

地上式LNGタンクのポンプバレルの耐震設計方法

ASEISMIC DESIGN METHOD OF PUMP BARRELS FOR ABOVE GROUND LNG TANKS

田村興造*、平川長**、面谷幸男***、岸本節二****

Kozo Tamura, Hajime Hirakawa, Yukio Mentani, Setsuji Kishimoto

- | | | | | |
|---------------|---------------|------|----------|-------------------|
| * 広島ガス(株) | 廿日市工場建設室 | 課長 | (〒738 | 広島県廿日市市木材港南12-20) |
| ** 川崎重工業(株) | 鉄構事業部 鉄構施設総括部 | 総括部長 | (〒675-01 | 兵庫県加古郡播磨町新島8) |
| *** 川崎重工業(株) | 鉄構事業部 装置技術総括部 | 課長 | (〒675-01 | 兵庫県加古郡播磨町新島8) |
| **** 川崎重工業(株) | 鉄構事業部 装置技術総括部 | 課長代理 | (〒675-01 | 兵庫県加古郡播磨町新島8) |

Recently new types of above ground LNG tanks such as an in-pit type and a PC LNG tank type are constructed. These tanks have pump barrels to deliver LNG from the tanks. In the design process of pump barrels, aseismic design is very important, because the natural period of a tank may become close to that of a synthesis of its pump barrels at a particular liquid level and seismic response of pump barrels may be excessively amplified.

This paper presents aseismic design method of pump barrels including the measure to find the liquid level at which the peak value of the pump barrels' response is reached.

Key words: LNG tank, pump barrel, aseismic design, seismic response

1. まえがき

陸上のLNGタンクには地上式と地下式があり、地上式タンクとして従来は金属二重殻LNGタンクが建設されてきた。これに対し、敷地の有効利用や、景観への影響の軽減を目指し、新しい地上式LNGタンクであるピットイン式LNGタンクやPCLNGタンクの建設が始まっている(図-1)。

これらのタンクでは従来の金属二重殻式と異なり、側部からLNGを払い出すことができず、屋根を通じて払い出すためのポンプバレルが設置されている。構造は図-2に示すように、 $\phi 600\text{mm}$ 程度の3~4本のパイプを内槽の屋根より懸垂したもので、下端は底板の直上であ

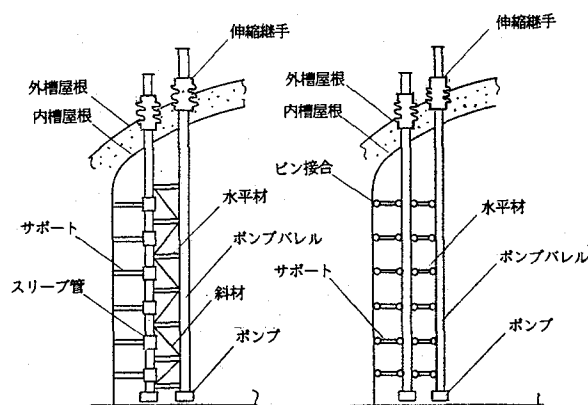


図-2 ポンプバレルの概略構造

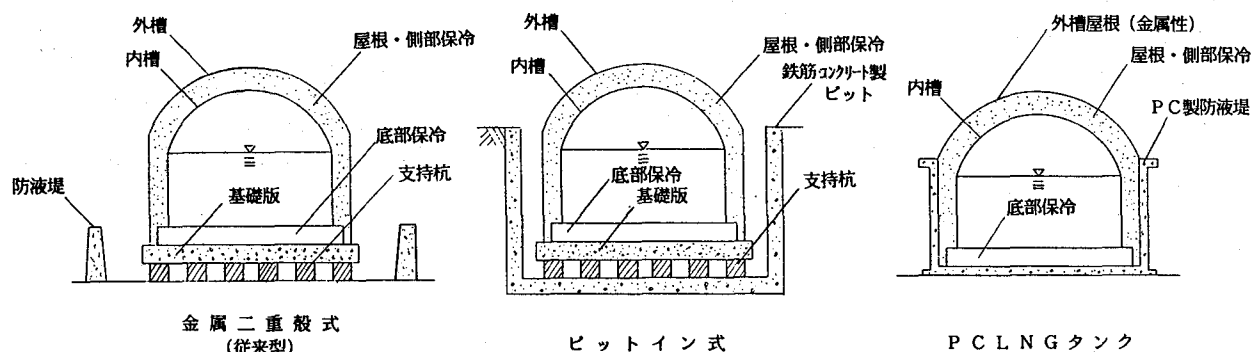


図-1 地上式LNGタンクの形式と構造概要

り、その位置に液中式のLNG払い出しポンプが収納されている。また、地震による水平荷重に抵抗するため、水平材や斜材によりポンプバレル相互を連結し、さらにサポートにて側板から支持している。側板からの支持はポンプバレルの温度収縮を妨げないよう、ポンプバレルに一回り径の大きいスリーブ管を取り付け、そのスリーブ管を水平支持する方法や、サポートや水平材の両端をピン接合にして、部材がリンクのように働けるようにする方法が採られている。

ポンプバレルの設計における最大の問題点は耐震設計である。前述のようにポンプバレルは水平材、斜材とで一種の架構を構成しており、当然固有周期を持っている。一方、内槽の方もよく知られているように、バルジング及びスロッシングの振動モードがある。スロッシングモードは固有周期が長く、ポンプバレルのそれと接近することはないと考えられるが、バルジングモードとポンプバレルの固有周期は比較的近いところにあるうえに、バルジングの固有周期は液位とともに変動する。従って、タンクによっては内槽とポンプバレルの固有周期が一致する液位が存在することがある。この液位で地震力を受けた場合、ポンプバレルの応答が大きく増幅される恐れがある（便宜上以後このような液位を「最大応答液位」と呼ぶ）。そこで最大応答液位における内槽及びポンプバレルの安全性照査は不可欠であると考えられる。

そのためにはまず最大応答液位を特定する必要がある。それには次章で述べるように内槽液位とバルジング及びポンプバレルの固有周期の関係を別々に計算し、両者が一致する液位を最大応答液位として定義するのが簡易な方法である。しかしながら、地上式LNGタンクのポンプバレルに対する振動実験により、ポンプバレルの正確な振動性状を計算するには内槽とポンプバレルとを一体化した全体モデルに対する動的解析が必要であることが明らかになった^{1) 2)}。

従って、全体モデルに対する動的解析結果から最大応答液位を求める必要がある。ある液位において全体モデルに対し固有モード解析を行えば、固有振動モード形状や有効質量などからバルジングモードや主としてポンプバレルのみが振動しているモードはある程度は特定できる。そこで、計算液位を細かく変えて固有モード解析を繰り返し、最大応答液位を特定することも一つの方法と考えられる。しかしながら、この方法には

① 一つのモデルに対する解析で得られた2つの固有モードの周期が一致することはなく、真に最大応答液位をとらえたかどうかを判定できない。

② 全体モデルの規模が大きく、一つの液位に対する固有モード解析でも相当の計算時間を要する。この計算を数多く繰り返すのは実際的ではない。

という欠点がある。すなわち繰り返し計算ではなく、最大応答液位を特定する方法の構築が必要である。

本稿では解析的に最大応答液位を特定する方法を含む

ポンプバレルの耐震設計方法を紹介する。その手順として、広島ガス（株）廿日市工場No.1 LNGタンクを例に、はじめに簡易法により最大応答液位の概略値を求める。次いで全体モデルに対するスペクトル応答解析を行い、最大応答液位の近傍ではポンプバレルの地震応答に対して内槽1次バルジングとポンプバレルの振動モードが連成しあっている2つのモードの影響が卓越することを示す。そのうえで、それら2モードの振動性状を表す2質点系モデルを構築し、このモデルの地震応答値を求めて、ポンプバレルの応答が最大になる液位を解析的に特定する方法を誘導する。

2. 簡易法による最大応答液位の概略値の計算

2.1 計算方法

(1) 内槽液位とバルジング固有周期の関係

軸対称モデルを用いた弾性薄肉シェラー液体連成FEM解析を液位を変えて繰り返して算定する^{3) 4)}。

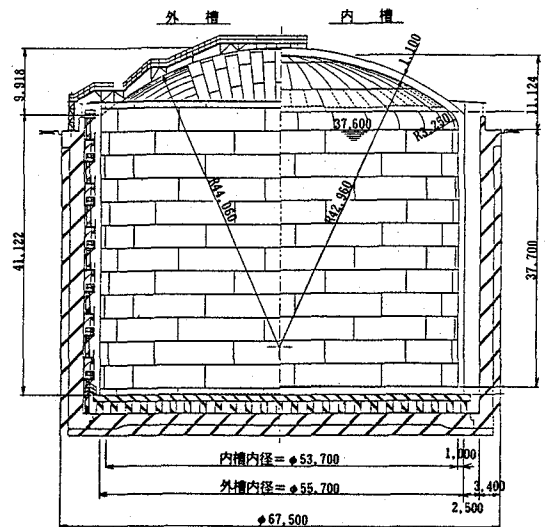
(2) 内槽液位とポンプバレルの固有周期の関係

ポンプバレルは立体骨組構造にモデル化し、内槽と等価な剛性の独立バネにより支持されているとする。バネ係数は内槽の3次元モデルに対し、ポンプバレル取付位置に単位強制変位を与えたときの反力として求められる。

液面より下のポンプバレルや水平材、斜材にはLNG付加質量を考慮し、液位変動の影響を反映する。

(3) 計算対象

広島ガス株式会社 廿日市工場 No.1 LNGタンクを計算対象とした。図-3、4にタンク及びポンプバレルの全体形状を、表-1にポンプバレルの諸元を示す。



形式：ピットイン式
地上二重殻平底円筒型タンク

容量：85,000 kl

最高液位：37,600 mm

図-3 廿日市工場 No.1 LNGタンク全体形状

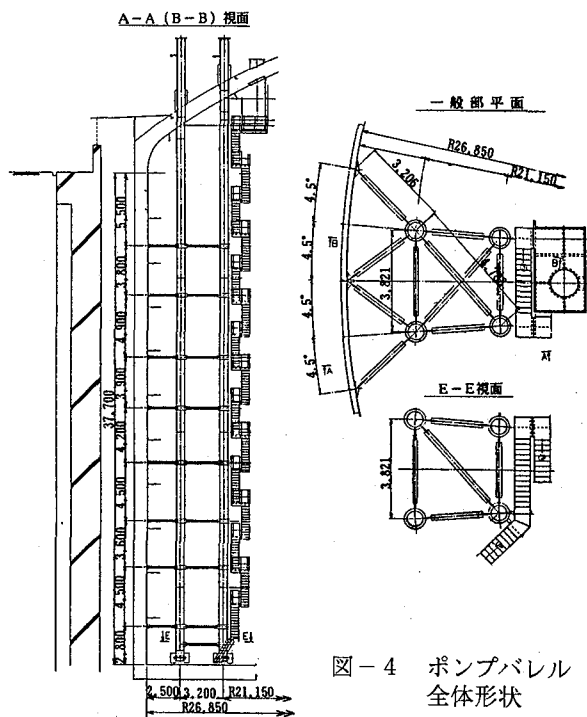


図-4 ポンプバレル全体形状

表-1 ポンプバレル諸元

型 式		ピンサポート+梯子構造
バレル径		600A × 4 本
バレル高さ		内側 : 42,707 mm 外側 : 40,707 mm
架 構	水 平 材	200A, 150A × 9段
	水平斜材	200A × 9段
	サポート	200A × 8段

* : 水平材、水平斜材、サポートを架構と総称する。

2.2 計算結果

ポンプバレルの振動モード形状を図-5に、内槽の液位とバルジング及びポンプバレルの固有周期の関係を図-6に示す。簡易法によると、本タンクでは液位がほぼ50%の時に内槽バルジングとポンプバレルの固有周期が一致することになる。

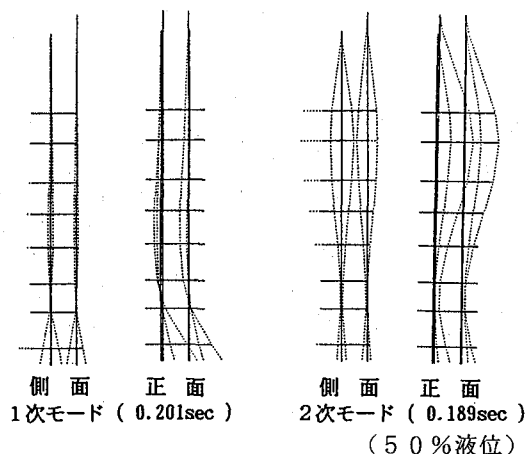


図-5 簡易解析によるポンプバレルの振動モード

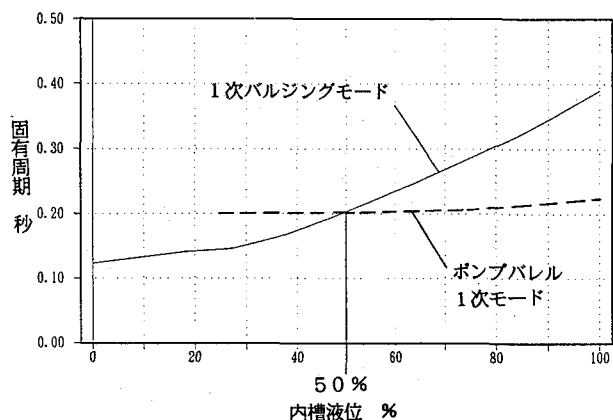


図-6 内槽液位とバルジング、ポンプバレルの固有周期

3. 全体モデルによるスペクトル応答解析

3.1 解析方法

2章の簡易解析により最大応答液位は50%近傍であるとの推定はできたが、前述のように簡易解析法ではポンプバレルの正確な振動性状は把握しきれないので、最大応答液位=50%の信頼性も低いと言わざるを得ない。ここでは厳密な最大応答液位を求める端緒とするため、ポンプバレルの正確な振動性状を表し得るとされている全体モデルの液位を50%として、固有モード解析、スペクトル応答解析を行う。

解析モデルは、内槽の3次元モデルと前章で述べたポンプバレルモデルを結合して全体モデルとした。内槽の側板や屋根板にはシェル要素を、側部スチフナや屋根骨には梁要素を適用した。全体モデル形状を図-7に示す。

固有モード解析にはMSC/NASTRANを用いた。内槽に対するLNGの影響は同プログラムの仮想質量法により考慮している。

スペクトル応答解析にはLNG地上式貯槽指針のスペクトル⁵⁾(図-8)を用いて、有効質量上位20モードまでの応答値を10%法⁶⁾にて重ね合わせた。

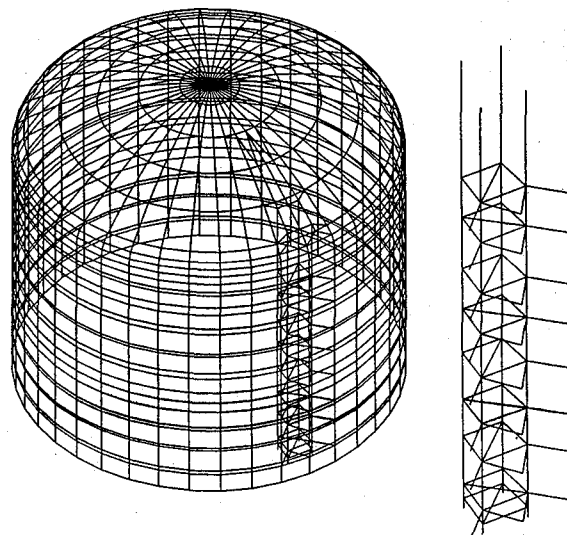
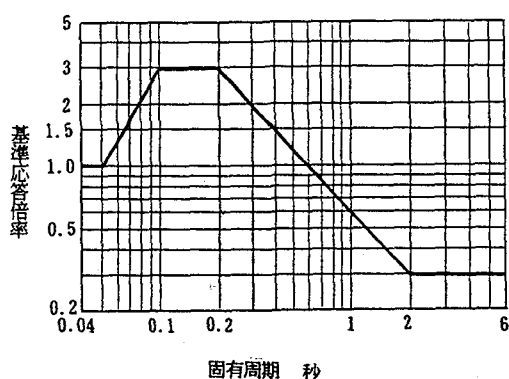


図-7 内槽-ポンプバレル 全体モデル



* B, C地区第1種地盤に適用

図-8 加速度応答スペクトル

3.2 計算結果

(1) 固有モード解析結果

固有モード解析結果を図-9に示す。図には図中の矢印方向の有効質量が1位と2位のモードの固有周期、有効質量、モード形状を示す。有効質量1位のモードでは、他のモードに比べて有効質量が圧倒的に大きく、またモード形状から判断しても、このモードでは1次バルジングモードが卓越していると考えられる。モード形状では、平面図で屋根骨リングのずれが見られるのが特徴である。

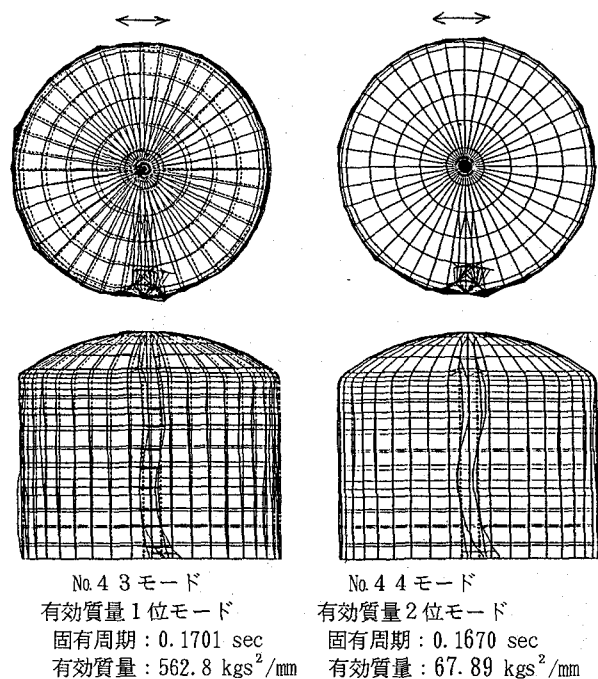


図-9 50%液位の全体モデルの振動モード

(2) スペクトル応答解析結果

前述のように地震応答量は有効質量上位20モードの応答値を合成して求めたが、表-2に最下段のサポートとそれと同じ高さにある水平斜材の軸力を例に、応答量がどのモードで発生したものであるかを示す。

表-2よりいずれの部材の軸力もNo.4 3、4 4モードの影響が卓越していることがわかる。これらは図-9に

示したモードであり、両モードともポンプバレルの振動と内槽1次バルジング振動が連成しあっているモードである。上段や中段の部材の軸力についても同様の傾向が見られる。

表-2 各モードが地震応答に与える影響

モード No.	固有周期 Hz	有効質量 kg	有効質量 順位	水平斜材		サポート	
				軸力 kgf	比率 %	軸力 kgf	比率 %
3	2.057	1.0	17	91	0.2	81	0.2
23	4.063	1.4	14	552	1.0	458	1.2
41	5.757	61.3	3	5951	11.3	4380	11.1
42	5.802	57.4	4	1639	3.1	575	1.5
43	5.879	562.8	1	21077	39.9	17111	43.4
44	5.987	67.9	2	14534	27.5	11018	27.9
45	6.013	22.8	5	3762	7.1	2022	5.1
46	6.048	5.8	8	5096	9.6	3832	9.7
47	6.057	4.0	11	542	1.0	382	1.0
49	6.263	1.7	12	164	0.3	70	0.2
53	6.832	1.3	15	1253	2.4	1025	2.6
55	7.120	0.9	18	899	1.7	710	1.8
78	8.335	1.1	16	5	0.0	65	0.2
79	8.371	5.3	9	191	0.4	1	0.0
80	8.456	7.4	7	558	1.1	7	0.0
81	8.466	16.4	6	377	0.7	6	0.0
83	8.556	0.8	20	786	1.5	107	0.3
98	8.975	0.8	19	15	0.0	0	0.0
108	9.323	4.1	10	148	0.3	10	0.0
110	9.343	1.4	13	132	0.3	29	0.1
合計				52826	100.0	39431	100.0

4. 耐震設計方法の構築

4.1 2質点系へのモデル化

(1) 2質点系へのモデル化

前章の結果、ポンプバレルの地震応答は、ポンプバレルの振動と内槽1次バルジング振動が連成しあっている2つのモードでの応答が支配的であることがわかった。したがって、この2つのモードのみに注目して最大応答液位を求めても誤差は小さいと考えられる。そこで、図-10に示すタンクの1次バルジング振動を表すバネマス系にポンプバレルの振動を表すバネマス系を付加した2質点系を検討対象として取り上げるものとする。なお、簡便のため図-10でポンプバレル振動を表す質点を「ポンプバレル質点」、内槽1次バルジング振動を表す質点を「バルジング質点」と呼ぶこととする。

m_1 : ポンプバレル質点の質量
 k_1 : " のバネ係数
 m_2 : バルジング質点の質量
 k_2 : " のバネ係数

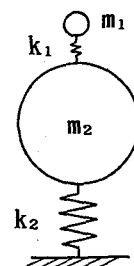


図-10 検討モデル

(2) 2 質点系の諸元

全体モデルの固有モード解析から注目した2つのモードの円振動数 ω_1 、 ω_2 、有効質量 M_{1e} 、 M_{2e} がわかっている。これらを用いてポンパレル質点、バルジング質点の質量及びバネ係数を表示する式を誘導する。

ポンパレル質点、バルジング質点の質量を m_1 、 m_2 、バネ係数を k_1 、 k_2 とする。図-10の2質点系の固有方程式は(1)、(2)式になる。

$$\begin{Bmatrix} -m_1\omega^2+k_1 & -k_1 \\ -k_1 & -m_2\omega^2+k_1+k_2 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \phi_1 \\ \phi_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (1)$$

$$\begin{vmatrix} -m_1\omega^2+k_1 & -k_1 \\ -k_1 & -m_2\omega^2+k_1+k_2 \end{vmatrix} = 0 \quad (2)$$

(2)式の解は次のようになる。

$$\omega_1^2 = \frac{1}{2} \left\{ \left[\frac{k_1+k_2}{m_2} + \frac{k_1}{m_1} \right] \mp \sqrt{\left[\frac{k_1+k_2}{m_2} \right]^2 + 2 \frac{k_1}{m_1} \frac{k_1-k_2}{m_2} + \left[\frac{k_1}{m_1} \right]^2} \right\} \quad (3)$$

モードベクトルを $\begin{Bmatrix} \phi_{21} \\ \phi_{11} \end{Bmatrix}$ 、 $\begin{Bmatrix} \phi_{22} \\ \phi_{12} \end{Bmatrix}$ と表し、 $\phi_{11}=1.0$ と正規化する。(1)式の上半分より、

$$\phi_{21} = \frac{-m_1\omega_1^2+k_1}{k_1} \quad (4)$$

$$\phi_{22} = \frac{-m_1\omega_2^2+k_1}{k_1} \quad (5)$$

となる。有効質量 M_{1e} 、 M_{2e} は、

$$M_{1e} = \frac{(m_1+m_2\phi_{21})^2}{m_1+m_2\phi_{21}^2} \quad (6)$$

$$M_{2e} = \frac{(m_1+m_2\phi_{22})^2}{m_1+m_2\phi_{22}^2} \quad (7)$$

と表される。(6)、(7)式に(4)、(5)式を代入する。

$$M_{1e} = m_2 \frac{\left[1 - \frac{m_1}{k_1} \omega_1^2 \right] \left[\frac{m_1}{k_1} \omega_2^2 \right]^2}{\frac{m_1}{k_1} (\omega_2^2 - \omega_1^2)} \quad (8)$$

$$M_{2e} = m_2 \frac{\left[1 - \frac{m_1}{k_1} \omega_2^2 \right] \left[\frac{m_1}{k_1} \omega_1^2 \right]^2}{\frac{m_1}{k_1} (\omega_2^2 - \omega_1^2)} \quad (9)$$

(8)、(9)式より、

$$\frac{m_1}{k_1} = \frac{M_{1e}\omega_1^4 + M_{2e}\omega_2^4}{\omega_2^2\omega_1^2(M_{1e}\omega_1^2 + M_{2e}\omega_2^2)} \quad (10)$$

(10)式を(8)式に代入して、

$$m_2 = \frac{(M_{1e}\omega_1^2 + M_{2e}\omega_2^2)^2}{M_{1e}\omega_1^4 + M_{2e}\omega_2^4} \quad (11)$$

$$m_1 = \frac{M_{1e} + M_{2e} - m_2}{\frac{M_{1e}M_{2e}(\omega_1^2 - \omega_2^2)^2}{M_{1e}\omega_1^4 + M_{2e}\omega_2^4}} \quad (12)$$

$$k_1 = \frac{M_{1e}M_{2e}(\omega_1^2 - \omega_2^2)^2\omega_1^2\omega_2^2}{(M_{1e}\omega_1^4 + M_{2e}\omega_2^4)^2} \times (M_{1e}\omega_1^2 + M_{2e}\omega_2^2)^2 \quad (13)$$

(3)式より

$$k_2 = m_2(\omega_1^2 + \omega_2^2) - k_1 - \frac{m_2}{m_1} k_1 \quad (14)$$

4.2 2 質点系の応答加速度の計算

LNG地上式貯槽指針では、構造物の重要度や、建設地域、建設地盤に応じた加速度応答スペクトルが与えられている。ここでは内槽液位によってバルジング及びポンパレル質点の応答が、指針のスペクトルに対しどのように増幅されるのかを示す。

(1) バルジング質点の応答加速度

2 質点系の2つのモードの刺激係数を β_1 、 β_2 とおく。モードベクトルに対し、前項と同じ正規化を施すと、刺激係数は次のようになる。

$$\beta_1 = \frac{m_1 + m_2\phi_{21}}{m_1 + m_2\phi_{21}^2} \quad (15)$$

$$\beta_2 = \frac{m_1 + m_2\phi_{22}}{m_1 + m_2\phi_{22}^2} \quad (16)$$

2 質点系の2つの固有周期に対し、指針で与えられる加速度を $A_H(T_1)$ 、 $A_H(T_2)$ で表す。ここで検討しているのは2つの固有周期がきわめて接近している場合なので、

$$A_H(T_1) = A_H(T_2) = A_H(T) \quad (17)$$

とみなす。また、2つのモードでの応答値の合成は10%法によるのを基本とするが、固有周期の接近により、実際には絶対値和となる。

バルジング質点の応答加速度は、No.1モードにおいて、

$$\alpha_{21} = A_H(T) \beta_1 \phi_{21} = A_H(T) \frac{m_1\phi_{21} + m_2\phi_{21}^2}{m_1 + m_2\phi_{21}^2} \quad (18)$$

No.2モードにおいて、

$$\alpha_{22} = A_H(T) \beta_2 \phi_{22} = A_H(T) \frac{m_1\phi_{22} + m_2\phi_{22}^2}{m_1 + m_2\phi_{22}^2} \quad (19)$$

(4)、(5)式の分子に(3)式を代入して整理すると、

$$\phi_{21} > 0 \quad (20)$$

$$\phi_{22} < 0 \quad (21)$$

$$m_1 + m_2\phi_{21} > 0 \quad (22)$$

$$m_1 + m_2\phi_{22} < 0 \quad (23)$$

であることがわかる。したがって、

$$\alpha_{21} > 0 \quad (24)$$

$$\alpha_{22} > 0 \quad (25)$$

となる。

よって、バルジング質点の応答加速度 α_2 は、次式で表される。

$$\alpha_2 = |\alpha_{21}| + |\alpha_{22}|$$

$$= \alpha_{21} + \alpha_{22} \quad (26)$$

(26)式に(4)、(5)式を代入し、さらに(3)式から導き出される

$$\phi_{21} \phi_{22} = -\frac{m_1}{m_2} \quad (27)$$

を用いて変形する。

$$\alpha_2 = A_H(T) \left\{ \frac{m_1 \phi_{21} + m_2 \phi_{21}^2}{m_1 + m_2 \phi_{21}^2} + \frac{m_1 \phi_{22} + m_2 \phi_{22}^2}{m_1 + m_2 \phi_{22}^2} \right\}$$

$$= A_H(T) \quad (28)$$

すなわち、タンクの応答加速度は、指針で与えられる値となり、ポンプバレルにより増幅されることはない。

両質点の諸元を以下のように設定した場合のNo.1, 2モードにおけるバルジング質点の応答加速度を図-11に示す。

$$m_1 = 0.01 \text{ kgs}^2/\text{mm} \quad (29)$$

$$m_2 = 7.0 \sim 13.0 \text{ kgs}^2/\text{mm} \quad (30)$$

$$k_1 = 1.0 \text{ kg/mm} \quad (31)$$

$$k_2 = 1000.0 \text{ kg/mm} \quad (32)$$

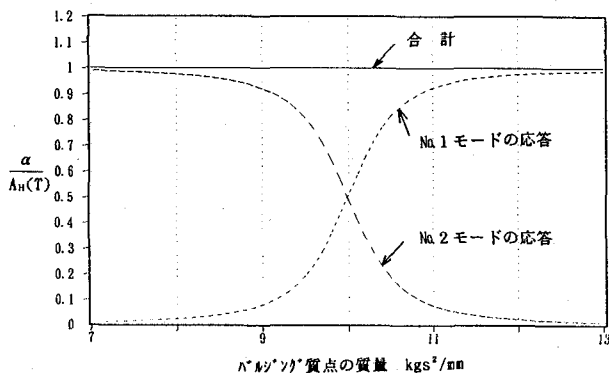


図-11 バルジング質点の応答

(2) ポンプバレル質点の応答加速度

ポンプバレル質点の応答加速度は(15)、(16)式より次のようになる。No.1モードにおいて、

$$\alpha_{11} = A_H(T) \beta_1 = A_H(T) \frac{m_1 + m_2 \phi_{21}}{m_1 + m_2 \phi_{21}^2} \quad (33)$$

No.2モードにおいて、

$$\alpha_{12} = A_H(T) \beta_2 = A_H(T) \frac{m_1 + m_2 \phi_{22}}{m_1 + m_2 \phi_{22}^2} \quad (34)$$

バルジング質点と同じ仮定にたち、(22)、(23)式を考慮すると、2モードにおける応答加速度の合成値は次式で与えられる。

$$\alpha_1 = |\alpha_{11}| + |\alpha_{12}|$$

$$= \alpha_{11} + \alpha_{12}$$

$$= A_H(T) \left\{ \frac{m_1 + m_2 \phi_{21}}{m_1 + m_2 \phi_{21}^2} + \frac{m_1 + m_2 \phi_{22}}{m_1 + m_2 \phi_{22}^2} \right\}$$

$$= A_H(T) \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{4\mu\nu}{\{\mu(1+\nu)+1\}^2}}} \quad (35)$$

ここで、 $\mu = \frac{m_1}{m_2}$ (質量比) (36)

$$\nu = \frac{k_2}{k_1} \quad (\text{バネ係数比}) \quad (37)$$

(29)~(32)の諸元にて、(35)式の値を示したのが図-12である。 $m_2 = 10 \text{ kgs}^2/\text{mm}$ 付近にピーク値が見られる。

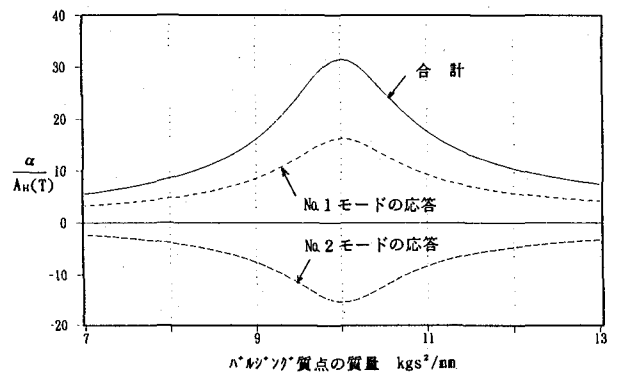


図-12 ポンプバレル質点の応答

(3) ポンプバレル応答加速度の最大値

(35)式よりポンプバレルの応答加速度は両質点の質量比とバネ係数比によって与えられることがわかった。液位が変化してもバネ係数比は変わらないと仮定して、 ν を一定とした場合の(35)式の最大値とそのときの μ の値を求める。

$\mu > 0$, $\nu > 0$ より、次の Γ が最大になるときに(35)式は最大値をとる。

$$\Gamma = \frac{4\mu\nu}{\{\mu(1+\nu)+1\}^2} \quad (38)$$

$$\frac{d\Gamma}{d\mu} = \frac{4\nu\{\mu(1+\nu)+1\}^2 - 8\mu\nu\{\mu(1+\nu)+1\}(1+\nu)}{\{\mu(1+\nu)+1\}^4} \quad (39)$$

(39)式の分子が0になるのは、

$$\mu_{\max} = \frac{1}{1+\nu} \quad (40)$$

のときであり、そのときの応答加速度は、

$$\alpha_{1\max} = A_H(T) \sqrt{1+\nu} \quad (41)$$

で与えられる。

4.3 最大応答液位の算定

m_1 に含まれるのはポンプバレルの質量とLNG付加質量であり、 m_2 に含まれるのは内槽質量とLNG質量であ

る。 m_1 においてはポンプバレル質量の割合が大きく、 m_2 ではLNGの割合が大きい。したがって、LNG液位が変動した場合、 m_1 はあまり変わらないが、 m_2 は液位にほぼ比例して変動する。そこで $\mu = m_1/m_2$ は液位にほぼ反比例すると考えられる。

全体モデルでのスペクトル応答解析を行ったときの液位を L_0 、そのときの質量比、バネ係数比を μ_0 、 ν_0 とする。ポンプバレルの応答加速度が最大になるときの質量比は、式(40)より、 $\mu_{max} = 1/(1 + \nu_0)$ となるので、そのときの液位は、

$$L_{max} = L_0 \frac{\mu_0}{\mu_{max}} \tag{42}$$

となり、この液位が最大応答液位である。

全体モデルの液位を求められた最大応答液位として、スペクトル応答解析を行い、安全性を照査すれば、ポンプバレルにとって最も厳しいと考えられる条件での照査ができることになる。

なお、スペクトル応答解析の前半の固有モード解析から最大応答液位とした液位での μ 、 ν が求められるので、(35)、(41)式により α_1 、 α_{1max} を計算し、 $\alpha_1 = \alpha_{1max}$ であることを確認する。両者の差が大きい場合には、再度最大応答液位を計算し、全体モデルの液位を変更して、 α_1/α_{1max} が通常的设计における許容応力に対する発生応力の比程度以下になるまで、計算を繰返す必要がある。

4.4 耐震設計方法のまとめ

以上述べた耐震設計方法をまとめると図-13のようになる。

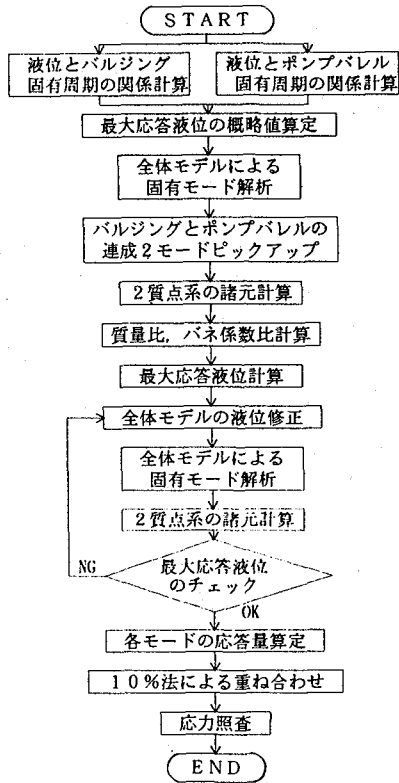


図-13 ポンプバレルの耐震設計のフロー

5. 広島ガスNo.1 LNGタンクへの適用例

5.1 最大応答液位の算定

表-3に最大応答液位の計算を示す。

表-3 最大応答液位の計算

繰返し数	1 回目		2 回目	
計算液位 L ₀	50 %		--->48.616 %	
連成モードの振動性状				
モードNo.	固有周期 sec	有効質量 kgs ² /mm	固有周期 sec	有効質量 kgs ² /mm
4 3	0.1701	562.8	0.1674	300.5
4 4	0.1670	67.89	0.1652	272.7
2 質点系の諸元				
	m kgs ² /mm	k kg/mm	m kgs ² /mm	k kg/mm
ポンプバレル	0.0827	116.6	0.1021	145.9
バレルソング	630.6	86390	573.0	81800
μ ₀	1.312×10 ⁻⁴		1.782×10 ⁻⁴	
ν ₀	7.410×10 ³		5.607×10 ³	
最大応答液位の算定				
$\frac{\alpha_1}{A_H(T)}$	54.90		74.87	
$\frac{\alpha_{1max}}{A_H(T)}$	86.09		74.89	
μ _{max}	1.349×10 ⁻⁴		1.783×10 ⁻⁴	
L _{max}	48.616 % -----		48.588 %	

2回目の計算において、 $\alpha_1 = \alpha_{1max}$ となっているので48.616%液位が最大応答液位であると判断した。

図-14に48.616%液位のNo.4 3、4 4モードの形状を示す。両方のモードに屋根骨のリングが1方向にずれるというバルジングの特徴が現れている。

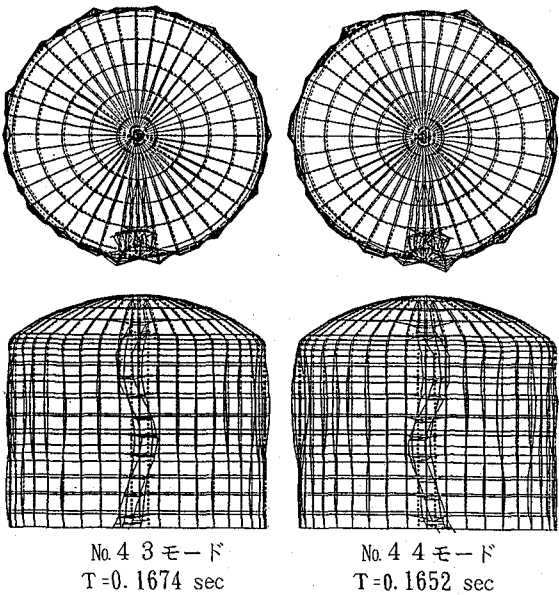


図-14 最大応答液位での振動モード

5.2 最大応答液位での断面力

精算した最大応答液位48.616%と概算で求めた50%の両液位にて、スペクトル応答解析によりポンプバレル架構の断面力を求めた。図-15に発生断面力の比を示す。48.616%液位の発生断面力は50%液位の発生断面力の1.5~2倍程度大きいことがわかる。

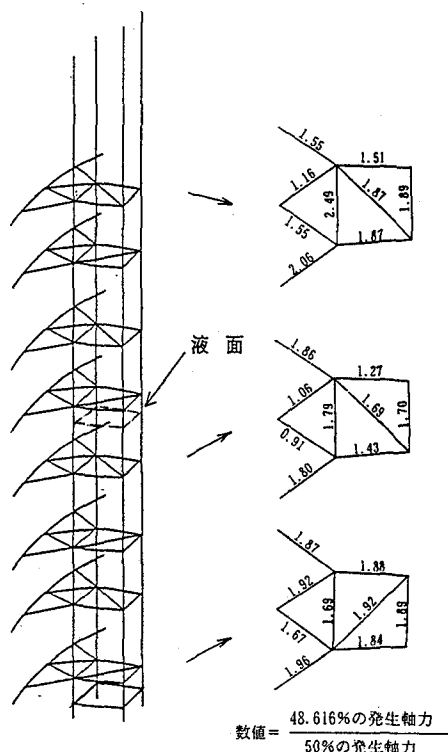


図-15 発生断面力の比較

5.3 ポンプバレルの低次モードの振動に対する検討

図-9や図-14に見られるポンプバレルの振動モードは、図-5の2次モードに相当しているが、ある液位で同図の1次に相当するモードとバルジングの固有周期が近接し、応答がより大きくなる可能性もある。

しかしながら、バルジング固有周期が最も長い100%液位時において、バルジングモードと連成しているポンプバレルのモードは図-16 aに示すように図-14と同様のモードである。また、図-5の1次に相当するポンプバレルの振動はバルジングよりも固有周期が長く、かつ有効質量がバルジングモードの1%以下と小さなモ

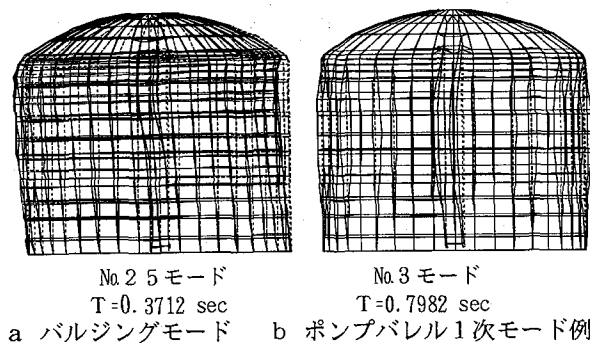


図-16 100%液位の振動モード

ードでしか発生していない(図-16 b)。したがって、本タンクではバルジングによりポンプバレルの1次モードの応答が大きく増幅されることはないと考えられる。

なお、100%液位においてもスペクトル応答解析を行ったが、ポンプバレルの部材に関しては、48.616%よりも小さい断面力しか発生しなかった。

6. 今後の課題

本設計法では全体モデルを用いることにより、剛性に関してはタンクとポンプバレルの連成を考慮しているが、質量に関しては、連成させていない。実際にはバルジングに伴うLNGの移動によりポンプバレルが流体力を受けるといった連成の影響があるはずである。質量の連成の影響の把握、設計法への反映については今後の課題としたい。

7. あとがき

本稿では、全体モデルの固有モード解析結果から最大応答液位を特定し、ポンプバレルの耐震設計を行う方法を紹介した。例に取り上げた広島ガスのタンクでは、このようにして求めた液位と概算値との差は約50cmとわずかであるが、両液位での応答値には顕著な差があり、今回構築した最大応答液位の計算方法は有効であり、かつ安全性照査のためには必要であると考えられる。

ポンプバレルを有する地上式LNGタンクであるピットイン式やPCLNGタンクは冒頭に述べたメリットがあり、今後建設の機会が増えるものと思われる。それらのタンクのポンプバレルの設計において、今回の方法が参考になれば幸いである。

設計方法の構築にあたり種々ご指導いただいた横浜国立大学教授柴田碧先生に感謝の意を表するものである。

参考文献

- 1) 小林、田中、高梨、石田、田附、本郷、久保、高田：大型PCLNG貯槽ポンプバレル架構の振動特性の研究（振動実験）、石川島播磨技報，Vol. 35，No.4，1995年
- 2) Shibata, H., Akiyama, H., Hongou, S., Kubo, N., et al.: Vibration characteristics of pump-barrel structure installed in large scale PCLNG storage tank, Transactions of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, vol. 3, Aug., 1995
- 3) 岡田、坂井、迫田：有限要素法による大型液体タンクの地震応答解析、(第1報)川崎技報，No.59，1975年，(続報)川崎技報，No.61，1976年
- 4) 坂井、迫田、小川：石油タンクの耐震設計法-API改定案に関連して、川崎重工技報，No.71，1979年
- 5) 日本瓦斯協会：LNG地上式貯槽指針，1981年
- 6) 高圧ガス保安協会：高圧ガス設備等耐震設計指針，1983年