#### 南海トラフ想定地震波形に対する屋外貯蔵タンク本体の耐震安全性の検討

#### 1. 南海トラフ地震に対する屋外貯蔵タンク耐震安全性確認解析の概要

南海トラフ想定地震波形(短周期地震動の水平成分)に対する屋外貯蔵タンク本体の耐 震安全性の確認を目的とし、平成26年度に検討された質点系モデル解析において側板直下 部の浮き上がり量が最大となったタンク(旧法タンクNo.3)を対象として解析モデル及び条 件等を見直してより精緻な解析を実施した。

本調査では図1.1に示す手順により、以下の3種類の解析を実施した。

- ① 質点系モデルの条件見直し及びタンク側板下端部の浮き上がり解析
- ② 2次元軸対称モデルによる浮き上りの繰返し挙動を考慮した隅角部の疲労損傷度評価解析
- ③ 3次元シェルモデルによる底板浮き上がり時の側板の座屈強度評価解析



図1.1 南海トラフ地震に対する屋外貯蔵タンク耐震安全性確認解析の流れ

#### 2. 質点系モデルによる側板下端部の浮き上がり解析

#### 2.1 質点系モデル

通常、特定屋外タンクは、アンカーで固定されることなく盛土基礎上に直接載置される。 したがって、内容液に満たされたタンクの隅角部は、強い地震動の影響を受けると基礎面 から浮き上がる現象を繰返して、当該隅角部アニュラ板の内側の隅肉溶接止端部がき裂・破 損に至るおそれがある。現行消防法では、地震後のタンクに多少変形が残っても、き裂・ 破損・漏洩がなければ良いと言う基本概念に基づいて、終局強度耐震設計法が定められて いる。



図 2.1.1 バルジング振動質点系モデル化(側板下端が片浮き上がりする場合)

昨年度(平成 26 年度)は、現行消防法の終局強度耐震設計法に採用された水平方向の地震 応答を考慮した解析モデル(図 2.1.1 参照)の基本的考え方に沿って作成した 1 質点非線 形ばね系モデルを用いて水平方向地震力に対する時刻歴応答解析を行い、タンクの浮き上 がり量の検討を実施した。当該解析・検討では、非線形水平ばね特性に、S字非ループ型 の弾塑性復元力特性(第 2 剛性を無視した水平抵抗力 Q と水平変位  $\Delta$  の線図(以下バイリ ニア型 Q- $\Delta$  線図と略称する))を持つ動液圧の影響を無視した簡便な非線形水平ばねを使 用したため、検討対象タンクの内、旧法タンク No.3 では大きな浮き上がり変位を生じる結 果となった。そこで、本年度はタンクの浮き上がり量をより適切に評価するため、1 質点モ デルの非線形水平ばね特性に、S字非ループ型の弾塑性復元力特性(第 2 剛性以降を考慮 した水平抵抗力 Q と水平変位  $\Delta$  の線図(以下マルチリニア型 Q- $\Delta$  線図と略称する))持つ 動液圧の影響を考慮した非線形水平ばねを採用して解析を行う(図 2.1.2 及び図 2.1.3 参 照)。



図 2.1.2 タンクの片浮き上がりロッキング挙動解析用1 質点非線形水平ばね系モデルの概念図 (昨年度及び本年度モデル)



図 2.1.3 1 質点モデルの非線形水平ばね特性概念図

また、参考として、図 2.1.4 に示す貯油タンクの振動モデルの考え方に基づき、スロッ シング振動とバルジング振動の両方を考慮できる 3 質点モデルに対して、タンクの片浮き 上がり挙動に対応する 3 質点非線形ロッキング系モデルを構築して解析・検討を実施し、 バルジング振動に着目した簡易解析モデル(1 質点非線形水平ばね系モデル)の解析結果 の比較を行い、別添資料 8 に示した。

なお、消防法における貯油タンクの耐震設計は、長周期設計地震動に対してスロッシン グ振動1質点モデル、短周期設計地震動に対してはバルジング振動2質点モデルを用いて 個別に修正震度法により行われていることを付記する。本年度の検討内容のフローチャー トを示せば図 2.1.5 のとおりである。



図 2.1.4 貯油タンクの振動モデル概念図(仮定:剛基礎に固定されたタンク)



図 2.1.5 質点系モデルでの検討内容とのフローチャート

#### 2.2 1 質点非線形ばね系モデルによる時刻歴地震応答解析

1 質点非線形ばね系モデルによる時刻歴地震応答解析を実施するために、以下の検討を 行った。

- (1) 定式化による非線形水平ばねの水平力Qと水平変位の復元力特性(Q-ム線図)の
   整備と算定
- (2) 定式化による非線形回転ばねの回転モーメント M と回転角度 θ の復元モーメント
   特性(M-θ線図)の整備と算定
- (3) 3D シェル FEM 解析モデルを用いる弾塑性大たわみ解析結果から求める回転モーメント M と回転角度 θ との復元モーメント特性(M-θ 線図)の整備 (定式化によるばね特性の算定は簡便的な近似方法であり、解析結果が保守的になり現実とは異なることが懸念される。そのため FEM 解析モデルを用いたばね特性での検討を実施し、定式化ばねの結果と比較する。)
- (4) 定式化による Q-Δ線図と定式化による M-θ線図の同等性の確認・検討

## 2.2.1 1 質点非線形ばね系ばねモデル

図 2.2.1.1 a)は、剛基礎から片浮き上がりロッキングする円筒形貯槽(液体・貯槽連成バルジング振動)モデルである。片浮き上がり非線形回転ばね特性を表現する  $M-\theta$ 線図を用いると、図 2.2.1.1 b)に示す1質点非線形回転ばね系モデルとなる。非線形水平ばねを表現する  $Q-\Delta$ 線図を用いると、図 2.2.1.1 c)に示す1質点非線形水平ばね系モデルとなる。 すなわち、図 2.2.1.1 b)と c)に示す両1質点非線形ばね系モデルは、ばねなどを等置する ことにより、理論的に一致する。



a) 1 質点片浮き上がりロッキング系モデル b) 1 質点非線形回転ばね系モデル c) 1 質点非線形水平ばね系モデル 図 2.2.1.1 1 質点片浮き上がりロッキング系モデルと1 質点非線形ばね系モデル

本検討では、図 2.2.1.1 b)と c)に示す浮き上がり変位解析用の 2 つの簡便的な 1 質点非 線形ばね系モデルを用いて、想定される地震波入力による時刻歴応答解析を実施し、1 質 点モデルの弾塑性地震応答変位を求めるとともに弾塑性変形と隅角部の片浮き上がり挙動 との関連づけを行う。

Q-Δ線図で表現する非線形水平ばねの復元力特性を持つ基礎固定の1質点モデルの振動 方程式は次のように書ける(基礎に回転ばねありの1質点モデルの振動方程式については 別添資料1参照)。

 $M_1 \ddot{\Delta} + C_e \dot{\Delta} + Q(\Delta) = -M_1 \ddot{x}_g \qquad (2.2.1)$ 

ここで、**M**<sub>1</sub>: 質点の有効質量(kg)

- $C_{e}\dot{\Delta}$ : 粘性減衰力(N)
- Q(Δ): 非線形水平ばねの復元力(N)
- $\ddot{x}_{g}$ : 地震加速度(cm/s<sup>2</sup>)
- ∆: 質点の相対変位(cm)
- Δ: 質点の相対速度(cm/s)
- Ä: 質点の相対加速度(cm/s)

 $\hat{\Delta} + \ddot{x}_o$ : 質点の絶対加速度(cm/s)

## 2.2.2 非線形ばねの復元力特性及び復元モーメント特性の算定方法

## 2.2.2.1 非線形水平ばねの復元力特性(Q-△線図)の算定方法

剛基部上に置かれた満液状態の円筒形貯槽を1質点でモデル化し、タンクの浮き上がり 挙動を非線形水平ばね特性で表現する。この非線形水平ばねにより質点に作用する水平力Q と水平変位Δの復元力線図を図 2.2.2.1.1 に示す。計算方法と計算式は別添資料 2 と別添 資料3に示す。

下図における各 Point の定義は下記のとおりである。

- 1) Point T-----(Q<sub>Rt</sub>, Δ<sub>et</sub>) 弾性浮き上がり開始点
- 2) Point Y-----( $Q_{Ry}+Q_{Rt}$ ,  $\Delta_{ey}$ ) 弾性限界浮き上がり点
- 3) Point P-----( $Q_{Rp}$ + $Q_{Rt}$ ,  $\Delta_{ep}$ ) 塑性関節発生浮き上がり点
- 4) Point 4-----( $Q_{R4}+Q_{Rt}$ ,  $\Delta_{e4}$ ) 想定される最大浮き上がり変位における点

必要に応じて、Point 4 の算定式を用いて、線図上に任意点(Point 5 など)の追加も可能 となる。

なお、図の中に使用される記号  $\alpha$  は、動液圧  $P_{h1}$ と静液圧  $P_0$ の比( $\alpha = P_{h1}/P_0$ )とし、浮き 上がり変位の変動によって変化する値である。浮き上がり変位に動液圧による影響を取り 入れることによって、側板下部が、より浮き上がり易くなる現象を数式で表現できるよう になる。



図 2.2.2.1.1 非線形水平ばねの復元力特性(Q-△線図)

別添資料3に示す計算式を用いて、算定した旧法タンクNo.3の1質点モデルの非線形 水平ばねの復元力特性とするQ-ム線図上の折れ曲がり点の座標値と線図を表2.2.2.1.1 と図2.2.2.1.2に示す(別添資料5に示す質点系の諸元計算シート参照)。

記号	Δ	Q
	(cm)	(N)
Δ 00	0	0
Δ et	0.17	8.26E+06
Δ ey	0.74	3.05E+07
∆ ер	0.97	3.54E+07
Δ e4	4.43	5.79E+07
Δ e5	14.92	7.56E+07

表 2.2.2.1.1 Q-ム線図用記号と折れ曲がり点の座標値



図 2.2.2.1.2 非線形水平ばねの復元力特性(Q-△線図)

## 2.2.2.2 非線形ロッキングばねの復元モーメント特性(M-θ線図)の算定方法

2.2.1 節に記述された非線形水平ばねの復元力特性の算定方法に基づき、非線形回転ばね 用の抵抗モーメントMと回転角度θの復元モーメント特性(M-θ線図)の計算方法の定式 化を検討した。構築した M-θ線図を図 2.2.2.2.1 に示す。



図 2.2.2.1 非線形回転ばねの復元モーメント特性(M-θ線図)

上図における各 Point は下記するとおりであり、計算方法は別添資料4に記載する。

- 1) Point T-----(M<sub>Rt</sub>, 0) 弾性浮き上がり開始点
- 2) Point Y-----(M<sub>Rv</sub>+M<sub>Rt</sub>, θ<sub>tv</sub>) 弾性限界浮き上がり点
- 3) Point P-----( $M_{Rp}$ + $M_{Rt}$ ,  $\theta_{tp}$ ) 塑性関節発生浮き上がり点
- 4) Point 4-----(M<sub>R4</sub>+M<sub>Rt</sub>, θ<sub>t4</sub>) 想定される最大浮き上がり変位における点

必要に応じて、Point 4の算定式を用いて、線図上に Point 5の追加も可能となる。

表 2.2.2.1 M-θ線図用記号と折れ曲がり点の座標値

記号	θ	М
	(rad)	(N.cm)
	0.00E+00	0.00E+00
	0.00E+00	6.23E+09
θty	1.26E-04	2.30E+10
θtp	2.99E-04	2.67E+10
θ t4	4.25E-03	4.37E+10
θ t5	1.77E-02	5.70E+10



図 2.2.2.2.2 非線形回転ばねの復元モーメント特性 (M-θ線図)

#### 2.2.3 3D シェル FEM 解析結果から求めた非線形ロッキングばねの復元モーメント特性

2.2.2 節に記述した定式化による非線形回転ばねの復元モーメント特性の算定方法は、簡 便的な近似方法であり、保守的な計算結果になると推測されている。ここでは、タンク全 体の 3D シェルモデルを用いた FEM 弾塑性大たわみ解析を実施し、その結果から求めた抵抗 モーメント M と回転角度 θ の復元モーメント特性 (M-θ 線図)を算定し、それを質点系 モデルの非線形回転ばね特性として使用する。

旧法タンク No.3 の 3D シェル FEM モデルの弾塑性大たわみ解析結果から求めた抵抗モー メント M と回転角度 θ の復元モーメント特性(以下 3D シェルモデルの M-θ 線図と略称 する)を図 2.2.3.1 に示す。解析モデル及び解析条件の詳細を別添資料 6 に記述する。



図 2.2.3.1 3D シェルモデルの M-θ線図

#### 2.2.4 解析対象タンク及び解析条件

## 2.2.4.1 解析対象タンクの主な諸元

解析対象タンクとする旧法タンク No.3の主な寸法と諸元を表 2.2.4.1.1 に示す。

ー 旧法タンク No. 3		
許可容量	30000 KL	
タンク内径 D	45100 mm	
タンク高さ Ht	21270 mm	
液面高さ H 18802 mm		
液比重     γ     0.95		
最下段側板の板厚 t <sub>s</sub>	18	
H/3 高さの側板の板厚 t <sub>1/3</sub>	13	
アニュラ板厚 ta	12	
屋根形式	シングルデッキ浮屋根	

表2.2.4.1.1 解析対象タンクの主な寸法と諸元

#### 2.2.4.2 1 質点非線形ばね系モデルの諸元

消防法新基準に基づいて算出したタンクのバルジング固有周期、有効質量と別添資料 5 に示す算定式による非線形水平ばね特性(水平力と水平変位の復元力線図のばね及び側板 の自重を考慮)等を1質点非線形ばね系モデルの解析上の諸元とする(別添資料 5 に示す 1質点系モデルの諸元計算シート参照)。

基礎固定の1質点非線形水平ばね系モデル(図 2.2.1.1 b) 参照)の諸元を表 2.2.4.2.1 に示す。

固有周期(バルジング振動)	T <sub>b</sub>	0. 336	S
自由液有効質量	M <sub>1</sub> (+M <sub>t</sub> )	1. 36E+07	kg
自由液の重心高さ	H <sub>1</sub>	7. 55E+02	cm
バルジング振動 ばね係数	<b>K</b> <sub>1</sub>	4. 74E+07	N/cm
バルジング振動 減衰係数	C <sub>e</sub> =C <sub>1</sub>	5. 07E+05	N.s/cm
復元力特性 図 2.2.2.1.2 に示す Q-△線図参照		Ĩ	

表 2.2.4.2.1 1 質点非線形水平ばね系モデルの諸元

注:M<sub>t</sub>は側板の重量分

基礎に回転ばねありの1質点非線形回転ばね系モデル(図 2.2.1.1 b)参照)では表 2.2.4.2.1に示す諸元を使用し、非線形回転ばねの復元モーメント特性に図 2.2.2.2.ここで す  $M-\theta$ 線図を使用している(回転ばねの減衰係数は $C_{\theta}=0$ )。

# 2.2.4.3 入力地震波

南海トラフ巨大地震のA地区の想定地震動(EW 方向)の加速度波形を図 2.2.4.3.1 に示 す。EW方向の加速度波形の最大と最小加速度値は672.2/-767.1 cm/s<sup>2</sup>である。図 2.2.4.3.2 に、その地震動に関する減衰比 0.15 の加速度応答スペクトルを示す。また、タンクの1次 バルジング振動周期近傍のピークの周期及びその応答加速度も同図に記す。



図 2.2.4.3.1 A地区の想定地震動の加速度の波形 (EW 方向)



図 2.2.4.3.2 A地区の想定地震動(EW方向)の加速度応答スペクトル(減衰比:0.15)

# 2.2.4.4 側板下端の浮き上がり変位の計算方法

## 2.2.4.4.1 基部固定の1 質点非線形ばね系モデルの場合

図 2.2.4.4.1 に示すようにタンク側板下端が片浮き上がりを生じたことと想定し、最大 浮き上がり変位δ<sub>umax</sub>は近似的に次式で表わされる。

$$\delta_{u-\max} = \frac{D}{H_1} (\Delta_{\max} - \frac{Q_{\max}}{K_1}) \qquad (2.2.2)$$



図 2.2.4.4.1 1 質点非線形ばね系モデルによる浮き上がり変位の算出の概念図

ここで、

Δ<sub>max</sub>: 最大水平変位(最大地震応答変位)(cm)

Qmax: 最大水平変位になるときの最大水平力 (N)

D: タンクの直径(cm) (No.3 旧法タンクの場合、D=4510cm)

H<sub>1</sub>: バルジング有効液質量高さ(cm)

K<sub>1</sub>: バルジング振動ばね定数(N/cm)

## 2.2.4.4.2 基部に回転ばねありの質点系モデルの場合

時刻歴応答解析から求めた基部の最大回転角度を用いて、最大浮き上がり変位  $\delta_{u-max}$  は近 似的に次式より計算される。

$$\delta_{u-\max} = \theta_{\max} D \qquad (2.2.3)$$

#### 2.2.4.5 応答水平震度と動液圧の算定

最大応答水平震度 K<sub>h1</sub>、動液圧 P<sub>h1</sub>及び動液圧比 α は、浮き上がり解析から求めた水平力 Q 及び回転モーメント M を用いて、以下の式(算定方法の詳細について別添資料3参照)に よって算定する。

$$K_{h1} \approx Q/W_1 \tag{2.2.4}$$

あるいは、

$$K_{h1} = \approx M / (W_1 H_1)$$
 (2.2.5)

$$p_{h1} \approx K_{h1} C_{10} p_0$$
 (2. 2. 6)

$$\alpha = p_{h1} / p_0 \tag{2.2.7}$$

ここで、 $W_1$ :自由液有効重量、 $P_0$ :静液圧、 $C_{10}$ は、特定屋外貯蔵タンクの最高液面高さH と直径 D との比により求めた係数である。ここでは、 $C_{10}$ =0.71 とした(屋外貯蔵所のタンク の基準参照)。

## 2.2.4.6 時刻歴地震応答解析方法

有限要素法による非線形構造解析プログラム Abaqus/Standard V6.12 を用いて、質点系 モデルの時刻歴地震応答解析を実施する。Abaqus による一般的な非線形動的解析は、陰的 時間積分法を用いて、構造系の動的過度応答(地震による時刻歴応答)や準静的な応答を 計算する。

#### 2.2.4.7 Q-Δ線図とM-θ線図の同等性の検討結果

2.2.2.1 節及び2.2.2.2 節で記述した非線形ばね特性(Q-Δ線図とM-θ線図)を持つ2 つの1 質点モデルでの地震応答の同等性を明らかにするため、以下の比較解析を行った。

昨年度検討した旧法タンク No.3 に対して、図 2.2.1.1 b)と c)に示す 2 つの 1 質点モ デルを作成した。基部固定の 1 質点モデル(昨年度モデルの改良モデル)の非線形水平 ばねの特性は、図 2.2.2.1.2 に示す Q- $\Delta$ 線図を使用した。基部に回転ばねがある 1 質点 モデルの非線形回転ばねの特性は、図 2.2.2.2 に示す M- $\theta$ 線図を使用した。 正弦波加振(正弦波周期:0.336sec(バルジング振動の固有周期 T<sub>b</sub>と同じ)、最大加速度振幅:1500cm/sec<sup>2</sup>)による2つの1質点非線形ばね系モデル(減衰なし)の解析結果の比較を表2.2.4.7.1、水平力と水平変位の関係を示す復元力履歴の比較を図2.2.4.7.1に示す。

1 質点モデル最大回転角度<br/>(rad)最大浮き上がり変位<br/>(cm)M1 質点の最大/最小応答変位<br/>(cm)基部固定-125.922.0/-22.5基部に回転ばねがある0.028125.822.1/-22.5

表 2.2.4.7.1 時刻歴応答解析による検証結果(正弦波加振、減衰なし)



図 2.2.4.7.1 2 つの1 質点モデルの水平変位と水平力の履歴図(正弦加振、減衰なし)

以上の比較結果によって、正弦波を受ける場合、Q-Δ線図を使用した基部固定の1質点 モデルの解析結果とM-θ線図を使用した基部に回転ばねありの1質点モデルの正弦波加振 の応答解析結果及び水平力と水平変位の関係を示す復元力の履歴は同等であることが確認 された。これにより、3質点系モデルの解析のため、M-θ線図の使用もできるようになる。

# 2.2.5 定式化による Q-ム線図を使用した1質点非線形ばね系モデル時刻歴応答解析

解析対象タンクとする旧法タンク No.3 について、定式化による Q-Δ線図を非線形水平ば ねの復元力特性とする1質点非線形ばね系モデルを用いて、A地区の想定地震動の EW 波に 対する時刻歴地震応答解析を実施した。得られた当該タンクの水平応答変位、浮き上がり 変位及び回数を表 2.2.5.1、応答解析結果を図 2.2.5.1 から図 2.2.5.4 に示す。

表 2.2.5.1 定式化による Q-△線図を使用した 1 質点モデルの解析結果のまとめ

最大/最小	最大/最小	最大	
地震加速度	応答水平変位	浮き上がり変位	浮き上がり回数
$(cm/s^2)$	(cm)	(cm)	
672. 2/-767. 1	14. 0/-12. 9	75. 1	34

(想定地震動: A地区 EW 波)



図 2.2.5.1 応答変位の時刻歴(定式化による Q-△線図使用)



図 2.2.5.2 浮き上がり変位の時刻歴 (定式化による Q-ム線図使用)



図 2.2.5.3 非線形水平ばねに発生した水平抵抗力の時刻歴 (定式化による Q-△線図使用)



図 2.2.5.4 非線形水平ばねの復元力履歴図(定式化による Q-△線図使用)

最大浮き上がり変位(75.1cm)発生時(79.6 秒)における水平抵抗力、及び式(2.2.4) ~式(2.2.7)から算定した最大応答水平震度と動液圧及び動液圧比を表 2.2.5.2 に示す。

水平抵抗力	応答水平震度	動液圧	動液圧比
Q	K <sub>h1</sub>	P <sub>h1</sub>	α
(N)		(N/mm²)	
6.48E+07	0.487	0.063	0.35

表 2.2.5.2 最大浮き上がり変位発生時(79.6 秒)の最大応答水平震度及び動液圧

## 2.2.6 3D シェルモデルの M-θ線図を使用した1質点非線形ばね系モデルの時刻歴応答解析

解析対象タンクとする旧法タンク No.3 について、3D シェルモデルの M-θ線図を基部の 回転ばねの非線形回転ばね特性とする1質点非線形ばねモデルを用いて、A地区の想定地震 動の EW 波に対する時刻歴地震応答解析を実施した。

得られた当該タンクの最大回転角度、浮き上がり変位及び回数を表 2.2.6.1 に、応答解 析結果を図 2.2.6.1 から図 2.2.6.4 に示す。

# 表 2.2.6.1 3D シェルモデルの M-θ線図を使用した1質点非線形ばね系モデル 解析結果のまとめ(想定地震動:A地区 EW 波)

最大/最小	最大	最大	
地震加速度	回転角度	浮き上がり変位	浮き上がり回数
(cm/s <sup>2</sup> )	(rad)	(cm)	
672. 2/-767. 1	0. 01	45.0	29



図 2.2.6.1 回転角度の時刻歴(3D シェルモデルの M-θ線図使用)



図 2.2.6.2 浮き上がり変位の時刻歴(3D シェルモデルの M-θ線図使用)



図 2.2.6.3 非線形回転ばねに発生した回転モーメントの時刻歴 (3D シェルモデルの M-θ線図使用)



図 2.2.6.4 非線形ばねの復元力特性線図(3Dシェルモデルの M-θ線図使用)

最大浮き上がり変位(45cm)発生時(79秒における)の回転モーメント、及び式(2.2.4) ~式(2.2.7)から算定した最大応答水平震度と動液圧及び動液圧比を表 2.2.6.2に示す。

回転モーメント	応答水平震度	動液圧	動液圧比
М	K <sub>h1</sub>	P <sub>h1</sub>	α
(N. cm)		(N/mm²)	
7. 50E+10	0.747	0.096	0.55

表 2.2.6.2 最大浮き上がり変位発生時(79秒)の最大応答水平震度及び動液圧

## 2.3 質点系モデルでの浮き上がり解析結果まとめ

昨年度は現行消防法の終局強度耐震設計法に採用された解析モデルの基本的考え方に沿って作成した1 質点系モデルを用いて時刻歴応答解析を行い、南海トラフ巨大地震発生時におけるタンクの浮き上がり量の検討を実施した。当該解析・検討では、非線形水平ばね特性に、S字非ループ型の簡便な弾塑性復元力特性(第2剛性を無視した水平抵抗力Qと水平変位 Δ の線図を持つ動液圧の影響を無視した簡便な非線形水平ばね(バイリニア型Q-Δ 特性ばね))を使用したため、検討対象タンクの内、旧法タンクNo.3 では大きな浮き上がり変位を生じる結果となった。そこで、本年度はタンクの浮き上がり量をより適切に評価するため、1 質点系モデルの非線形水平ばね特性を見直し、第2剛性以降も考慮し、かつ動液圧の影響も考慮した非線形水平ばね(マルチリニア型特性ばね)を採用して解析を行った。

採用したマルチリニア型特性ばねは、定式化による Q- $\Delta$  線図の特性と 3D のシェルモデ ルから得られた M- $\theta$  線図の特性であり、それぞれ以下のような違いがある。

	定式化による特性のばね	3D シェルモデルより 得られる特性のばね
動液圧の影響	考慮	考慮
タンク浮き上がりを繰り返すこ	Wozniak モデルを使用	
とにより2回目以降は浮き上	繰返しにより浮き上がり易くな	考慮せず
がり易くなる効果	る傾向を考慮	
佐氏されるげわたせ	比較的柔らかいばね	比較的用いげわ
TFICC化のは付任	(保守的な設定)	比較的回いるね
げわせかたの筋圧さ	作成が容易	時間と手間がかかる
はな付けに下成の間使で	(算定式を利用)	(FEM 解析が必要)

これらの特性を使用して、昨年度と同条件である南海トラフの想定地震波形 A 地区 EW 方向を入力地震波形とした旧法タンク No.3(3 万 KL)の浮き上がり解析を実施した結果は以下となった。

- ・定式化による Q-ム線図を非線形水平ばねの復元力特性とした1質点非線形ばねモデルの解析結果: 最大 75.1cmの浮き上がり
- ・3D シェルモデルの M-θ線図を非線形回転ばねの復元モーメント特性とした1 質点非
   線形ばねモデルの解析結果: 最大 45.0 cm の浮き上がり
- ・昨年度(参考): 最大 104.3 cm の浮き上がり

考察:

- (1) 定式化による Q-ム線図を非線形水平ばねとした場合、保守的な設定による比較的柔らかいばね特性となるため、求めた浮き上がり変位(75.1cm)は、比較的安全側の結果と考えられる。
- (2) 3D シェルモデルの M- θ 線図で表現する非線形回転ばね特性については、解析上では、動液圧を静的な荷重として1回だけの作用による片側の浮き上がり挙動現象を 模擬したが、繰り返しの履歴変形挙動(2回目や3回目)によるタンク変形に起因す る浮き上がりばね特性の低下は無視されている。そのため、本ばね特性を使用して 求めた最大浮き上がり変位(45.0cm)よりも、実際は浮き上がりが大きくなる可能性 があると考えられる。

従って、A地区想定地震波を受ける当該タンクの最大浮き上がり変位は両ケースから求めた浮き上がり変位(45.0cm~75.1cm)の幅内にあると推定される。

参考資料として、3質点非線形ロッキングばね系モデルの構築、時刻歴地震応答解析 結果及び1質点非線形ばね系モデルによる解析結果との照査・比較検討を別添資料8に 示す。

## 3. 2次元軸対称モデルによる隅角部の疲労損傷度評価

旧法タンク No.3 の質点系モデルによる浮き上がり変位と回数の解析結果より、隅角部に 発生するひずみ量及び疲労損傷に対する強度を確認するために、非線形構造解析プログラ ム Abaqus V6.12 による有限要素法を用いた静的弾塑性ひずみ解析を行った。当該タンクの 疲労損傷度評価結果を以下に示す。

#### 3.1 解析モデル

旧法タンクNo.3(公称容量30000KL)の隅角部を対象として解析モデルを作成した。タン クの主な寸法と諸元を表3.1.1に示す。

A地区 旧	法 タンク	No. 3
許可容量		30000 KL
タンク内径		45100 mm
タンク高さ		21270 mm
液面高さ		18802 mm
液比重		0.95
側板の板厚と材料	•	
1段	18 mm	HW50
2段	15mm	HW50
3段	13 mm	HW50
4段	11 mm	HW50
5段	9 mm	HW50
6段	8 mm	HW50
7段	8 mm	HW50
8段	8 mm	SS41
9段	8 mm	SS41
アニュラ板厚と材料	12 mm	SM400C
底板の板厚	8 mm	SS41
隅角部隅肉溶接部脚長	W1&W2	12 mm

表3.1.1 解析対象タンクの主な寸法と諸元

最大浮き上がり点の隅角部の挙動は、2D軸対称ソリッド要素を用いた弾塑性大たわみ静的FEM解析法により実施する。

隅角部モデル化範囲を図3.1.1 (a)、隅角部の一部の要素分割を図3.1.1 (b)に示す。図 3.1.1 (a)の左端A端部の半径方向変位を拘束し、同図上端B端部は強制変位を与える位置と した。隅角部溶接部近傍はメッシュ分割を約2mmとした。なお、図に示した寸法はモデル上 のA端部とB端部までの長さである。地盤との接触部には、圧縮ばね294N/cm<sup>3</sup>の力を有するノ ンテンションばねを設置した。



(b) 隅角部の拡大図

図3.1.1 隅角部の解析モデル

<解析条件>

以下の条件で解析を行った。

荷重:B端部(円周上)に側板重量等(=2764.4 kN)を負荷した。

強制変位:片側の浮き上がり変位量を強制的に付与した。

検討は以下の2ケースで行った。

- ケース1: 定式化によるQ-ム線図を非線形水平ばねの復元力特性とした1質点系モ デルの片側の浮き上がり変位と回数(表3.1.2参照)。
- ケース2: 3DシェルモデルのM-θ線図を非線形回転ばねの復元モーメント特性と した1質点系モデルの片側の浮き上がり変位と回数(表3.1.3参照)。
- 繰返しサイクル:片側の浮き上がり回数を設定した(最大の浮き上がり変位を含む10mm 以上の浮き上がり変位のみ考慮する場合の回数)。

(ケース	1 定式化によるQ-Δ	線図使用)
サイクル	浮き上がり変位	
No.	$\delta_{\rm u}$ (mm)	
1	20. 7	
2	27.8	
3	38. 0	
4	56.3	
5	69.6	
6	35. 2	
7	25. 2	
8	13. 0	
9	157. 2	
10	105. 0	
11	30. 7	
12	36. 4	
13	572. 0	
14	751.0	
15	372. 1	
16	186. 0	
17	47.4	
18	73. 5	

表3.1.2 各サイクルにおける浮き上がり変位

表3.1.3 各サイクルにおける浮き上がり変位

サイクル 浮き上がり変位 No.  $\delta_u$  (mm) 28.1 1 2 12. 7 3 26.6 4 51.1 5 13.8 6 23.1 7 31.5 8 27.4 9 89.7 10 60.6 168.1 11 12 450.0 13 112.5 14 71.5

(ケース2 3DシェルモデルのM-θ線図使用)

各ケースの最大応答水平震度K<sub>h1</sub>、動液EP<sub>h1</sub>及び動液圧比αは、浮き上がり解析か ら求めた水平抵抗力Q及び回転モーメントMを用いて、以下の式によって算定した (2.2.4.5節と同様)。計算結果を表3.1.5に示す。

$$K_{h1} \approx Q/W_1 \tag{3.1.1}$$

あるいは、

$$K_{h1} \approx M/(W_1H_1)$$
 (3.1.2)

$$p_{h1} \approx K_{h1} C_{10} p_0$$
 (3. 1. 3)

$$\alpha = p_{h1} / p_0 \tag{3.1.4}$$

表3.1.4 アニュラ板と側板に作用する液圧の組合せ

液圧:アニュラ板と側板に作用する液圧の組合せは表3.1.4に示すとおりである。アニュ ラ板に作用する液圧は一様分布とし、側板に作用する液圧は高さに応じて変化さ せた。

強制変位作用方向	アニュラ板上面に作用する液圧 P <sub>u</sub> 静液圧:P <sub>0</sub> =0.18 N/mm <sup>2</sup> 動液圧:P <sub>h1</sub>	側板内面に作用する 液圧
浮き上がり方向(+)	$P_{u} = (P_{0} - P_{h1}) = P_{0}(1 - \alpha)$	静液圧分布
沈み込み方向(-)	P <sub>u</sub> =P <sub>0</sub>	静液圧分布

表3.1.5 最大応答水平震度K<sub>h1</sub>、動液圧P<sub>h1</sub>及び動液圧比αの計算結果

<b>4</b> -7	最大浮き上がり変位	最大応答水平震度	動液圧	動液圧比
	$\delta_{u-max}$	K <sub>h1</sub>	P <sub>h1</sub>	α
NO.	(cm)		(N/mm²)	(=P <sub>h1</sub> /P <sub>0</sub> )
1	75.1	0.487	0.063	0.35
2	45.0	0.747	0.096	0.55

注:消防法式で計算した水平震度K<sub>h1</sub>=0.504、 動液圧P<sub>h1</sub>=0.067N/mm<sup>2</sup>(別添資料2参照)

<材料の物性値>

タンクの1段から7段までの側板材料はHW50、8段と9段の側板の材料はSS41、アニュラ板 の材料はSM400C、底板の材料はSS41であり、それぞれの材料の物性値は表3.1.6に示すとお りである。また、塑性後の応力-ひずみ線図は2013 ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec VIII, Division 2に提示される方法で作成したものを使用した(図3.1.2及び別添資料9 参照)。硬化則には移動硬化則を使用した。

材料特性		HW50	SS41/SM400C
降伏強度(N/mm²)	Sy	490	245
引張強度(N/mm²)	Su	610	400
ポアソン比	ν	0.3	0.3
ヤング率 (N/mm <sup>2</sup> )	E	205939.7	205939.7

表3.1.6 材料の物性値



図3.1.2 弾塑性解析入力用の応力—ひずみ線図

# 3.2 旧法タンクNo.3の解析結果

以下に今回検討した2ケースの解析結果を示す。

# 3.2.1 ケース1の解析結果

〈浮き上がり変位と抵抗力の関係〉

各サイクルの参照点とB端の浮き上がり変位及びB端部に強制変位をかけた時の算定された軸方向の抵抗力(単位長さあたりの抵抗力)の数値を表3.2.1.1に示す。また、その関係を線図で表示すると図3.2.1.1のとおりである。(変位出力参照点の位置:図3.1.1(b)参照)

サイクル	浮き上がり	抵抗力	浮き上がり変位 (mn	
No.	位置	(N/mm)	参照点	B端
	開始	0.0E+00	-2.2	-2.9
1	最高	8.5E+02	21.1	20.7
	最低	8.2E+02	0.6	0.0
2	最高	8.7E+02	28.2	27.8
	最低	7.5E+02	0.6	0.0
3	最高	9.0E+02	38.4	38.0
	最低	6.3E+02	0.6	0.0
4	最高	9.5E+02	56.7	56.3
	最低	4.1E+02	0.6	0.0
5	最高	9.8E+02	70.0	69.6
	最低	2.5E+02	0.6	0.0
6	最高	7.9E+02	35.5	35.2
	最低	2.5E+02	0.6	0.0
7	最高	7.1E+02	25.5	25.2
	最低	2.5E+02	0.6	0.0
8	最高	5.7E+02	13.3	13.0
	最低	2.5E+02	0.6	0.0
9	最高	1.2E+03	157.6	157.2
	最低	-1.0E+02	0.7	0.0
10	最高	1.0E+03	105.4	105.0
	最低	-1.0E+02	0.7	0.0
11	最高	6.4E+02	31.0	30.7
	最低	-1.0E+02	0.7	0.0
12	最高	6.9E+02	36.7	36.4
	最低	-1.0E+02	0.7	0.0
13	最高	2.6E+03	578.6	572.0
	最低	-6.6E+02	0.7	0.0
14	最高	3.1E+03	764.3	751.1
	最低	-9.8E+02	0.5	0.0
15	最高	1.7E+03	374.6	372.1
	最低	-1.1E+03	0.5	0.0
16	最高	9.8E+02	186.4	186.0
	最低	-1.1E+03	0.5	0.0
17	最高	6.3E+02	47.6	47.4
	最低	-1.1E+03	0.5	0.0
18	最高	7.2E+02	73.7	73.5
	最低	-1.1E+03	0.5	0.0

表3.2.1.1 浮き上がり変位と抵抗力の関係(ケース1)



図3.2.1.1 浮き上がり変位(δ<sub>u</sub>)とB端部の算定された抵抗力(q<sub>u</sub>)の関係(ケース1)

<隅角部隅肉溶接部のひずみ両振幅>

浮き上がり変位を与えた静的応力解析結果の、隅角部隅肉溶接部近傍の注目点(A点、B 点とC点、3つの点の位置を図3.2.1.2に示す)に発生したひずみ(弾性ひずみ+塑性ひず みの和)とひずみ両振幅の計算結果を表3.2.1.2に示す。A点は隅肉溶接部止端部、B点はA 点から2 mm内側のアニュラ板上の点(実タンクを想定した場合にひずみ計測が可能な最も 側板に近い位置)であり、両点の半径方向ひずみを $\epsilon_r$ とする。C点は側板内面の止端部で あり、その鉛直方向ひずみを $\epsilon_z$ とする。また、ひずみ両振幅は $\Delta \epsilon_r$ 等とする。18サイク ルにおける各点の浮き上がり変位とひずみとの関係線図を図3.2.1.3から図3.2.1.5に示す。



図3.2.1.2 ひずみ評価位置

サイクル	浮き上がり		ひずみ (%)	•	ひる	ずみ両振幅(%)	
No.	位置	A点	B点	C点	A点	B点	C点
		٤r	٤r	£ Z	Δεr	Δεr	Δεz
	開始	0.149	0.197	0.091			
1	最高	0.234	0.958	0.118	0.085	0.761	0.031
	最低	0.188	0.902	0.086			
2	最高	0.263	1.658	0.121	0.084	0.095	0.053
	最低	0.179	1.563	0.069			
3	最高	0.306	2.556	0.126	0.138	0.148	0.083
	最低	0.168	2.408	0.042			
4	最高	0.395	3.856	0.132	0.226	0.226	0.136
	最低	0.169	3.630	-0.004			
5	最高	0.448	4.674	0.136	0.282	0.358	0.171
	最低	0.165	4.316	-0.035			
6	最高	0.341	4.489	0.067	0.177	0.173	0.101
	最低	0.164	4.316	-0.034			
7	最高	0.296	4.445	0.041	0.133	0.129	0.075
	最低	0.163	4.316	-0.034			
8	最高	0.224	4.375	0.000	0.061	0.058	0.034
	最低	0.163	4.316	-0.034			
9	最高	1.004	8.695	0.162	0.581	4.291	0.248
	最低	0.424	4.404	-0.086			
10	最高	0.816	6.244	0.145	0.401	1.933	0.229
	最低	0.415	4.311	-0.084			
11	最高	0.569	4.462	0.023	0.153	0.159	0.106
	最低	0.416	4.303	-0.083			
12	最高	0.591	4.480	0.040	0.172	0.189	0.123
	最低	0.418	4.291	-0.082			
13	最高	6.290	24.076	0.455	4.321	19.604	0.397
	最低	1.969	4.471	0.058			
14	最高	8.870	31.072	0.588	6.653	24.549	0.443
	最低	2.217	6.523	0.145			
15	最高	4.989	24.310	0.479	3.003	17.676	0.336
	最低	1.985	6.634	0.144			
16	最高	2.980	17.486	0.467	1.006	10.875	0.318
	最低	1.974	6.612	0.149			
17	最高	2.147	7.375	0.423	0.125	0.943	0.272
	最低	2.022	6.432	0.152			
18	最高	2.302	10.101	0.447	0.264	3.781	0.291
	最低	2.037	6.320	0.155			

表3.2.1.2 各サイクルにおける隅角部隅肉溶接部のひずみとひずみ両振幅(ケース1)



図3.2.1.3 浮き上がり変位とA点に発生した半径方向ひずみの関係(ケース1)



図3.2.1.4 浮き上がり変位とB点に発生した半径方向ひずみの関係(ケース1)



図3.2.1.5 浮き上がり変位とC点に発生した鉛直方向ひずみの関係(ケース1)

<隅角部の変形及びひずみ分布>

最大浮き上がり変位が75.1cmになるときの隅角部の変形及び塑性ひずみ分布を図 3.2.1.6と図3.2.1.7に示す。浮き上がり挙動によって隅角部が曲げられ、隅角部の溶接部 の止端部(B点)に最も大きなひずみが発生する。



図 3.2.1.6 浮き上がり時の隅角部の変形図 (ケース1:最大浮き上がり 75.1 cm)



図 3.2.1.7 隅角部の半径方向ひずみ成分 ε, 分布図 (ケース1:最大浮き上がり 75.1 cm)

# 3.2.2 ケース2の解析結果

<浮き上がり変位と抵抗力の関係>

各サイクルの参照点とB端の浮き上がり変位及びB端部に強制変位をかけた時の算定された軸方向の抵抗力(単位長さあたりの抵抗力)の数値を表3.2.2.1に、その関係を線図で表示すると図3.2.2.1に示すとおりである。(変位出力参照点の位置:図3.1.1(b)参照)

表3.2.2.1 浮き上がり変位と抵抗力の関係 (ケース2)

サイクル	浮き上がり	抵抗力	浮き上がり	·変位 (mm)	
No.	位置	(N/mm)	参照点	B端	
	開始	0.0E+00	-2.2	-2.9	
1	最高	7.3E+02	28.4	28.1	
	最低	8.4E+02	0.6	0.0	
2	最高	6.4E+02	12.9	12.7	
	最低	8.4E+02	0.6	0.0	
3	最高	7.2E+02	26.9	26.6	
	最低	8.4E+02	0.6	0.0	
4	最高	7.8E+02	51.4	51.1	
	最低	6.6E+02	0.6	0.0	
5	最高	5.9E+02	14.0	13.8	
	最低	6.6E+02	0.6	0.0	
6	最高	6.6E+02	23.3	23.1	
	最低	6.6E+02	0.6	0.0	
7	最高	7.0E+02	31.7	31.5	
	最低	6.6E+02	0.6	0.0	
8	最高	6.8E+02	27.6	27.4	
	最低	6.6E+02	0.6	0.0	
9	最高	8.4E+02	89.9	89.7	
	最低	3.0E+02	0.6	0.0	
10	最高	7.5E+02	60.8	60.6	
	最低	3.0E+02	0.6	0.0	
11	最高	9.8E+02	168.3	168.3 168.1	
	最低	-5.0E+01	0.7	0.0	
12	最高	1.8E+03	452.4	450.0	
	最低	-4.3E+02	0.7	0.0	
13	最高	7.8E+02	112.7	112.5	
	最低	-4.2E+02	0.7	0.0	
14	最高	6.9E+02	71.7	71.5	
	最低	-4.2E+02	0.7	0.0	



図3.2.2.1浮き上がり変位(δ<sub>u</sub>)とB端部の算定された抵抗力(q<sub>u</sub>)の関係(ケース2)

<隅角部隅肉溶接部のひずみ両振幅>

浮き上がり変位を与えた静的応力解析結果の、隅角部隅肉溶接部近傍の注目点(A点、B 点とC点、3つの点の位置を図3.2.2.2に示す)に発生したひずみとひずみ両振幅の計算結 果を表3.2.2.2に示す。A点は隅肉溶接部止端部、B点はA点から2 mm内側のアニュラ板上の 点(実タンクを想定した場合にひずみ計測が可能な最も側板に近い位置)であり、両点の 半径方向ひずみを  $\varepsilon_r$ とする。C点は側板内面の止端部であり、その鉛直方向ひずみを  $\varepsilon_z$ と する。また、ひずみ両振幅は  $\Delta \varepsilon_r$ 等とする。14サイクルにおける各点の浮き上がり変位と ひずみとの関係線図を図3.2.2.3から図3.2.2.5に示す。

サイクル	浮き上がり		ひずみ (%)		ひ	ずみ両振幅(%)	•
No.	位置	A点	B点	C点	A点	B点	C点
		εr	εr	8 Z	Δεr	Δεr	Δεz
	開始	0.149	0.197	0.091			
1	最高	0.207	0.698	0.112	0.059	0.520	0.021
	最低	0.188	0.718	0.091			
2	最高	0.151	0.689	0.077	0.037	0.028	0.015
	最低	0.188	0.718	0.091			
3	最高	0.204	0.747	0.108	0.016	0.029	0.016
	最低	0.188	0.718	0.091			
4	最高	0.279	2.242	0.123	0.119	0.131	0.074
	最低	0.159	2.111	0.049			
5	最高	0.148	2.105	0.047	0.011	0.005	0.002
	最低	0.159	2.111	0.049			
6	最高	0.189	2.148	0.070	0.031	0.037	0.022
	最低	0.159	2.111	0.049			
7	最高	0.220	2.180	0.089	0.061	0.070	0.040
	最低	0.158	2.111	0.049			
8	最高	0.205	2.165	0.080	0.047	0.054	0.031
	最低	0.158	2.111	0.049			
9	最高	0.412	4.147	0.134	0.262	0.306	0.160
	最低	0.150	3.841	-0.027			
10	最高	0.348	4.043	0.095	0.202	0.200	0.120
	最低	0.146	3.843	-0.026			
11	最高	0.775	7.161	0.154	0.513	2.746	0.238
	最低	0.262	4.416	-0.084			
12	最高	3.457	16.482	0.290	2.058	12.846	0.331
	最低	1.399	3.636	-0.041			
13	最高	1.665	6.343	0.204	0.250	2.808	0.242
	最低	1.415	3.535	-0.038			
14	最高	1.540	4.256	0.183	0.102	0.815	0.218
	最低	1.438	3.441	-0.035			

表3.2.2.2 各サイクルにおける隅角部隅肉溶接部のひずみとひずみ両振幅(ケース2)



図3.2.2.3 浮き上がり変位とA点に発生した半径方向ひずみの関係 (ケース2)



図3.2.2.4 浮き上がり変位とB点に発生した半径方向ひずみの関係(ケース2)



図3.2.2.5 浮き上がり変位とC点に発生した鉛直方向ひずみの関係(ケース2)

<隅角部の変形及びひずみ分布>

最大浮き上がり変位が45.0cmになるときの隅角部の変形及び塑性ひずみ分布を図 3.2.2.6と図3.2.2.7に示す。浮き上がり挙動によって隅角部が曲げられ、隅角部の溶接部 の止端部(B点)に最も大きなひずみが発生する。



図 3.2.2.6 浮き上がり時の隅角部の変形図 (ケース2:最大浮き上がり 45 cm)



図 3.2.2.7 隅角部の半径方向ひずみ成分 ε, 分布図 (ケース2:最大浮き上がり 45 cm)

## 3.3 低サイクル疲労評価

地震時の浮き上がりに対する隅角部挙動は、低サイクル疲労である。飯田\*は、溶接構造 用鋼、高張力鋼、一般構造用鋼などの 10 種の鋼をひずみ制御疲労試験を実施し、き裂発生 寿命 Nc をひずみ両振幅 Δ ε (=2 ε a、 ε a は最適疲労曲線に使用されるひずみ振幅 (片振幅)) に対して整理し、次式で最適疲労曲線を表した(図 3.3.1 参照)。

$$\mathcal{E}_{a}(=\frac{\Delta \mathcal{E}}{2}) = 0.415 N_{c}^{-0.606} + 0.00412 N_{c}^{-0.115}$$
(3.3.1)



図 3.3.1 飯田の最適疲労曲線

マイナー則では、次式の疲労損傷度 D=1.0 のときを疲労寿命としており、式(3.3.2) により隅角部の疲労損傷度の評価を実施した。

$$D = \frac{n(\Delta \varepsilon_1)}{N_c(\Delta \varepsilon_1)} + \frac{n(\Delta \varepsilon_2)}{N_c(\Delta \varepsilon_2)} + \frac{n(\Delta \varepsilon_3)}{N_c(\Delta \varepsilon_3)} + \dots < 1.0$$
(3. 3. 2)

ただし、 D: 疲労損傷度  $\Delta \epsilon_i$ : ひずみ両振幅  $n(\Delta \epsilon_i)$ : ひずみ両振幅  $\Delta \epsilon_i$ の繰返し回数  $N_c(\Delta \epsilon_i)$ : ひずみ両振幅  $\Delta \epsilon_i$ の疲労寿命

※出典:日本ガス協会、ガス導管耐震設計指針(1982年) p119

## 3.3.1 ケース1の疲労損傷度評価

旧法タンク No.3の浮き上がり回数は最大の浮き上がり変位が算出された側の18回で設 定し、この条件での疲労損傷度 Dを算定した。

表 3.2.1.2 に示した B 点に発生した板表面上のひずみ両振幅に対する、飯田の最適疲労 曲線式(3.3.1)で求めた疲労寿命 Nc を表 3.3.1.1 に示す。同表より、最大浮き上がり変位 75.1 cm となるA地区 EW 方向の想定地震波形に対し、当該タンクは隅角部の溶接部止端部 のA点の疲労損傷度Dは 0.333 であり、1.0 以下という結果になった。

表 3.2.1.2 に示したB点に発生した板表面上のひずみ両振幅の1サイクルには24.5%という数値が出ており、飯田の最適疲労曲線の上端部(繰返し回数10回以下の範囲)となる。 なお、疲労損傷度 Dを算出する際に安全係数を考慮していない。今回の隅角部の疲労破壊 の可能性評価については、1994年三陸はるか沖地震や1995年兵庫県南部地震に対する石油 タンク隅角部の繰返し片浮き上がり挙動解析に用いられた一連の解析システムを採用した が、今回のような大きな浮き上がりに対し、そのまま適用することの妥当性については3 次元シェルモデルの有限要素法による解析から得られたた非線形回転ばね特性を表現する M-θ線図を使用した場合の評価結果(ケース2)との比較により、検討していく必要がある。

				•		
サイクル	浮き上がり変位	B点				
No.	δu	ひずみ両振幅	繰り返し回数	許容繰返し回数	疲労損傷度	
	(mm)	Δεr(%)	n	Nc	D	
1	20. 7	0.761	1	5398	0.000	
2	27.8	0.095	1	1.56E+08	0.000	
3	38.0	0.148	1	4.77E+06	0.000	
4	56.3	0.226	1	350665	0.000	
5	69.6	0.358	1	48675	0.000	
6	35.2	0.173	1	1.65E+06	0.000	
7	25.2	0.129	1	1.32E+07	0.000	
8	13.0	0.058	1	1.06E+10	0.000	
9	157.2	4.291	1	160	0.006	
10	105.0	1.933	1	715	0.001	
11	30.7	0.159	1	2.89E+06	0.000	
12	36.4	0.189	1	950923	0.000	
13	572.0	19.604	1	11	0.091	
14	751.0	24.549	1	8	0.125	
15	372.1	17.676	1	14	0.071	
16	186.0	10.875	1	31	0.032	
17	47.4	0.943	1	3250	0.000	
18	73.5	3.781	1	201	0.005	
				合計	0.333	

表 3.3.1.1 旧法タンク No.3 の隅角部の疲労損傷度評価結果

表 3.3.1.1 に示す許容繰り返し回数を用いて、以下のように B 点の疲労損傷度 D(合計) を計算した。

$$D = \sum_{i=1}^{18} \frac{n}{Nci} = \frac{1}{5398} + \frac{1}{156376362} + \bullet \bullet \bullet \frac{1}{11} + \frac{1}{8} + \frac{1}{14} + \frac{1}{31} + \frac{1}{3250} + \frac{1}{201} = 0.333$$

疲労損傷度 D=1 になるまで、約3倍の余裕度がある(安全係数が約3となる見込み)。

## 3.3.2 ケース2の疲労損傷度評価

旧法タンク No.3の浮き上がり回数は最大の浮き上がり変位が算出された片側の14回で 設定し、この条件での疲労損傷度 Dを算定した。

表 3.2.2.2 に示した B 点に発生した板表面上のひずみ両振幅に対する、飯田の最適疲労 曲線式(3.3.1)で求めた疲労寿命 Nc を表 3.3.2.1 に示す。同表より、最大浮き上がり変位 45 cm となる A 地区 EW 方向の想定地震波形に対し、当該タンクは隅角部の溶接部止端部の A 点の疲労損傷度 D は 0.05 であり、1.0 以下という結果になった。

サイクル	浮き上がり変位				
No.	δu	ひずみ両振幅	繰り返し回数	許容繰返し回数	疲労損傷度
	(mm)	Δεr(%)	n	Nc	D
1	28. 1	0.520	1	14772	0.000
2	12. 7	0.028	1	5.92E+12	0.000
3	26.6	0.029	1	4.36E+12	0.000
4	51.1	0.131	1	1.18E+07	0.000
5	13.8	0.005	1	1.90E+19	0.000
6	23.1	0.037	1	5.25E+11	0.000
7	31.5	0.070	1	2.37E+09	0.000
8	27.4	0.054	1	1.97E+10	0.000
9	89.7	0.306	1	88219	0.000
10	60.6	0.200	1	682172	0.000
11	168.1	2.746	1	364	0.003
12	450.0	12.846	1	23	0.043
13	112.5	2.808	1	349	0.003
14	71.5	0.815	1	4572	0.000
				合計	0.049

表 3.3.2.1 旧法タンク No.3 の隅角部の疲労損傷度評価結果

表 3.3.2.1 に示す許容繰り返し回数を用いて、以下のように B 点の疲労損傷度 D(合計) を計算した。

$$D = \sum_{i=1}^{14} \frac{n}{Nci} = \frac{1}{14772} + \frac{1}{5.92E12} + \bullet \bullet \bullet + \frac{1}{364} + \frac{1}{23} + \frac{1}{349} + \frac{1}{4572} = 0.049$$

疲労損傷度 D=1 になるまで、約20倍の余裕度がある(安全係数が約20となる見込み)。

## 4. 3次元シェルモデルによる側板の座屈強度評価解析

非線形ばねを持つ質点系モデルの浮き上がり解析結果によって、3次元シェル要素モデルによる弾性大変形解析を実施し、最大浮き上がり変位が生じるときの沈み込み側の側板 下端に発生する最大軸方向圧縮応力を求めた(通常は側板の最下端付近が最大となる)。側板の限界座屈応力との比較により側板の地震時の座屈強度評価を行った。

なお、消防法の座屈評価では上下動も加算するが、今回は水平動のみの検討である。

## 4.1 解析モデル

タンクの浮き上がり側及び沈み込み側に着目するため、タンクの3次元シェルモデルを 作成した。タンク形状は 1/2 部分であるが、その切断面には対称条件を設定した。底板は 形状として全面作成しているが、タンク半径の70%の位置からの底板の一部を剛体要素でモ デル化し、中心の参照点と連動させている。

旧法タンク No.3 (30000 KL)の解析モデルを図 4.1.1 及び図 4.1.2 に示す。タンクの主な 寸法と諸元は 3.1 節の表 3.1.1 に示すとおりである。タンク側板には上端のトップアング ル及びウィンドガーダーをモデルに含んでいる。また、底板およびアニュラ板と基礎との 接触・離間を考慮するため、軸方向の圧縮のみに 294N/cm<sup>3</sup>の力が生じるノンテンションば ねを設置した。



図4.1.1 旧法タンクNo.3の3次元シェルモデル



図4.1.2 タンクモデルのトップアングル及びウィンドガ—ダ—

側板重量等(合計:2760 kN)は側板に均等に分布させて調整(側板の質量密度を増加)している。

材料の物性値は3.1節の表3.1.6に示すとおりである。

#### 4.2 荷重条件

1) 荷重

側板重量等は側板に均等に分布させて調整(側板の質量密度を増加)した。アニュラ板 と底板の自重もモデル上考慮した。

2) 動液圧の算定

入力地震動は、地震動レベル1の設計水平震度 K<sub>hl</sub>を基準として、消防法により規定 された以下の算出式で求めた動液圧を静的に作用させた。算出した動液圧は、1/2 対称 境界面を最大/最小として、側板と底板の周方向に余弦分布させてモデルに入力した。

水平方向地震動による側板部作用する液圧は次式で表される。

$$P_h = P_{h0} + P_{h1} \tag{4.2.1}$$

 $P_h$ は、底部からの高さZにおける側板部に作用する動液圧 (N/mm<sup>2</sup>)である。  $P_{h0}$ 及び  $P_{h1}$ は 次式のとおり。

$$P_{h0} = \frac{9.80665\rho H}{1000} \left\{ \sum_{i=0}^{5} C_{0i} \left(\frac{Z}{H}\right)^{i} \right\} K_{h1} / v_{3}$$
(4. 2. 2)  
$$P_{h1} = \frac{9.80665\rho H}{1000} \left\{ \sum_{i=0}^{5} C_{1i} \left(\frac{Z}{H}\right)^{i} \right\} (1 - \frac{1}{v_{3}}) K_{h1}$$
(4. 2. 3)

ここで、 $\rho$ は、貯蔵液の比重、Hは最高液面高さ(m)、 $v_3$ は特定屋外貯蔵タンクの固 有周期を考慮した応答倍率(-)、 $C_{0i} \geq C_{1i}$ は、特定屋外貯蔵タンクの最高液面高さと直径 との比により、求めた係数である。

算定されたタンクの動液圧を別添資料10に示す。

4) 解析ステップ

解析ステップを、次のように2段階に分けて実施した。

- ステップ1: 通常時荷重(静液圧)
- ステップ2: 地震時荷重(静液圧+動液圧)

静液圧が負荷されている状態から、動液圧を準静的に段階的に負荷した。 質点系モデルにて算定された最大浮き上がり変位となるときに側板に発 生する応力を確認した。

# 4.3 解析結果

以下に旧法タンクNo. 3の最大浮き上がり変位75.1cmまでの解析結果を示す。 側板最下端の浮き上がりが75.1cm時の変形を図4.3.1、応力分布を図4.3.2、浮き上がり 範囲を図4.3.3に示す。







図4.3.2 相当応力分布図(75.1cm浮き上がり時)



図4.3.3 浮き上がり範囲(75.1cm浮き上がり時)

側板下端部の半径方向に対応する軸方向(上下)変位を図4.3.4に示す。最大浮き上がり変 位が75.1cmのとき、沈み込み側の最大沈み込み変位は僅か0.44cmであることが確認された。 沈み込み側の軸方向膜応力と側板の高さの関係を図4.3.5に示す。このとき沈み込み側の

側板下端に発生する最大軸方向圧縮応力は7.2 N/mm<sup>2</sup>であった。また、沈み込み側の円周方 向膜応力と側板の高さの関係を図4.3.6に示す。このとき沈み込み側の側板最下段(下端か らの高さ:1309mm)に発生する最大円周方向膜応力は324 N/mm<sup>2</sup>であった。



図4.3.4 側板下端部の半径方向に対応する軸方向変位



図4.3.5 側板に発生した軸方向の膜応力と側板の高さの関係(沈み込み側)



図4.3.6 側板に発生した円周方向の膜応力と側板の高さの関係(沈み込み側)

#### 4.4 座屈強度評価

座屈強度評価においては、以下のような手順で軸圧縮限界座屈応力を評価するが、必要 に応じて内圧を考慮した評価を行う。

一様軸圧縮を受ける内圧のない円筒殻の弾性軸圧縮限界座屈応力は次式で表される。

$$\sigma_{cr} = 0.4E \frac{t_s}{D} \qquad (4.4.1)$$

ここで

σ<sub>cr</sub>:一様軸圧縮を受ける円筒殻の弾性軸圧縮限界座屈応力 (N/mm<sup>2</sup>)

E: 側板のヤング率 (N/mm<sup>2</sup>)

t<sub>s</sub>: 側板最下端の板厚 (mm)

運転時満液状態にある平底円筒形石油貯槽においては、地震時動液圧負荷側(図 4.3.3 の沈み込み側)の最下段側板の円周方向膜応力が、降伏応力の 0.3 倍を上回っている場合、 象の脚型座屈の評価が要求されている。

ここでは容器構造設計指針において、円周方向膜応力/降伏応力比が 0.3 以上の場合の 限界座屈応力値に着目し、内圧下における側板の象の脚型座屈限界応力を以下に示す。

$$\frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_{y}} \ge 0.3$$
 かつ  $\frac{D}{t_{s}} \ge 1.614(\frac{E}{\sigma_{y}})$  の場合

$$\sigma_{cr} = 0.96E \frac{t_s}{D} (1 - \frac{\sigma_{\phi}}{\sigma_y})$$
(4.4.2)

#### 4.4.1 旧法タンク No.3の座屈強度評価

当該タンクの材料のヤング率 E=205939.7 N/mm<sup>2</sup>、側板厚 t<sub>s</sub>=18mm、内径 D=45100mm を代入すると、軸圧縮限界座屈応力  $\sigma_{cr}$ =32.9 N/mm<sup>2</sup>となる。

また、当該タンクの側板最下段に発生した最大円周方向膜応力(324 N/mm<sup>2</sup>)は、降伏応力 (490 N/mm<sup>2</sup>)との比(0.66)が 0.3 以上であるため、象の脚型座屈の評価が必要となる。象の 脚座屈限界応力は、式(4.4.2)より 28.4 N/mm<sup>2</sup>と計算される。

以上により、計算された旧法タンクNo.3の限界座屈応力は、32.9 N/mm<sup>2</sup>(ダイヤモンド型 座屈)、28.4 N/mm<sup>2</sup>(象の脚型座屈)となり、解析結果から得られた軸圧縮応力の最大値の7.2 N/mm<sup>2</sup>よりも大きな値となっている。そのため、当該区域の再現地震波形に対して、旧法タ ンクNo.3の最大浮き上がり変位が75.1 cm発生した場合の応力は、従来評価手法の限界応力 を超えないという評価結果となった。

なお、消防法の座屈評価では上下動も加算するが、今回は水平動のみでの検討である。

## 5. 解析・評価結果のまとめ

〈質点系モデル解析結果〉

前年度は現行消防法の終局強度耐震設計法に採用された解析モデルの基本的考え方に沿って作成した 1 質点非線形ばね系モデルを用いて時刻歴地震応答解析を行い、南海トラフ 巨大地震発生時におけるタンクの浮き上がり量の検討を実施した。当該解析・検討では、 非線形水平ばね特性に、S字非ループ型の簡便な弾塑性復元力特性(第 2 剛性を無視した 水平抵抗力 Q と水平変位 Δ の線図を持つ動液圧の影響を無視した簡便な非線形水平ばね (以下、バイリニア Q-Δ 特性ばねという))を使用したため、検討対象タンクの内、旧法タ ンク No.3 では大きな浮き上がり変位を生じる結果となった。そこで、今年度はタンクの浮 き上がり量をより適切に評価するため、1 質点系モデルの非線形水平ばね特性を見直し、第 2 剛性以降も考慮し、かつ動液圧の影響も考慮した非線形水平ばね(マルチリニア特性ばね) を採用して解析を行った。

採用した非線形ばねは、定式化による  $Q-\Delta$  線図の特性(ケース 1 という)と 3D のシェル モデルから得られた  $M-\theta$  線図の特性(ケース 2 という)であり、それぞれ以下のような違い がある。

	ケース1	ケース2
	定式化による特性のばね	3D シェルモデルより
		得られる特性のばね
動液圧の影響	考慮	考慮
タンク浮き上がりを繰り返すこ	Wozniak <sup>1)</sup> モデルを使用	
とにより2回目以降は浮き上	繰返しにより浮き上がり易くな	考慮せず
がり易くなる効果	る傾向を考慮	
作品されるげわたせ	比較的柔らかいばね	いため日いげん
TFICCイルのはな付任	(保守的な設定)	に牧団にいてな
げわ特性作成の筋圧さ	作成が容易	時間と手間がかかる
して した141寸は1F成の間使C	(算定式を利用)	(FEM 解析が必要)

これらの特性を使用して、前年度と同条件である南海トラフの想定地震波形 A 地区 EW 方向を入力地震波形とした旧法タンク No. 3(3 万 KL)の浮き上がり解析を実施した結果は以下となった。

ケース1: 最大 75.1cmの浮き上がり
ケース2: 最大 45.0 cmの浮き上がり
前年度(参考):最大 104.3 cmの浮き上がり

<疲労損傷評価>

昨年度は、バイリニア Q-Δ 特性ばねを持つ1 質点系モデルで求めたタンク浮き上がり 履歴を使用して解析した旧法タンク No.3 隅角部のひずみ振幅の一部に飯田の最適疲労曲 線式の範囲外となる大きなひずみ量があり、同値を使用しての疲労損傷評価の妥当性が 懸念された。今年度はより精緻に検討したばね(ケース1及びケース2)の1 質点系モデル での浮き上がり履歴を使用して解析を実施したところ、ひずみ振幅は飯田の最適疲労曲 線式の範囲内であり、両ケースともに隅角部の疲労損傷度 D は 1.0 以下となり、許容値 以内であった。

気体ケース	最大浮き上がり変位	疲労損傷度
	(cm)	D
ケース1	75.1	0.33
ケース 2	45.0	0.05

<側板座屈評価>

昨年度のタンク側板の座屈評価では、旧法タンク No.3 が 104.3cm 浮き上がり時に発生 するタンク沈み込み側の最大軸圧縮応力は、軸圧縮限界座屈応力及び象の脚限界座屈応 力以内であり、座屈の問題はないという結果であった。今年度も同様の手順にて、より 精緻に検討した質点系モデルでの浮き上がり量(75.1cm:ケース1とケース2の解析結果 の大きい方)を使用して解析・評価を実施したところ、最大軸圧縮応力は軸圧縮限界座屈 応力及び象の脚限界座屈応力以内となることを確認した。

(なお、消防法の座屈評価では上下動も加算するが、今回は水平動のみでの検討である。)

側板下端の最大軸圧縮応力 7.2 N/mm<sup>2</sup> < 軸圧縮座屈限界応力 32.9 N/mm<sup>2</sup> 側板下端の最大軸圧縮応力 7.2 N/mm<sup>2</sup> < 象の脚座屈限界応力 28.4 N/mm<sup>2</sup>

〈考察・まとめ〉

今年度はタンクの浮き上がり量をより適切に評価するため、質点系モデルの非線形水平 ばね特性を見直したタンクの浮き上がり解析を実施した。また前年度同様に、質点系モデ ルの解析結果を基にしてタンク隅角部の疲労損傷と側板の座屈を評価して以下の結果を得 た。

- (1) ケース1(定式化によるQ-△線図を非線形水平ばねとした場合)では、保守的な設定による比較的柔らかいばね特性となるため、今回算定した最大浮き上がり変位(75.1cm)よりも実際の浮き上がりは小さくなる可能性がある。また、ケース1の浮き上がり変位を解析条件として算定した疲労損傷度においても、実際の値はこれよりも小さくなると考えられる。
- (2) ケース 2(3D シェルモデルの M- θ線図を非線形回転ばねとした場合)のばね特性は、 1 回だけの液圧の静的な作用による片側の浮き上がり挙動現象を捉えているが、繰り返し挙動(2回目や3回目)によるタンク変形に起因する浮き上がりばね特性の低下は無視されている。そのため、ケース2で求めた最大浮き上がり変位(45.0cm)よりも、実際は浮き上がりが大きくなると考えられる。また、ケース2の浮き上がり変位を解析条件として算定した疲労損傷度においても、実際の値はこれよりも大きくなると考えられる。
- (3)従って、A地区想定地震波を受ける当該タンクの最大浮き上がり変位は両ケースから求めた浮き上がり変位(45.0cm~75.1cm)の幅内にあると推定される。この場合でのタンク隅角部の疲労損傷度も両ケースの間であると予測され、疲労損傷の問題はないと考えられる。
- (4) 側板の座屈評価は、ケース1での最大浮き上がり75.1cmにおいて、従来評価手法の 限界応力を超えないこという結果となった。上述の通り、実際の浮き上がりは 75.1cmより小さくなると推測され、圧縮応力はより小さくなるために座屈の問題は ないと考えられる。

以上

参考文献:

 Wozniak, R.S. and Mitchell, W.W. "Basis of Seismic Design provisions for Welded Steel Oil Storage Tanks", API Refining Dept. 43<sup>rd</sup> Midyear Meeting, Toronto, May 1978