎にしなが、解析モデルの簡略化と自由度の大幅な低減を目的として、次のような動的解析モデルを考案した。

円周方向N個の剛体で構成される円筒状RSH系モデルから、2つの水平面で切断して取出した“構造要素”を図3に示す。この構造要素の両境界面上で、各剛体の切断面の中心点を連ねた円形曲線をそれぞれ節線①、②と呼び、各節線上で図に示した4個の変位・回転角成分を節線変位とする。さらに、これらの節線変位は円周方向に  $\cos n\phi$  あるいは  $\sin n\phi$  分布形 ( $n$ は円周方向波数、 $\phi$ は円周方向座標)をなすとし、その振幅を表わす節線変位振幅ベクトル

$$\{\delta_N^E\} = [V_N^i \ W_N^i \ \theta_N^i \ \varphi_N^i \ V_N^j \ W_N^j \ \theta_N^j \ \varphi_N^j]^T \quad (4)$$

をこの構造要素の未知量とする。

次に、2つの水平面で切断された領域内での『要素内RSH系モデル』について考える。この領域内には(一部切断された)剛体が円周方向N個、高さ方向2段あり、その重心変位ベクトル  $\{\delta_G^C\}$  の次数は  $8N (=4 \times N \times 2)$  となる。また、対応する要素内RSH系モデルの質量・剛性マトリックス  $[M_G^C]$  ( $8N \times 8N$ )、 $[K_G^C]$  ( $8N \times 8N$ ) は、この領域に含まれる剛体の質量、剛体間バネ・フープバネの剛性だけを算定することで得られる。

ここで、剛体の重心変位の円周方向分布形にある規定を設ける。すなわち、円周上の任意位置にある剛体の切断面中心点での変位は、同じ点での構造要素の節線変位に等しいとする。この変位分布規定と剛体の運動学的関係に従うと、剛体の重心変位ベクトル  $\{\delta_G^C\}$  と構造要素の節線変位振幅ベクトル  $\{\delta_N^E\}$  には

$$\{\delta_G^C\} = [T_G] \{\delta_N^E\} \quad (5)$$

という関係式が成立する。したがって、この変換マトリックス  $[T_G]$  ( $8N \times 8$ ) を用いると、必要な構造要素の要素質量・要素剛性マトリックス  $[M_N^E]$  ( $8 \times 8$ )、 $[K_N^E]$  ( $8 \times 8$ ) は、

$$[M_N^E] = [T_G]^T [M_G^C] [T_G]、 \quad [K_N^E] = [T_G]^T [K_G^C] [T_G] \quad (6 a, b)$$

のように得られる。

以上、円筒状RSH系モデルを基礎にして、ひとつの構造要素を開発し、その構造特性マトリックスの誘導過程を示した。以降は、この新しい動的解析モデルを『ステイブ・サイロ要素』と呼ぶことにする。ステイブ・サイロ要素によると、要素分割や要素質量・要素剛性マトリックスの重ね合せが非常に簡略化される。また、円筒状RSH系モデルによる総重心変位数  $4NM$  の固有振動解析・動的応答解析も、ステイブ・サイロ要素を用いると総節線変位振幅数が  $4(M-1)$  となり、大幅な自由度の低減が可能となる。

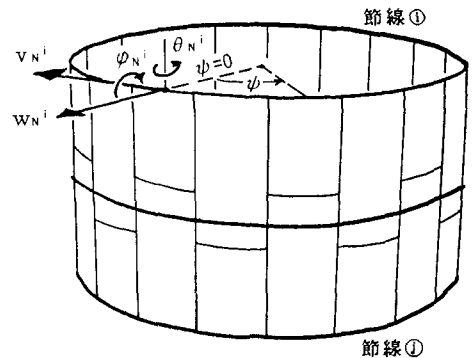


図3 ステイブ・サイロ要素と節線変位

### 3. スティブ・サイロ要素における剛体間バネ剛性の評価方法

前章で誘導したスティブ・サイロ要素を実物スティブ・サイロあるいはスティブ・サイロ模型に適用する場合、剛体間に導入した分布バネ・集中バネの剛性定数をどのように決定すべきかが、最も重要な問題となる。この章では剛体間バネの剛性定数に関するひとつの評価方法を提示する。すなわち、解析すべきスティブ・サイロ壁体構造と『同一材料・同一寸法の円筒殻』を考え、その円筒殻と等価な剛性定数をひとつの基準値とし、さらにスティブ・サイロ模型実験結果に基づいて、不連続性に起因する構造剛性の低減率を推定するものである。

#### (1) 円筒殻と等価な剛体間バネの剛性定数(基準値)の算定式

図4に示すような上下あるいは左右に隣接する剛体の接触面に、ある相対変位・相対回転角を与えると、剛体間に配置した分布バネ・集中バネに抵抗力や抵抗モーメントが生じる。他方、円筒殻理論<sup>8)</sup>における歪・曲率変化を前述の相対変位・相対回転角で差分近似するとともに、対応する断面力・断面モーメントを剛体接触面での抵抗力や抵抗モーメントと等置する。このようにして得られた円筒殻と等価な剛体間分布バネ・集中バネの剛性定数(基準値)の算定式を以下に示す。

##### 1) 上下に隣接する剛体間バネの基準剛性定数:

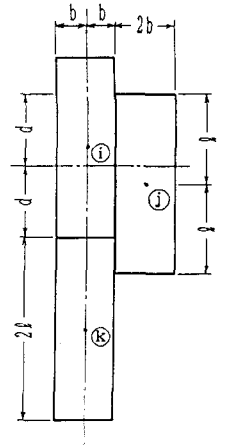
$$k_v = E h / 2(1+\nu) l, \quad K_\theta = E h^3 b / 3(1+\nu) l$$

$$k_w = E h^3 / 2(1+\nu) l b^2, \quad K_\phi = 2 E h^3 b / 3(1-\nu^2) l \quad (7 a \sim d)$$

##### 2) 左右に隣接する剛体間バネの基準剛性定数:

$$k_v = E h / (1-\nu^2) b, \quad K_\theta = 2 E h^3 d / 3(1-\nu^2) b$$

$$k_w = E h^3 / 2(1+\nu) b d^2, \quad K_\phi = E h^3 d / 3(1+\nu) b \quad (8 a \sim d)$$



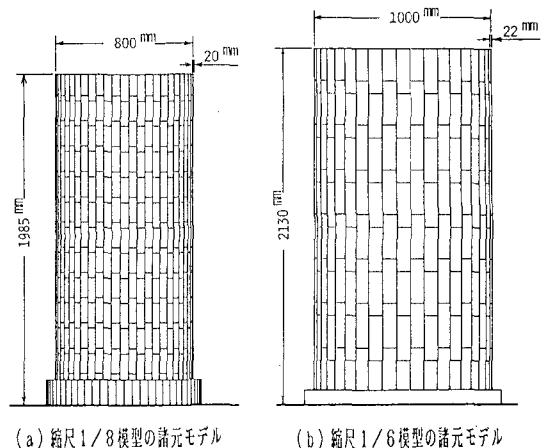
ここで、 $E$ 、 $\nu$ は円筒殻の弾性係数とポアソン比、 $2b$ 、 $2l$ 、 $2h$ はそれぞれ剛体の幅・高さ・厚さ、 $2d$ は隣接剛体相互の接触長を表わす。

図4 上下・左右隣接剛体

#### (2) 基準剛性定数の算定式の妥当性と精度検証

この算定式の妥当性と精度を検証するため、図5に示すような過去の振動実験で用いた二種類のスティブ・サイロ模型を利用し、それらの寸法諸元を計算モデルとして固有振動解析を行なった。

(a) 縮尺1/8模型は直径80cm、高さ198.5cmで、円周方向50個、高さ方向13段のモルタル製模型用スティブ(単位体積重量 $2.09\text{gf/cm}^3$ ; 幅5.0cm、高さ15.2cm、厚さ2.0cm)と32組のフープ(4mm径)で構成されている。同様に、(b) 縮尺1/6模型は直径100cm、高さ203cmで、円周方向40個、高さ方向8段のモルタル製模型用スティブ(単位体積重量 $2.38\text{gf/cm}^3$ ; 幅8.0cm、高さ26.5cm、厚さ2.2cm)と15組のフープ(5mm径)から成る。また、いずれも弾性係数を $2.5 \times 10^5 \text{kgf/cm}^2$ 、ポアソン比を1/6とした。ここで、基準剛性定数の算定式を用いる



(a) 縮尺1/8模型の諸元モデル

(b) 縮尺1/6模型の諸元モデル

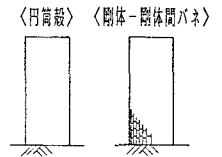
図5 基準剛性定数の算定式の検証用計算モデル

下端固定の「剛体-剛体間バネ系」は「フープバネのバネ定数を零としたステイブ・サイロ要素」により、またそれと同一材料・同一寸法の片持ち円筒殻は「軸対称円筒要素」でモデル化し、固有値計算法はサブ・スペース法によった。

剛体-剛体間バネ系モデルおよび円筒殻モデルによる固有振動数の比較結果を表1に示す。同表から、低次振動モード(円周方向波数  $n = 1, 2$ ; 高さ方向次数  $m = 1, 2$ )に対する固有振動数に関しては、縮尺1/8模型および縮尺1/6模型のいずれの計算モデルにおいても、相対誤差が数%以内であることがわかる。特に高さ方向次数  $m = 1$  の場合は両者とも非常に高い精度を示している。また、模型用ステイブがより小型であり、使用個数も多い縮尺1/8模型の計算モデルの方が算定式の近似度が高まるため、全体的に良い結果が得られている。なお、固有振動モードについても、剛体-剛体間バネ系モデルと円筒殻モデルとの計算結果は良く対応していた。以上の比較結果から、前節で得られた基準剛性定数の算定式は、円筒殻と等価であるという明確な物理的意味付けを持つとともに、ステイブ・サイロ要素における剛体間バネの剛性定数を評価する場合、ひとつの基準値として実用上十分な精度を有することが明らかになった。

表1

剛体-剛体間バネ系モデル  
および円筒殻モデルによる  
固有振動数  $f$  (Hz) の比較



(a) 縮尺1/8模型の諸元モデル

	円周方向 波数 $n$	高さ方向次数 $m$		
		1	2	3
円筒殻	1	211	604	911
剛体-剛体間バネ系 (相対誤差%)		210	586	835
		(-0.5)	(-3.0)	(-8.3)
円筒殻	2	145	398	528
剛体-剛体間バネ系 (相対誤差%)		145	398	610
		(0.0)	(0.0)	(-2.9)

(b) 縮尺1/6模型の諸元モデル

	円周方向 波数 $n$	高さ方向次数 $m$		
		1	2	3
円筒殻	1	192	536	768
剛体-剛体間バネ系 (相対誤差%)		190	497	617
		(-1.0)	(-7.3)	(-19.7)
円筒殻	2	127	356	551
剛体-剛体間バネ系 (相対誤差%)		128	347	501
		(+0.8)	(-2.5)	(-9.1)

### (3) サイロ模型実験結果に基づく基準剛性定数の低減率

円筒殻などの一体式構造に比べると、ステイブ継目の存在による不連続性に起因して、ステイブ・サイロの構造剛性は低減していることが推測される。以下では、前述のステイブ・サイロ要素および剛体間バネの基準剛性定数の算定式を用いて、パラメトリックな固有振動解析を行ない、さらに模型実験結果に基づいてステイブ・サイロの構造剛性の低減率の推定値を求める。

実験値と解析値を比較する縮尺1/8ステイブ・サイロ模型の形状・寸法、ステイブ組合せ状態およびフープの締付け位置を図6に示す。この固有振動解析では、サイロ模型を高さ方向に12分割してステイブ・サイロ要素を適用した。数値計算に必要な材料定数・寸法は前節で述べた各種諸元のほかに、フープの弾性係数を  $2.1 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$  とした。また、剛体間バネの剛性定数はステイブ・サイロ模型と同一材料・同一寸法である円筒殻と等価な剛性定数を基準値 ( $\alpha = 1$ ) とし、低減率  $\alpha = 1/2, 1/10, 1/20, 1/100, 1/200, 1/1000$  のように段階的に低減した値を用いた。なお、4種類の剛体間バネの剛性低減率について、今回はすべて一律とした。

剛体間バネの剛性定数の低減に伴う、ステイブ・サイロ模型の固有振動数(解析値)の低下状況が図7のように得られた。

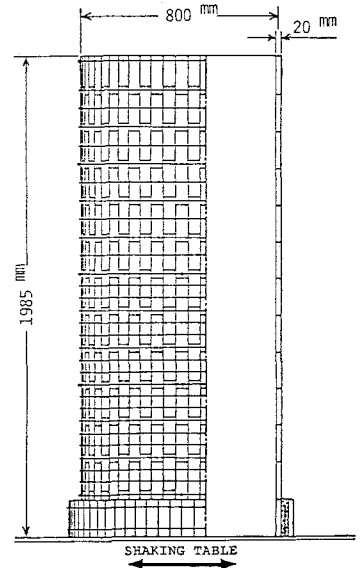


図6 縮尺1/8ステイブ・サイロ模型

同図は円周方向波数  $n = 1$  と  $n = 2$  (高さ方向次数は  $m = 1$ ) に対する解析結果である。他方、このステイブ・サイロ模型の共振振動数(実験値)は 33Hz ( $n = 1$ )であった。正弦波定常加振(振幅20gal)に対する、模型頂部での加速度共振曲線(実験値)を図8に○印で示す。したがって、図7で得られた固有振動数の低下曲線から、この加振レベルに対する縮尺1/8ステイブ・サイロ模型の構造剛性について、低減率  $\alpha = 2.4/100$  (2.4%)という数値が求まる。

このようにして得られた低減率の妥当性を検証するため、この推定値をステイブ・サイロ模型の正弦波応答解析に適用してみた。図8は、模型頂部での加速度共振曲線の解析結果を実験結果と比較したものである。この動的解析では粘性減衰を仮定し、実験結果から求めた減衰定数  $h = 0.018$  (1.8%)を用いた。同図から、解析値は共振振動数における応答倍率が約10%ほど大きめであり、また共振点より高い振動数領域で全体的に実験値を下回っているが、ほぼ満足できる結果が得られたことがわかる。

以上のような検討結果から、不連続構造を持つステイブ・サイロにおける構造剛性の低減率に関して、ひとつの推定値が明らかになったと考える。

#### 4. 縮尺1/8ステイブ・サイロ模型の地震応答解析および実験結果との比較

本研究における「ステイブ・サイロ要素」および前章で詳述した「剛体間バネ剛性の評価方法」が、ステイブ・サイロの地震応答解析にも適用可能であるかどうかを検討するため、縮尺1/8ステイブ・サイロ模型を用いた地震波加振実験結果に対して、以下に示すような一連の数値シミュレーションを試みた。

地震波加振実験で使用した水平振動台入力地震波形を図9に示す。この地震波は根室半島沖地震(1973-6-17)の北海道厚岸町で得られた加速度記録であり、相似則に従って時間軸を1/8に圧縮してある。実験では入力地震波の最大加速度を 108 gal、258 gal、652 gal、1,034 gal (0.11 g、0.26 g、0.67 g、1.06 g)の4段階に増大させながら、内部が空の状態のステイブ・サイロ模型を加振した。その地震応答特性としては、入力加速度レベルの増大に伴って、模型頂部での加速度応答倍率が漸次減少し、応答加速度の卓越振動数が順次低振動数領域に移行するという実験結果が得られている<sup>5)</sup>。

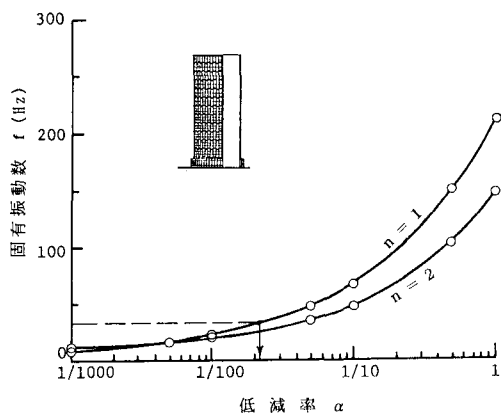


図7 剛体間バネの剛性定数の低減に伴う固有振動数の低下状況 [円周方向波数  $n = 1, 2$ ]

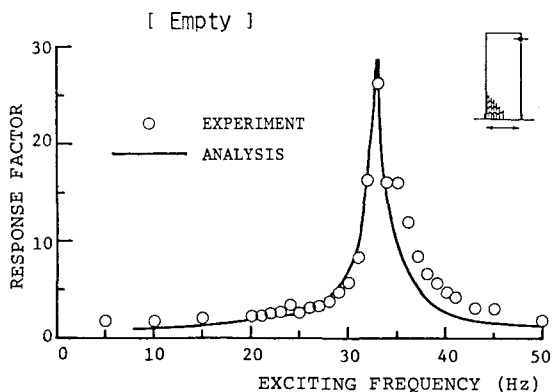


図8 模型頂部での加速度共振曲線の比較

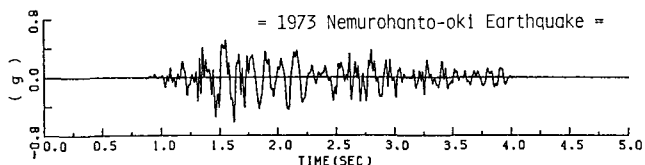


図9 水平振動台入力地震波形 [時間軸1/8圧縮]

縮尺1/8ステイブ・サイロ模型の地震応答解析において、サイロ模型の要素分割数および使用した材料定数や寸法などは前章で述べた通りである。入力地震波は模型実験に使用したアナログ地震波形を、サンプリング周波数 200Hzでデジタル化して用いた。また、運動方程式の数値積分は Newmarkの $\beta$ 法( $\beta=1/4$ )により、時間間隔を $\Delta t=0.005$ 秒として計算を行なった。

以下の地震応答解析では、ステイブ・サイロ要素における剛体間パネの剛性定数の低減率 $\alpha$  (ALPHA)を、最大入力加速度レベルに応じたひとつのパラメタとした。また、この動的解析では簡単のために粘性減衰を仮定したが、その減衰定数もパラメタ $h$  (DAMP)とした。これらのパラメタ設定理由は、前述した入力加速度レベルの増大に伴う非線形な地震応答特性を考慮したものであり、等価線形化した地震応答解析の範囲内で可能な限りではあるが、地震波加振実験結果の再現化を試みるためである。

図10の各図は、ステイブ・サイロ模型頂部での加振方向応答加速度の時刻歴波形を、(a)模型実験結果と(b)数値解析結果とで比較したもので、それぞれ最大入力加速度レベル 0.11 g、0.26 g、0.67 g、1.06 g に対する結果である。なお、これらの数値解析における2個のパラメタ設定値は、4段階の入力加速度レベルに対応して、それぞれ $\alpha=0.029/h=0.030$ 、 $0.024/0.030$ 、 $0.014/0.070$ 、 $0.005/0.150$ であった。また、参考のために、実験結果から求めた復元力曲線も各図右上に示してある。個々の数値解析結果を対応する模型実験結果と比較してみると、復元力特性がほぼ線形とみなせる入力加速度レベル 0.67 g までの解析結果は、低減率 $\alpha$ を漸次低下させ、また減衰定数 $h$ を増加させることで、実験結果の応答性状を比較的良く再現しており、最大応答値の相対誤差もそれぞれ 0.4%、8.4%、18.1%程度であった。しかし、入力加速度レベルが 1.06 g になると、復元力特性は顕著な履歴性状を示しており、数値解析結果と模型実験結果の応答性状にはかなりの相違が見られる。この程度の入力加速度レベルになると、剛体間パネのパネ剛性に履歴復元力特性を持たせるなどして、非線形な地震応答解析が必要であることがわかる。

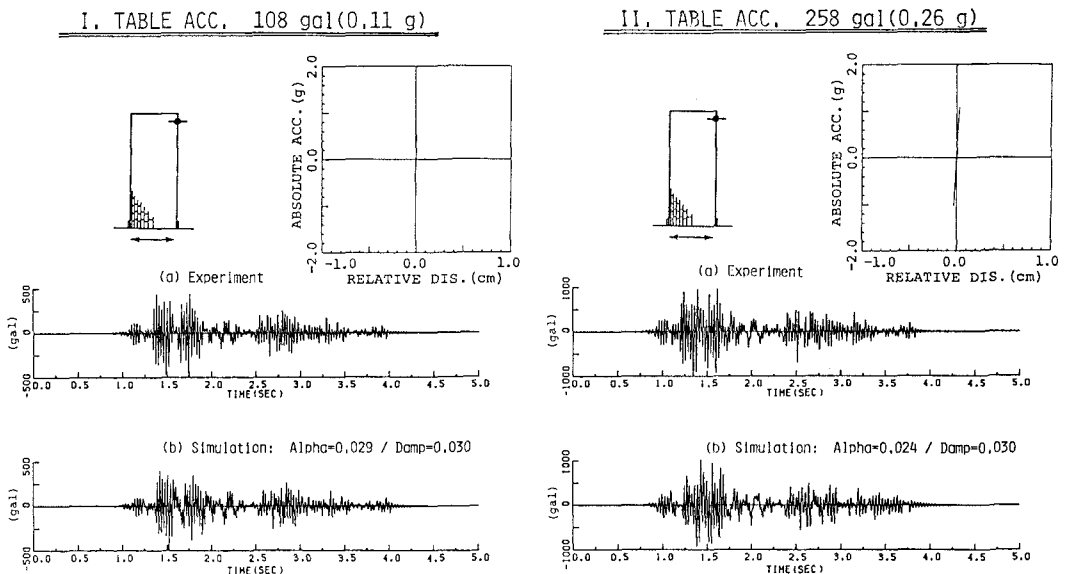
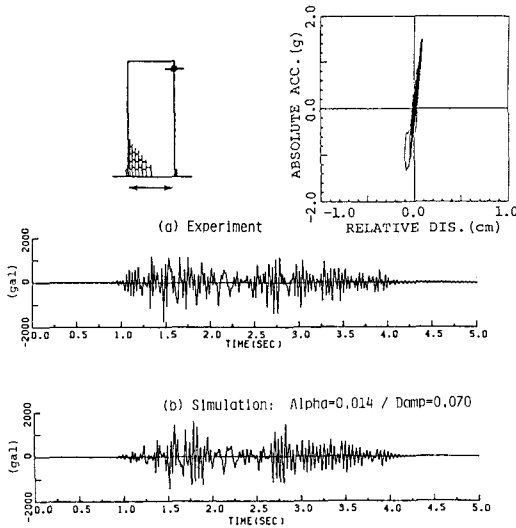


図10 模型頂部での地震応答加速度波形の比較(その1、その2)



III. TABLE ACC, 652 gal(0.67 g)



IV. TABLE ACC, 1,034 gal(1.06 g)

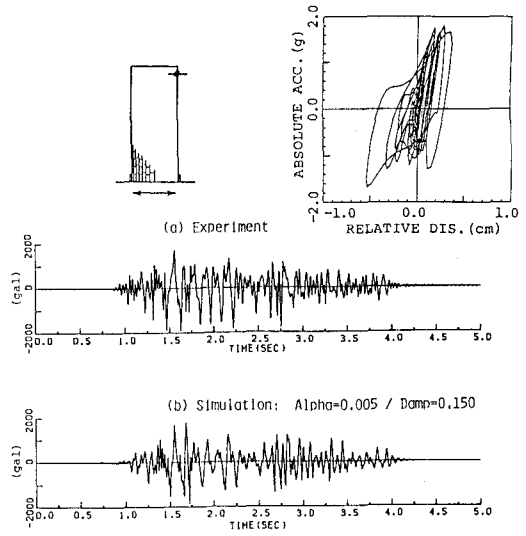


図 10 模型頂部での地震応答加速度波形の比較(その3,その4)

5. まとめ

不連続な壁体構造を持つコンクリートステイブサイロの動的挙動に関する解析的な検討を目的として、「ステイブ・サイロ要素」と呼ぶ、新しい動的解析モデルを開発した。また、このステイブ・サイロ要素における剛体間バネ剛性に関して、ひとつの評価方法を提示した。さらに、ステイブ・サイロ要素を地震応答解析に適用し、模型実験結果との比較検討を行なった。これら研究過程の概要と成果を以下に要約する。

- (1) ステイブ・サイロ壁体構造の主要な構成要素であるステイブ、ステイブ継目、フープをそれぞれ剛体、剛体間バネ、フープバネにモデル化し、これら三種類の基本解析モデルを合成することで、円筒状「剛体-剛体間バネ-フープバネ」系(円筒状RSH系)モデルが構築される。さらには、この円筒状RSH系モデルを基礎にしなが、解析モデルの簡略化と自由度の大幅な低減をはかった「ステイブ・サイロ要素」が考案された。
- (2) ステイブ・サイロ要素における「剛体間バネ剛性の評価方法」を提示した。まず、解析すべきステイブ・サイロ壁体構造と同一材料・同一寸法の円筒殻を考え、この円筒殻と等価な剛体間バネの剛性定数(基準値)の算定式を誘導し、その妥当性と精度が検証された。さらに、サイロ模型実験結果に基づいて、ステイブ・サイロの構造剛性の低減率に関するひとつの推定値が得られた。
- (3) ステイブ・サイロ模型の地震応答解析に、「ステイブ・サイロ要素」と「剛体間バネ剛性の評価方法」とが適用された。その結果、構造剛性の低減率と減衰定数をパラメタとすることで、等価線形化地震応答解析の範囲内でも、地震波加振実験結果の応答性状を比較的良く再現できた。

## 参考文献

- 1) ACI Committee 313: Recommended practice for design and construction of concrete bins, silos, and bunkers for storing granular materials (ACI 313-77) and commentary (Revised 1983), American Concrete Institute, 1983.
- 2) NSA Committee: Design standards for concrete stave farm silos, National Silo Association, 1974.
- 3) The Farm and Horticultural Building Industry Standards Committee: Specification for cylindrical forage tower silos and recommendations for their use (BS 5061), British Standards Institution, 1974.
- 4) Sasaki, Y. and Yoshimura, J.: Dynamic behavior of concrete stave silos, Proc. of the 8th World Conference on Earthquake Engineering, Vol. VI, pp.937-944, 1984.
- 5) 佐々木康彦・芳村 仁: コンクリートステイブサイロの地震応答特性と不連続構造の影響に関する実験的研究、構造工学論文集、Vol. 36A、pp.803-812、1990.
- 6) Kawai, T.: A new discrete model for analysis of solid mechanics problems, Journal of the Seisan Kenkyu, Vol.29, No.4, pp.208-210, 1977.
- 7) Martin, H. C.: Introduction to matrix methods of structural analysis, McGraw-Hill, 1966.
- 8) 西村敏雄: ベクトルとシェル構造、彰国社、1977.

(1990年10月12日受付)