

## 円筒形 FRP 貯液槽の耐震構造設計基準

邊 吾一 (機械工学科)

## 1. 緒言

FRP 製容器の設計業務では、内部の液体から受ける静水圧荷重などの長期的な荷重に対する安全性の評価以外に、短期的な荷重として地震による動的な荷重に対して十分な検討を行わなくてはならない。FRP 製水槽に関しては、(社)強化プラスチック協会が「FRP 水槽耐震設計基準」を作成し構造設計の指針を提示している<sup>1)</sup>。しかしながら、1995年1月17日(火)未明に発生した兵庫県南部地震では、多数の FRP 製水槽の被害状況が報告された<sup>2)</sup>。この報告によれば、FRP 製水槽の破壊モードは、スロッシングによる天井部の破壊から水槽固定部の破壊まで非常に多様であり、従来の FRP 製容器の耐震設計にはまだ多くの問題点が残されており、その結果、FRP 水槽の耐震基準も改定された<sup>3)</sup>。しかしながら、これらの課題をすべて解決するような構造設計を行うことは非常に困難であるが、少なくとも内容物の流体と FRP 外殻シェル構造の連成挙動を十分に検討し、構造解析・設計を行う必要がある。特に、最近市場に投入されている FRP 製の円筒形薬液容器では、容量の確保と運搬する車等の制限からそのほとんどの高さ/半径比が大きく、のっぺり型なため地震動に対しては非常に不利な形状寸法となっている。

このため、有限要素法を用いて高さ/半径比の大きい円筒形の薬液容器の構造解析を行い、最適な構造設計を行う試みがされてきた<sup>4) 5)</sup>。しかしながら、今までの多くの研究では、変動液圧分布を仮定して構造解析が進められており、多様な荷重条件に対応がなされていなかった。また、構造と流体の連成を考慮した解析法の研究もされているが<sup>6) ~ 9)</sup>、容器の内容物である流体の圧縮性や粘性を考慮し、FRP 製容器の構造と内容流体の連成挙動に容器の設計因子が与える影響まで検討した例は少ない。

そこで、本研究では圧縮性や粘性を考慮した内容物の流体と FRP 構造の連成解析を有限要素法により行い、加振装置を使用した周波数応答実験の結果と比較・検討し、本解析方法の妥当性を確認した。そして、本解析手法を用いて設計因子をパラメータとした数値解析を行い、構造と内容液体との連成挙動に関する円筒形 FRP 製薬液容器の耐震構造設計基準について検討した。

## 2. FEM による振動応答解析

## 2.1 FRP 容器の解析モデル

解析には汎用の有限要素法プログラム ANSYS Rev5.6 を用いた。FRP 製容器を 3次元シェル要素でモデル化し、内容物の流体を 3次元流体要素でモデル化した。

構造要素と流体要素との連成をモデル化する方法として、構造要素である 3次元シェル要素と流体要素の境界面での法線方向の変位成分を拘束方程式により一致させる方法で行った。Fig.1 に解析の対象とした実験用 FRP 製薬液容器の設計図を示す。解析モデルは、Fig.2 に示すように、Fig.1 の実験用 FRP 製薬液容器を天井部や治具による部分固定条件を詳細にモデル化した。

## 2.2 FRP 容器の減衰のモデル化

実際の FRP 製容器の設計では、FRP としての材料減衰や固定部での構造減衰の影響が無視できないため、FRP 容器の運動方程式は次式となる。

$$M\ddot{X} + C\dot{X} + KX = F \quad (1)$$

ここで、 $X$  と  $F$  はベクトルで表記した各節点の変位と各節点に作用する外力、 $M$  は質量マトリックス、 $C$  は減衰マトリックス、 $K$  は剛性マトリックスである。しかしながら、式(1)で示される減衰マトリックス  $C$  を厳密に求めることは困難であり、本解析では、ある振動モードに対する減衰マトリックスを近似的に式(2)に示すレーリー減衰で表現する。

$$C = \alpha M + \beta K \quad (2)$$

レーリー減衰は、質量マトリックス  $M$  と剛性マトリックス  $K$  の 1次結合を仮定しており、 $\alpha$ 、 $\beta$  はその重みである。また、モード減衰定数  $\xi_{(j)}$  と  $\alpha$ 、 $\beta$  には以下に示す式(3)の関係がある。ここに、 $j$  は 1 から

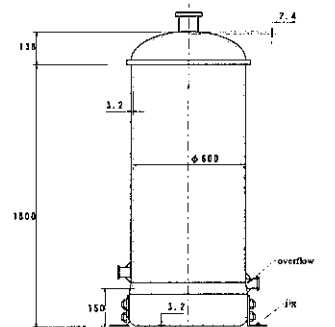


Fig.1 Schematic view of FRP Cylindrical liquid storage tank (unit:mm)

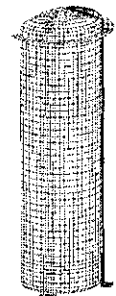


Fig.2 FRP cylindrical liquid storage tank model in FEM analysis

始まる整数である。

$$\xi_{(j)} = \frac{\alpha}{2\omega_{(j)}} + \frac{\beta\omega_{(j)}}{2} \quad (3)$$

本解析では、2つのある特別な振動数 $\omega_{(j)}$ に対する減衰定数 $\xi_{(j)}$ を加振実験から算出し、式(3)を $\alpha$ 、 $\beta$ の連立方程式とみなして、これらから定数 $\alpha$ 、 $\beta$ を決定した。

### 3. 周波数応答実験

本実験では、内容液である水の水位が1800mm（満水位）の状態では、最大加速度 $2\text{m/sec}^2$ の正弦波による水平加振を行い、圧力センサ、加速度センサ、ひずみゲージを用いてデータの測定を行った。圧力センサ、ひずみゲージは容器の加振方向に対し $0^\circ$ の位置に設置し、静水圧を除いた変動液圧、動ひずみのみを測定した。また、加速度センサは、水平加振台の加速度と加振方向に対し $0^\circ$ で自由液面付近のタンク側壁の加速度を測定し、それぞれ周波数を変化させてデータのサンプリングを行った。

### 4. 有限要素法による円筒形 FRP 製貯液槽の耐震構造解析

#### 4.1 実スケールの円筒形 FRP 製薬液容器のモデル化

Fig.1のHLU法にて成形した実験用FRP製薬液容器は、実際の市場で製造されている容器の1/5程度の大きさであるが、実スケールの円筒形FRP製薬液容器は、高さが10m程度のものがあり、高さ/半径比も大きいもので6程度のものが製造・施工されている。このような高さ/半径比の大きい容器では、バルジング固有周波数が地震波の卓越周波数領域に入る可能性が高い。したがって、容器の設計因子がバルジング固有周波数にどのような影響を与えるかを調べなくてはならない。

このため、高さ/半径比( $h/r$ )、底部のフィレット半径( $A/A_0$ )、軸/周方向弾性率比( $E_L/E_\theta$ )、軸方向段付き板厚比( $a$ )を変化させて、パラメトリックなモデリングによる解析を行った。Fig.3に解析モデルの概要図を示す。

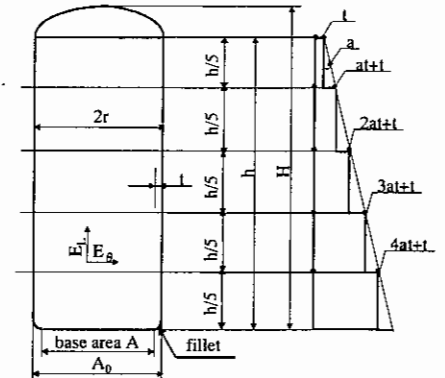


Fig.3 Schematic view of Parametric modeling

#### 4.2 時刻歴応答解析

本解析では、上述の解析モデル( $h=9.5\text{m}, r=1.9\text{m}$ )を使用して、減衰率5%として実際の過去の地震波を用いた時刻歴応答解析を行い、加速度応答倍率を計算した。解析に使用した地震波は、神戸海洋気象台において観測した、兵庫県南部地震の水平（南北）成分加速度データとした。最大加速度は $8.18\text{m/s}^2$ でFig.4にこの地震波の周波数特性を示す。この図から、地震波の卓越周波数領域は $0.2\text{Hz} \sim 5\text{Hz}$ 程度である。

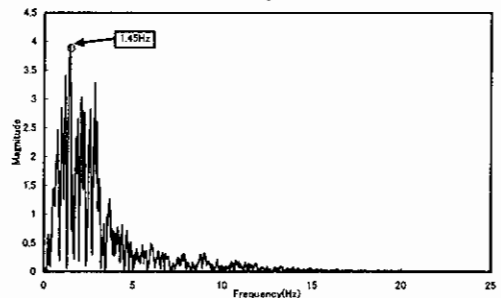


Fig.4 Frequency characteristics of earthquake wave of Kobe NS

### 5. 結果と考察

#### 5.1 バルジング固有周波数について

地上設置の容器構造物の設計では、地震波の中でも比較的長周期領域の卓越波に対して容器内部の自由表面が共振して大振幅になるスロッシング現象と、スロッシングの固有周期よりも十分に短い周期で、容器内部の液体の付加的な質量により内容液と容器が連成振動するバルジング現象の把握が重要である。特に、本研究対象である大型で高さ/半径比の大きい円筒形の薬液容器では、バルジング現象による連成振動の共振点が地震波の卓越周波数域に入る可能性が大きく、設計上十分な検討が必要である。このバルジング現象の周波数は、清水らによると満水状態の円筒形容器のバルジング固有周波数 $F_B$ は次式で求められる<sup>7)</sup>。

$$T_B = h \sqrt{\frac{\rho_w D}{E t_{1/3}}} \cdot f(D/h) \quad , \quad F_B = \frac{1}{T_B} \quad \text{ただし,} \quad \begin{aligned} 0.0005 \leq t_{1/3}/R \leq 0.002 \\ 0.5 \leq D/h \leq 5.0 \end{aligned} \quad (4.1)$$

$$f(D/h) = \sqrt{2.907 + \sqrt{5.625(D/h)^2 - 6.75(D/h) + 3.43}} / \sqrt{D/h} \quad (4.2)$$

ここで、 $E$ は側壁のヤング率、 $D$ は円筒容器の直径、 $t_{1/3}$ は容器底面から3分の1の高さにおける側壁板厚である。まず、本解析モデルと解析方法の妥当性を証明する目的で、Fig.2に示す本解析モデルでバルジングモードを計算し、清水らの解析解及び、振動実験装置を用いた周波数応答実験の実験値と比較・検討した。検討結果をTable1に示す。この結果から実験値とFEM解がよく一致し、本FEM解析の妥当性が確認できた。しかしながら、実験値及びFEM解に対して理論解が約46%以上も高い値を示した。これは、本実験・解析モデルが理論計算で想定している容器底部の完全拘束と異なり、4つの固定治具による部分固定条件の違いが大きいためであり<sup>10)</sup>、理論では部分固定条件を取り扱うことができない。したがって、本FEM解析手法を用いることでFRP製薬液容器のバルジ

ング固有周波数を求めることが可能である。

### 5.2 変動液圧について

液体を含む容器の振動解析の研究は非常に数多くあるが、変動液圧を仮定する慣用耐震解析法では、Housner の理論<sup>11)</sup>に立脚している場合が多い。本研究でも、この Housner の理論による変動液圧分布と実験値および FEM 解析結果を比較することで、Housner 理論の有効性について検討する。

Housner の理論によれば、液体を含む容器に変動液圧  $p_w$  は、 $h/r > 1.5$  の場合に次式で表される<sup>11)</sup>。

$h/r > 1.5$  の場合

$0 \leq z \leq 1.5r$  の部分

$$p_w = \sqrt{3}q_0 \cdot k_H \cdot r \left\{ \frac{z}{r} - \frac{1}{3} \left( \frac{z}{r} \right)^2 \right\} \tanh(1.15 \cdot \cos \theta) \quad (5.1)$$

$1.5r < z \leq h$  の部分

$$p_w = q_0 \cdot k_H \cdot r \cdot \cos \theta \quad (5.2)$$

ここで、 $z$  は底面からの座標、 $k_H$  は容器に作用する水平震度である。以上の Housner の理論解、正弦波加振実験の変動液圧分布と FEM 解の比較を Fig.5 に示す。この結果から明らかなように、バルジング共振点から十分にはなれた周波数領域では、Housner の理論解は実験値、FEM 解とよく一致している。しかしながら、バルジング共振点に近づくにつれて、実験値は Housner の理論解から大きくずれ、バルジング共振点近傍では、9 倍以上も大きくなる。また、変動液圧の分布形状は容器の上部において大きくふくれた形状を示すことが実験値と FEM 解から明らかになった。この結果は、坂井らの研究結果<sup>12)</sup>と傾向が一致している。このことから、実際の FRP 製薬液容器の設計においては、FRP 製薬液容器のバルジング共振点を地震波の卓越する周波数領域から十分に離さなくてはならないことが重要である。一方で、バルジング共振点から十分に離れた 5Hz~7Hz の変動液圧では、Housner の理論解は実験値とよく一致している。したがって、バルジング共振点を避ける構造設計を行えば、本研究で対象としている高さ/半径比の大きい円筒形 FRP 製薬液容器の構造設計にも、Housner の変動液圧を仮定する慣用耐震解析法が適用できる。

### 5.3 ひずみレベルについて

本研究で使用した FEM 解析が実設計上でどの程度の精度で有用であるか確認するため、実験用 FRP 製薬液容器に発生しているひずみレベルと比較検討した。代表的な実験用 FRP 製薬液容器の下端から 60mm の位置に設置したひずみゲージの実験値と FEM 解析結果によるひずみ値の比較を Fig.6 に示す。両者の周波数応答は良く一致しているが、周、軸方向ともに FEM 解のほうが多少大きい結果となり、特に共振点でその傾向が見られる。これは、実験用 FRP 製薬液容器が HLU 法により製作されているため、板厚とガラス繊維の含有にばらつきがあり設計値と異なっていることが大きな原因である。特に、板厚は設計値が 3.2mm であるのに対して、実際には 2.8mm~4.2mm の範囲でばらついている。

したがって、本 FEM 解析手法を用いることで FRP 製薬液容器に発生している応力・ひずみレベルが実用的な範囲で予測可能であり、従来実験が困難であった高さ/半径比の大きい円筒形の FRP 製薬液容器の強度設計が可能である。

### 5.4 実スケールの円筒形 FRP 製薬液容器のバルジング固有周波数について

Fig.3 に示した形状変数がバルジング固有周波数に与える影響を調べた。Fig.7 に高さ/半径比とバルジング固有周波数の相関を示す。この図から明らかなように、高さ/半径比が 3 以上の大きい容器のバルジング固有周波数は地震波の卓越する周波数領域に入り非常に危険であることがいえる。また、代表的なモード図として、高さ/半径比が 1 と 5 の容器の 1 次振動モード図を Fig.8 に示す。

Table1 Comparisons of Theoretical, FEM, and Experimental values for Bulging Frequencies

Bulging Frequency (Hz)	Theory	Experiment	FEM
	15.5	10.6	10.9

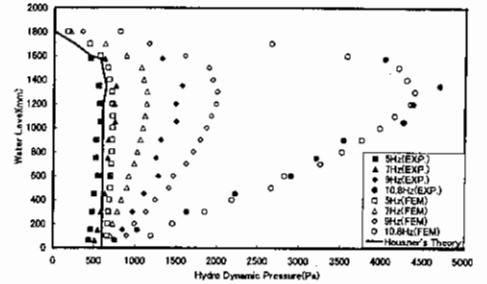


Fig.5 Vertical distribution of dynamic pressure

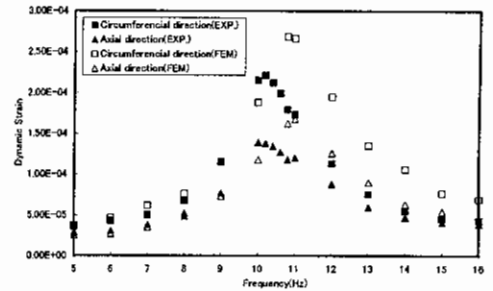


Fig.6 Response of dynamic strain to frequency (at 60mm)

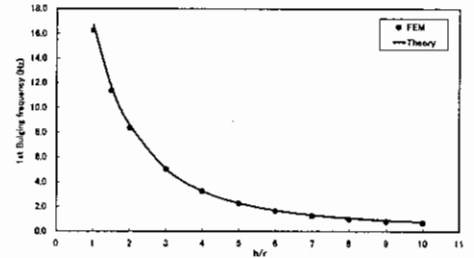


Fig.7 Relation of  $h/r$  to 1st Bulging Frequency

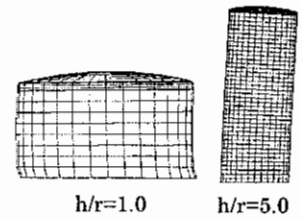


Fig.8 Deformed shape (1st mode)

高さ/半径比が1の容器では、容器の変形モードがビームの曲げ変形ではなく若干周方向に広がり、容器底部で殻としての周方向の変形が観察される。これに対し、高さ/半径比が5の容器は、ビームの曲げ変形モードであることを示している。また、容器下端の境界条件を完全固定とした場合のバルジング固有周波数は清水らの解析解と良く一致する。

次に、Fig.9には容器軸方向弾性率および周方向弾性率とバルジング固有周波数の相関を示す。この図から明らかなように、高さ/半径比が大きい容器の1次振動モードは容器のビームの曲げモードが支配的であることから、容器軸方向の剛性と明確な相関がある。また、清水らの解析式で軸方向弾性率  $E_L$  を用いることで、推定が可能であることがいえる。

次に、Fig.10には板厚の増厚比率とバルジング固有周波数の相関を示す。前述の結果と同様に明確な相関があり、清水の式の板厚  $t$  を底部から3分の1の高さの側壁板厚を代用することで、推定が可能であることがいえる。

以上のことから、高さ/半径比が1以上の背の高い容器のバルジング固有周波数は、実験やFEM解析を行わなくても、清水らの解析解により十分に予測が可能である。

### 5.5 時刻歴応答解析について

地震波による時刻歴応答解析を行った結果、 $h/r=5$ で板厚一定、等方性の容器の最大加速度応答倍率は10.8となり、従来の耐震計算法<sup>13)</sup>による加速度応答倍率に比べ3倍以上も大きい結果となった。また、応力レベルも容器底部で194MPaと非常に大きい。これは、この容器のバルジング固有周波数(2.24Hz)が地震波の卓越周波数領域内(0.2Hz~5Hz程度)にあるためだと考えられる。このことを確認するため、前述のバルジング固有周波数を上げるのに最も効果があった側壁板厚の増厚比率をパラメタとして最大加速度応答倍率を計算し、その結果をFig.11に示す。この結果から明らかなように、板厚の増厚比率を上げることにより加速度応答倍率も下がり、それに伴い応力レベルも下がる。しかしながら、従来の耐震計算法による加速度応答倍率(3~4倍)になるためには、最低でも容器下部の板厚を50mmにしなくてはならず、現実的ではないため、同時に軸方向弾性率を上げた結果をTable2に示す。この結果から、従来の耐震計算法による加速度応答倍率と大体一致し、応力レベルも十分許容内である。

以上のことから、容器のバルジング固有周波数を地震波の卓越する周波数領域からはずすことによって、加速度応答倍率および応力レベルも下がり、従来の耐震計算法による耐震構造設計が可能である。

### 参考文献

- FRP水槽構造設計委員会：FRP水槽構造設計計算法(増補改訂版)，強化プラスチック協会，(1981)
- 多田直美：強化プラスチック，41，10(1994)，358-365
- FRP水槽構造設計委員会：FRP水槽構造設計計算法(1996年版)，強化プラスチック協会，(1996)
- 青木義男，邊吾一：強化プラスチック，30，9(1984)，373-380
- 邊吾一，前川欣之：第28回FRPシンポジウム講演論文集，(1999)，149-150
- Zienkiewicz, O.C. and Newton, R.E. : Proceedings of the Symposium on Finite Element Techniques, (1969), p.359-370
- 清水信行，山本鎮雄，河野和間：日本機械学会論文集(C編)，48，427(1982)，328-348
- 高柳政明：日本機械学会論文集(C編)，53，487(1987)，598-604
- 笠原雅之，石井博，高木亨之，川本一俊：日本機械学会論文集(C編)，60，571(1994)，743-748
- 平山紀夫，邊吾一，宮永直弘：強化プラスチック，47，13(2000)，451-457
- Housner G.W. : Bulletin of the Seismological Society America, 47,1(1957)，15-35
- 坂井藤一，迫田治行，小川浩：川崎重工技報，71，7(1979)，52-59
- 坂井藤一：圧力技術，18，4(1980)，184-192

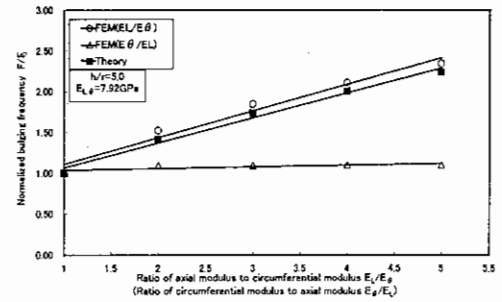


Fig.9 Relation of  $E_L/E_\theta$  ( $E_\theta/E_L$ ) ratio to 1st Bulging Frequency

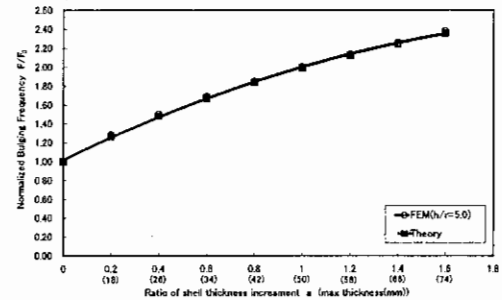


Fig.10 Relation of thickness ratio to 1st Bulging Frequency

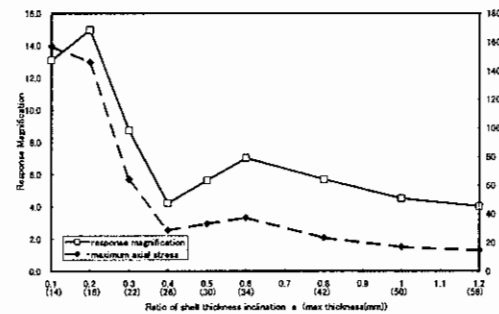


Fig.11 Relation of thickness ratio to Response magnification

Table2 Result of Response Amplification and Max Axial Stress

Parameter	$E_L/E_\theta$	1.0		2.0	
	a	0	0.2	0.3	
Eigenvalue		2.24	4.35	4.74	
Response magnification		10.8	4.1	3.9	
Max. axial stress(MPa)		194	44.9	37.5	