

ANÁLISIS SÍSMICO DE TANQUES CILÍNDRICOS CON AISLACIÓN DE BASE

Raúl O. Curadelli, María E. Compagnoni

*Grupo de Dinámica Experimental, Universidad Nacional de Cuyo, Centro Universitario, Parque
Gral. San Martín, Mendoza, Argentina, ocuradelli@fing.uncu.edu.ar.*

Palabras Clave: Tanques cilíndricos, aislamiento sísmico.

Resumen. En este trabajo se presenta un estudio para determinar los parámetros de diseño del sistema de aislamiento sísmico de contenedores cilíndricos de líquido. Mediante un análisis sísmico paramétrico se investiga la respuesta de tanques con alta y baja relación de esbeltez, aislados con dispositivos de goma y plomo (LRB, “lead rubber bearing”). La masa de líquido se representa mediante el modelo de Housner, modificado posteriormente por Haroun, el cual toma en cuenta la flexibilidad de la pared del tanque considerando tres masas concentradas referidas como masa “convectiva”, masa “impulsiva” y masa “rígida”. Debido a que el comportamiento fuerza-desplazamiento de los dispositivos de aislamiento son altamente no lineales y la excitación es modelada como un proceso aleatorio estacionario gaussiano, para obtener la respuesta aleatoria del sistema se recurre a la teoría de vibraciones aleatorias conjuntamente con la técnica de linealización estocástica. De los resultados se infieren importantes conclusiones a cerca de los parámetros de diseño del sistema de aislamiento sísmico de tanques.

1 INTRODUCCIÓN

Los tanques contenedores de líquido son estructuras estratégicamente muy importantes dado que son vitales especialmente en la provisión de agua, en la industria petroquímica y en centrales nucleares. El interés en un comportamiento seguro bajo cargas sísmicas, radica no solo por el costo intrínseco del contenedor sino, en el efecto secundario que ocasiona un accidente. En ciertos casos estos contenedores almacenan sustancias peligrosas (corrosivas o explosivas) las cuales en un accidente, podrían provocar desastres ambientales. En los últimos años se han producido numerosas fallas catastróficas de tanques contenedores de líquido debido a eventos sísmicos severos tales como los terremotos ocurridos en 1994 en Northridge, California, en 1995 en Kobe, Japón y, en 1995 en Chi-Chi, Taiwan. Consecuentemente, es de crucial importancia garantizar un comportamiento satisfactorio de este tipo de estructuras durante un evento sísmico. En este sentido, durante las últimas tres décadas, la tecnología de aislación sísmica ha sido reconocida como una alternativa confiable. El principal concepto de la aislación de base es incrementar el periodo fundamental de vibración por encima del periodo en el cual se concentra la energía proveniente del movimiento sísmico. Adicionalmente, el sistema debe incrementar la disipación de energía con el fin de atenuar la respuesta estructural. De esta manera se logra reducir la transmisión de movimiento del suelo a la estructura.

Numerosos autores han discutido la eficiencia de la aislación de base en contenedores de líquido. [Chalhoub y Kelly \(1990\)](#) realizaron ensayos en mesa vibratoria sobre tanques anclados rígidamente y soportados con aisladores y demostraron una reducción importante en la respuesta dinámica en estos últimos. [Malhotra \(1997\)](#) investigó la respuesta sísmica de tanques aislados y encontró que la respuesta fue efectivamente reducida por el sistema de aislación respecto del sistema de anclaje tradicional pero no hubo cambios en el desplazamiento de las olas en la superficie del líquido (“sloshing”). [Wang et al. \(2001\)](#) observaron una reducción en la respuesta estructural de tanques aislados mediante el sistema de péndulo de fricción. [Shrimali y Jangid \(2002\)](#) estudiaron los efectos de interacción en aisladores de goma y plomo bajo excitación bidireccional y concluyeron que dicho efecto es despreciable para la determinación de la respuesta estructural del contenedor. [Shrimali y Jangid \(2004\)](#) evaluaron el comportamiento de tanques aislados bajo tres registros sísmicos reales, usando un modelo lineal para el sistema de aislación de base. [Jadhav y Jangid \(2006\)](#) confirmaron la eficiencia de esta tecnología en reducir las fuerzas de terremotos de falla cercana sobre tanques aislados mediante dispositivos elastoméricos y de fricción. [Panchal y Jangid \(2008\)](#) y posteriormente [Abali y Uckan \(2010\)](#) investigaron la respuesta de tanques aislados mediante el sistema péndulo de fricción, admitiendo variable el coeficiente de fricción y teniendo en cuenta el cambio de la fuerza axial, respectivamente, durante eventos sísmicos provenientes de una falla cercana. En una reciente investigación conducida por [Soni et al. \(2011\)](#) se realiza un estudio paramétrico del comportamiento del sistema de aislación de tanques mediante aisladores de doble péndulo de fricción. Estos dispositivos poseen doble superficie de fricción elíptica. En sus conclusiones exponen los parámetros óptimos del sistema para lograr mayor eficiencia

Un diseño adecuado debería contemplar la reducción del esfuerzo de corte y el momento del vuelco producido por la presión hidrodinámica del líquido sobre las paredes del tanque, los desplazamientos del sistema de aislación relativos al suelo y la altura de las olas generadas en la superficie del líquido. En la literatura científica existen escasos trabajos que propongan diseños con múltiples objetivos es decir que, procuren minimizar la respuesta en términos de los tres parámetros mencionados anteriormente. En los análisis no solo se necesita tener en cuenta la interacción entre el líquido y la estructura sino que también hay que considerar el

hecho de que la masa de la estructura cambia a lo largo del tiempo con el nivel del líquido contenido. Sin bien un aumento de la flexibilidad lateral del sistema de aislación reduce las fuerzas transmitidas a la estructura desde el suelo, también conduce a desplazamientos relativos grandes del sistema de aislación y de la superficie del líquido que presenta respuesta en baja frecuencia dificultando el diseño del tanque, conexiones, juntas de expansión, etc. Generalmente, para reducir los desplazamientos del sistema de aislación se prescriben amortiguadores adicionales. Sin embargo, un amortiguamiento excesivo podría provocar incrementos en las aceleraciones reduciendo la eficiencia del sistema de aislación. En vista de esto, se necesita profundizar en el estudio del comportamiento de estos sistemas para lograr soluciones que satisfagan todos los requerimientos de un diseño óptimo y seguro. En este trabajo, mediante un análisis sísmico paramétrico, se investiga la influencia que tienen los parámetros del sistema de aislación constituido por dispositivos de goma y plomo (LRB, “lead rubber bearing”) en la respuesta de tanques con alta y baja relación de esbeltez. Debido a que el comportamiento fuerza-desplazamiento de estos dispositivos de aislación es altamente no lineal y la excitación es modelada como un proceso aleatorio estacionario gaussiano, la respuesta aleatoria del sistema se obtiene mediante la teoría de vibraciones aleatorias conjuntamente con la técnica de linealización estocástica.

2 MODELO DE LA EXITACIÓN

Se sabe que la excitación sísmica es inherentemente aleatoria. Pero, si se la admite como un proceso aleatorio estacionario gaussiano y se desprecia la evolución del contenido de frecuencias con el tiempo, es posible caracterizarla mediante una adecuada función de densidad espectral de potencia. Por otro lado, para no apelar a una función de densidad de potencia comúnmente usada tal como la propuesta por Clough y Penzien (1993) o Kanai-Tajimi (1957), en este trabajo se presenta resumidamente la metodología desarrollada por Venmarcke (1976) mediante la cual se obtiene una función de densidad espectral de potencia a partir de un espectro de respuesta dado. De esta manera, dado el espectro de respuesta por el código de diseño, la función de densidad espectral de potencia se puede determinar mediante la siguiente expresión:

$$S_g(\omega_j) = \frac{4\xi}{\omega_j \pi^{-4} \xi \omega_{j-1}} \left(\frac{S_a^2(\omega_j, \xi)}{\eta_j^2} - \Delta \omega \sum_{k=1}^{j-1} S_g(\omega_k) \right) \quad (1)$$

en el cual η_j , llamado factor de pico dado por la Ec. (2), representa el factor por el cual hay que multiplicar el desvío estándar de la respuesta del oscilador para predecir el valor pico de la respuesta, la cual permanecerá por debajo del valor de la ordenada espectral S_a , con una probabilidad p durante la duración T_s del proceso .

$$\eta_j = \sqrt{2 \ln \left\{ 2 \nu_j \left[1 - e^{\left(-q_j^{1.2} \sqrt{\pi \ln(2 \nu_j)} \right)} \right] \right\}} \quad (2)$$

siendo

$$\nu_j = \frac{T_s}{2\pi} \omega_j (-\ln p)^{-1} \quad (3)$$

$$q_j = \sqrt{1 - \frac{1}{1 - \xi^2} \left(1 - \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \frac{\xi}{\sqrt{1 - \xi^2}} \right)} \quad (4)$$

en el cual $S_a(\omega_j, \xi)$ es la ordenada del espectro de respuesta dado, en la frecuencia ω_j para una relación de amortiguamiento $\xi = 0.05$; $T_s = 20s$ es la duración admitida del proceso; $p=0.5$ es la probabilidad con que la respuesta pico permanecerá por debajo de S_a ; $\Delta\omega$ es el paso con el que se discretizó a la frecuencia.

3 MODELO DEL TANQUE CON AISLACIÓN DE BASE

El comportamiento sísmico de tanques contenedores de líquido es bastante complejo debido a la interacción del fluido con la estructura, lo cual conduce a diseños tediosos y computacionalmente costosos. Housner (1963) y Rosenblueth y Newmark (1971) desarrollaron un modelo simplificado de masas concentradas para representar el comportamiento de este tipo de contenedores. De acuerdo al modelo de Haroun (1983), que modificó los modelos anteriores para considerar la flexibilidad de la pared del tanque, la masa de líquido durante la excitación sísmica vibra con tres formas características denominadas, masa convectiva (la parte superior de la masa de líquido que controla la superficie libre, es decir, representa la masa de las olas en la superficie del líquido), masa impulsiva (la parte intermedia de la masa de líquido que vibra junto a la pared del tanque) y masa rígida (la parte inferior de la masa de líquido que vibra solidaria al fondo del recipiente) (ver Figura 1). De esta manera el sistema tiene tres grados de libertad bajo excitación unidireccional con masas referenciadas como masa convectiva, m_c , masa impulsiva, m_i , y masa rígida, m_r , y la respuesta puede ser evaluada considerando solo tres modos de vibración como fue observado experimentalmente por Kim y Lee (1995) y numéricamente por Malhotra (1997). Así, los desplazamientos absolutos de cada grado de libertad son denotados por u_c , u_i y u_r , respectivamente. En el análisis las siguientes hipótesis se admitieron: a) la masa convectiva e impulsiva son conectadas a la pared del tanque mediante resortes que tienen rigidez equivalente igual a k_c y k_i respectivamente, b) el peso propio del tanque es despreciable frente al peso total efectivo, c) el tanque permanece en comportamiento elástico lineal durante todo el análisis, d) el amortiguamiento asociado con la masa convectiva e impulsiva se expresa mediante una relación de amortiguamiento previamente admitida y, e) el comportamiento de los aisladores es isotrópico y la relación fuerza-desplazamiento se admite bilineal.

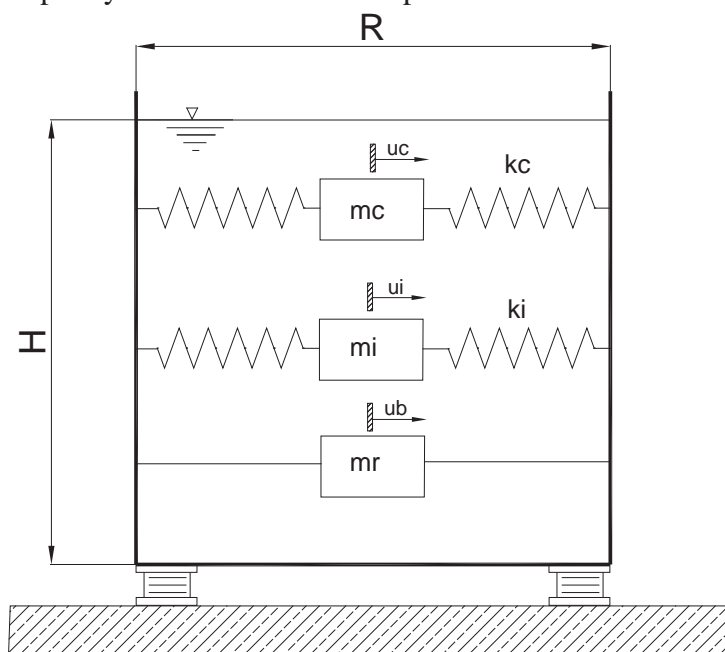


Figura1. Modelo del tanque.

Las masas convectiva, impulsiva y rígida se determinan a partir de la masa de líquido, m , como:

$$\begin{aligned} m &= \pi R^2 H \rho_w \\ m_c &= Y_c m \\ m_i &= Y_i m \\ m_r &= Y_r m \end{aligned} \quad (5)$$

en el cual ρ_w es la densidad del líquido; Y_c , Y_i , Y_r son relaciones de masa las cuales son función del espesor del tanque, t_h , y la relación de esbeltez definida como $S = H/R$; en el cual H es la altura de líquido y R es el radio del tanque.

La frecuencia fundamental de la masa convectiva, ω_c , e impulsiva, ω_i se determinan mediante las siguientes expresiones:

$$\omega_c = \sqrt{1.84 \left(\frac{g}{R} \right) \tanh(1.84S)} \quad (6)$$

$$\omega_i = \frac{P}{H} \sqrt{\left(\frac{E}{\rho_s} \right)} \quad (7)$$

donde E y ρ_s son el módulo de elasticidad y la densidad de la pared del tanque, respectivamente; g es la aceleración de la gravedad.

Para $t_h/R = 0.004$ las relaciones de masa y el coeficiente P se expresan de acuerdo al trabajo de Haroun (1983) y referenciadas en Shrimali y Jangid (2004) como:

$$\begin{pmatrix} Y_c \\ Y_i \\ Y_r \\ P \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1.01327 & -0.87578 & 0.35708 & 0.06692 & 0.00439 \\ -0.15467 & 1.21716 & -0.62839 & 0.14434 & -0.0125 \\ -0.01599 & 0.86356 & -0.39094 & 0.04083 & 0 \\ 0.037085 & 0.084302 & -0.05088 & 0.012523 & -0.0012 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ S \\ S^2 \\ S^3 \\ S^4 \end{pmatrix} \quad (8)$$

La rigidez y amortiguamiento equivalente de las masas convectivas e impulsivas se determinan como sigue:

$$\begin{aligned} k_c &= m_c \omega_c^2 \\ k_i &= m_i \omega_i^2 \\ c_c &= 2 \xi_c m_c \omega_c \\ c_i &= 2 \xi_i m_i \omega_i \end{aligned} \quad (9)$$

donde ξ_c y ξ_i son las relaciones de amortiguamiento de la masa convectiva e impulsiva, respectivamente.

3.1 Ecuación de movimiento

La ecuación de movimiento básica del modelo de tres grados de libertad para el tanque aislado bajo excitación sísmica se expresa en forma matricial como:

$$[m]\{\ddot{x}\} + [c]\{\dot{x}\} + [k]\{x\} = -[m]\{r\}\{\ddot{u}_g\} \quad (10)$$

donde $\{x\} = \{x_c \ x_i \ x_b\}^T$ es el vector desplazamiento; $x_c = u_c - u_b$ es el desplazamiento de la masa convectiva respecto a la base del tanque; $x_i = u_i - u_b$ es el desplazamiento de la masa impulsiva respecto a la base del tanque; $x_b = u_b - u_g$ es el desplazamiento de la base del tanque respecto al suelo; $[m]$, $[c]$, $[k]$ son las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente; $\{r\} = \{0 \ 0 \ 1\}^T$ es el vector de influencia; \ddot{u}_g es la aceleración del suelo y T denota la matriz traspuesta. Las matrices $[m]$, $[c]$, $[k]$ se expresan como:

$$\begin{aligned} [m] &= \begin{bmatrix} m_c & 0 & m_c \\ 0 & m_i & m_i \\ m_c & m_i & M \end{bmatrix} \\ [c] &= \begin{bmatrix} c_c & 0 & 0 \\ 0 & c_i & 0 \\ 0 & 0 & c_{eq} \end{bmatrix} \\ [k] &= \begin{bmatrix} k_c & 0 & 0 \\ 0 & k_i & 0 \\ 0 & 0 & k_{eq} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (11)$$

donde $M = m_c + m_i + m_r$ es la masa efectiva del tanque aislado; k_{eq} y c_{eq} es la rigidez horizontal equivalente y el amortiguamiento viscoso equivalente del sistema de aislación, respectivamente.

3.2 Modelo matemático del aislador

Los aisladores se consideran construidos por capas alternadas de goma y acero. Ellos son verticalmente rígidos y la aislación es lograda por la flexibilidad horizontal y el amortiguamiento. La relación fuerza-desplazamiento se admite bilineal como se muestra en Figura 2.

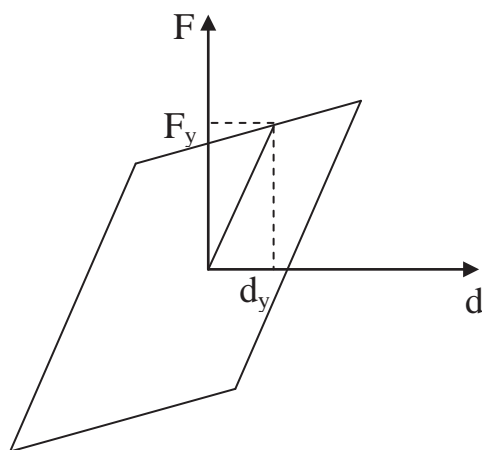


Figura2. Ley constitutiva bilineal del aislador.

Generalmente, al sistema de aislación se lo diseña para lograr valores específicos de los tres parámetros siguientes:

$$\begin{aligned}
 T_b &= 2\pi \sqrt{\frac{M}{\alpha k_b}} \\
 \xi_b &= \frac{c_b}{2M\omega_b} \\
 F_o &= \frac{F_y}{Mg}
 \end{aligned} \tag{12}$$

en el cual T_b es el periodo fundamental post-fluencia del sistema de aislación; k_b y αk_b es la rigidez inicial y post-fluencia del sistema de aislación, respectivamente; α es la relación entre la rigidez post y pre-fluencia; c_b es el amortiguamiento viscoso total del sistema de aislación; ξ_b es la relación de amortiguamiento del sistema de aislación; F_o es la fuerza de fluencia normalizada respecto al peso total efectivo del tanque; F_y y d_y es la fuerza total de fluencia y el desplazamiento de fluencia del sistema de aislación, respectivamente.

3.3 Linealización

Como la respuesta del sistema es determinada a partir de la Función de Respuesta en Frecuencia (FRF) que está definida solo para sistemas lineales, es necesario linealizar la ecuación. Para la linealización se admite al tanque aislado como un sistema con un grado de libertad con masa M , una fuerza disipativa, $c_b \dot{x}_b$, y una fuerza restitutiva bilineal, $f_b(x_b)$, correspondientes al sistema de aislación. Además, se admite que ambas fuerzas se pueden aproximar mediante el modelo lineal equivalente dado por $c_{eq} \dot{x}_b$ y $k_{eq} x_b$ en el cual c_{eq} y k_{eq} denotan el coeficiente de amortiguamiento viscoso y rigidez equivalente, respectivamente. Estos últimos parámetros se obtienen mediante el método de linealización estadística propuesto por Caughey (1960) como sigue:

$$\begin{aligned}
 k_{eq} &= k_b \left(1 - \frac{8\mu}{\pi} \int_1^\infty ((z\lambda)^{-1} + z^{-3})(z-1)^{0.5} e^{-\frac{z^2}{\lambda}} dz \right) \\
 c_{eq} &= c_b + \frac{2\mu}{\sqrt{\pi\lambda}} \frac{k_b}{\omega_{eq}} \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda}} \right) \right)
 \end{aligned} \tag{13}$$

en el cual $\mu = 1 - \alpha$; $\lambda = 2 \left(\frac{\sigma_{x_b}}{d_y} \right)^2$; $\omega_{eq} = \sqrt{\frac{k_{eq}}{M}}$; $\sigma_{x_b}^2$ es el valor cuadrático medio del desplazamiento del tanque respecto al suelo.

Una vez que los parámetros equivalentes del sistema son evaluados, el valor cuadrático medio del desplazamiento del tanque respecto al suelo, $\sigma_{x_b}^2$, se determina mediante:

$$\sigma_{x_b}^2 = \int_{-\infty}^{\infty} |H_{eq}(\omega)|^2 S_g(\omega) d\omega \tag{14}$$

donde la función de respuesta en frecuencia (FRF) es dada por:

$$|H_{eq}(\omega)|^2 = \frac{1}{(k_{eq} - M\omega^2)^2 + (c_{eq}\omega)^2} \tag{15}$$

Como los parámetros equivalentes en la Ec.(13) dependen de $\sigma_{x_b}^2$ el procedimiento se debe

repetir hasta que el valor obtenido en la Ec. (14) coincida con el valor asumido en la Ec. (13).

3.4 Evaluación de la respuesta aleatoria

A partir de la teoría de vibraciones aleatorias, la respuesta de un sistema lineal bajo una excitación aleatoria estacionaria en términos del valor cuadrático medio se puede evaluar como (Roberts y Spanos, 2003):

$$\sigma^2 = \text{diag}\left(\int_{-\infty}^{\infty} S_{xx}(\omega) d\omega\right) \quad (16)$$

en el cual $\sigma^2 = \{\sigma^2_{x_c} \quad \sigma^2_{x_i} \quad \sigma^2_{x_b}\}^T$ es un vector con el valor cuadrático medio de los desplazamientos relativos de cada masa. La densidad espectral de potencia de la respuesta es dada por:

$$S_{xx} = H(\omega) S_{gg}(\omega) H(\omega)^{*T} \quad (17)$$

en la cual la densidad espectral de potencia de la excitación es:

$$S_{gg}(\omega) = [m]\{r\}([m]\{r\})^T S_g(\omega)$$

siendo la FRF:

$$H(\omega) = ([k] - [m]\omega^2 + i[c]\omega)^{-1} \quad (18)$$

4 ESTUDIO NUMÉRICO

En el estudio se analizan dos tanques con esbelteces diferentes. El primero posee una esbeltez igual a $S = 1.85$, altura $H = 11.3$ m y frecuencias naturales de la masa convectiva e impulsiva igual a $f_c = 0.272$ Hz y $f_i = 5.963$ Hz, respectivamente. La esbeltez del segundo es $S = 0.6$, altura $H = 14.6$ m y frecuencias naturales igual a $f_c = 0.123$ Hz y $f_i = 3.944$ Hz. La relación de amortiguamiento de la masa convectiva e impulsiva para ambos tanques se admite igual a 0.005 y 0.02, respectivamente. Se considera que las paredes de los tanques son de acero con módulo de elasticidad igual a $E = 200$ MPa y densidad $\rho_s = 7900$ Kg/m³. Las características geométricas y parámetros del modelo para ambos tanques fueron extraídos del trabajo de Malhotra (1997).

El análisis sísmico paramétrico de los tanques aislados se requiere especificar un intervalo para los parámetros del sistema de aislación como sigue: a) periodo fundamental post-fluencia, $T_b = [1 \ 2 \ 3]$ s; b) relación de amortiguamiento, $\xi_b = [0.01 \ 0.05 \ 0.1 \ 0.15 \ 0.2 \ 0.25]$; c) fuerza normalizada de fluencia, $F_o = [0.025 \ 0.05 \ 0.1]$ y d) desplazamiento de fluencia del sistema de aislación admitido $d_y = 0.015$ m, todos definidos en Ec. (12). La excitación se define a partir del espectro de respuesta de pseudo-aceleración dado por el código INPRES-CIRSOC 103 (1991) admitiendo que el lugar de emplazamiento del tanque corresponde a la zona sísmica IV y el suelo tipo II como se muestra en la Figura 3.

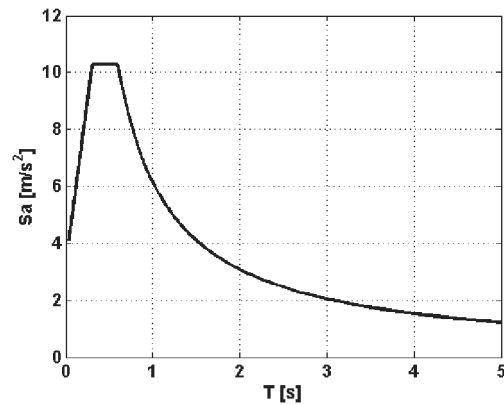


Figura3. Espectro de respuesta de pseudo aceleración. Zona sísmica IV, tipo suelo II.

5 ANALISIS DE LA RESPUESTA

Es de interés conocer la respuesta del sistema estudiado en términos de: a) el desvío estándar del corte en la base del tanque; b) el desvío estándar del desplazamiento relativo del sistema de aislación respecto al suelo y c) el desvío estándar del desplazamiento de la masa convectiva relativo a la base del tanque. Conocer el corte en la base es importante para dimensionar el tanque y el sistema de aislación. Determinar el desplazamiento de la masa convectiva y del sistema de aislación es necesario para definir la geometría del tanque y para el diseño propio del sistema de aislación, las conexiones, juntas de expansión etc.

5.1 Tanque con esbeltez $S = 1.85$

La Figura 4 y 5 muestran el efecto del amortiguamiento viscoso sobre el corte en la base y el desplazamiento del tanque relativo al suelo, respectivamente. La respuesta se muestra para diferentes valores de periodos post-fluencia, T_b y resistencia de fluencia del sistema de aislación, F_o .

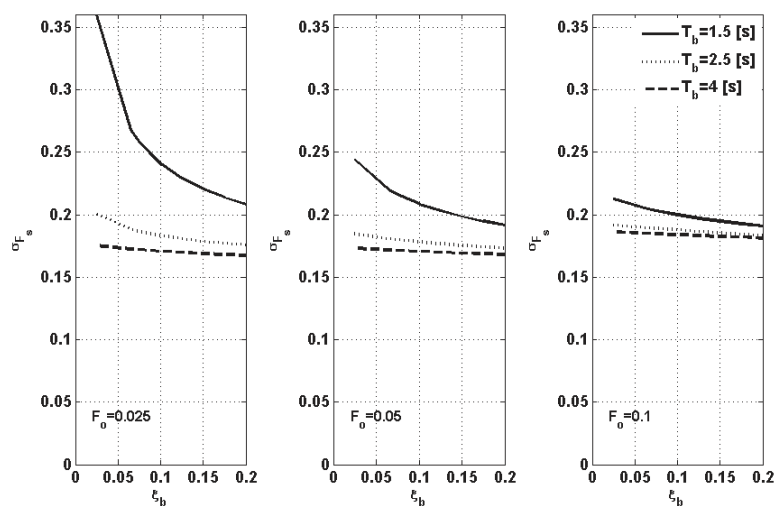


Figura4. Desvío estándar del corte en la base del tanque. $S = 1.85$.

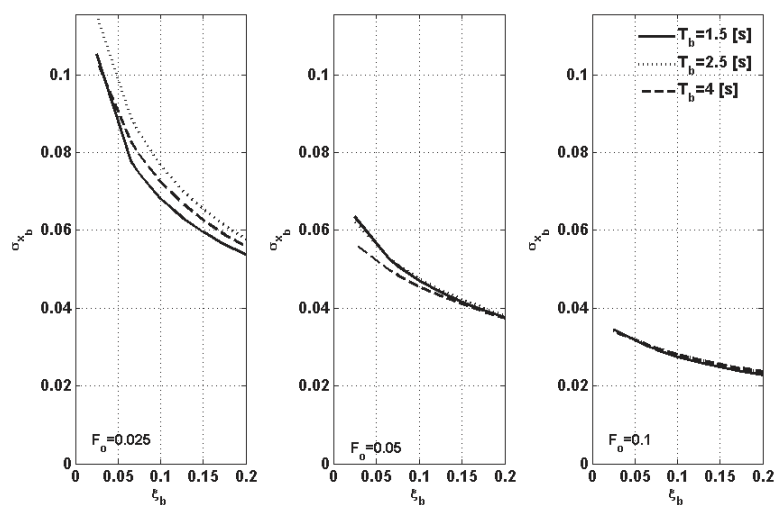


Figura5. Desvío estándar del desplazamiento del tanque relativo al suelo. $S = 1.85$.

En general, en [Figura 4](#) se observa el efecto del sistema de aislación sobre el corte en la base, es decir, con menor rigidez lateral pre y post-fluencia, el corte se reduce. En sistemas con mayor rigidez post-fluencia, el incremento de amortiguamiento viscoso produce una importante reducción en la transmisión del corte, mientras que en aquellos en los cuales la rigidez post-fluencia es baja (periodos post-fluencia mayores a 2.5s), el amortiguamiento viscoso no produce cambios significativos. A partir de una resistencia de fluencia próxima a $F_o = 0.1$ el sistema de aislación posee una rigidez inicial importante y el esfuerzo transmitido desde el suelo comienza a incrementarse reduciéndose el beneficio de la flexibilidad post-fluencia.

Por otro lado, en los sistemas con mayor flexibilidad en donde la transmisión del corte es limitada, los desplazamientos relativos del tanque respecto del suelo son considerablemente mayores como se muestra en la [Figura 5](#). Claramente se observa la reducción de desplazamiento con el incremento de la rigidez inicial. Para un sistema con rigidez inicial dada, se logra una reducción importante en los desplazamientos con el incremento del amortiguamiento equivalente (amortiguamiento viscoso más histerético). Los desplazamientos no son significativamente diferentes en sistemas con igual rigidez inicial. En los que tienen mayor rigidez post-fluencia el desplazamiento se controla principalmente por rigidez, mientras que en los más flexibles por disipación de energía inelástica.

De ambas figuras se infiere que es necesario optar por una solución de compromiso, ya que las propiedades del sistema de aislación T_b y F_o tienen efectos contrarios sobre los parámetros analizados de la respuesta. Con el objetivo de reducir la respuesta del sistema integralmente, se deberían elegir los parámetros para el sistema de aislación en los siguientes intervalos: $\xi_b = [0.1- 0.2]$; $T_b = [2.5- 4]$ s; $F_o = [0.05-0.1]$. Antes de tomar una decisión, el diseñador deberá hacer una evaluación integral teniendo en cuenta todos los aspectos involucrados en el diseño del sistema de aislación.

En la [Figura 6](#) se presenta la dependencia del desplazamiento relativo de la masa convectiva con relación a los parámetros del sistema de aislación.

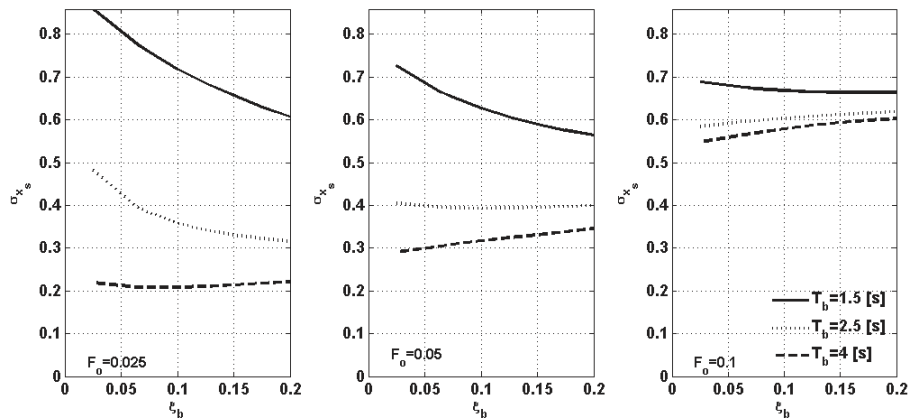


Figura6. Desvío estándar del desplazamiento relativo de la masa convectiva. $S = 1.85$.

En la Figura 6 se observa que, para reducir el desplazamiento del líquido en la superficie es necesario diseñar sistemas altamente flexibles ya que se trata, en general, de una respuesta de baja frecuencia. En sistemas con fuerzas de fluencia hasta $F_0 = 0.05$ y periodos post-fluencia superiores a $T_b = 2.5$ s, se logran los menores valores del desplazamiento relativo de la masa convectiva y prácticamente la respuesta no es modificada por el amortiguamiento viscoso del sistema de aislación. Con un aumento de la rigidez inicial del sistema de aislación se incrementa su rigidez equivalente y consecuentemente la respuesta de la masa líquida.

5.2 Tanque con esbeltez $S= 0.6$

De la misma manera que en el caso anterior, en las Figuras 7 y 8 se muestra la dependencia del corte en la base y el desplazamiento del tanque relativo al suelo con el amortiguamiento viscoso del sistema de aislación, pero para tanques con pequeña esbeltez.

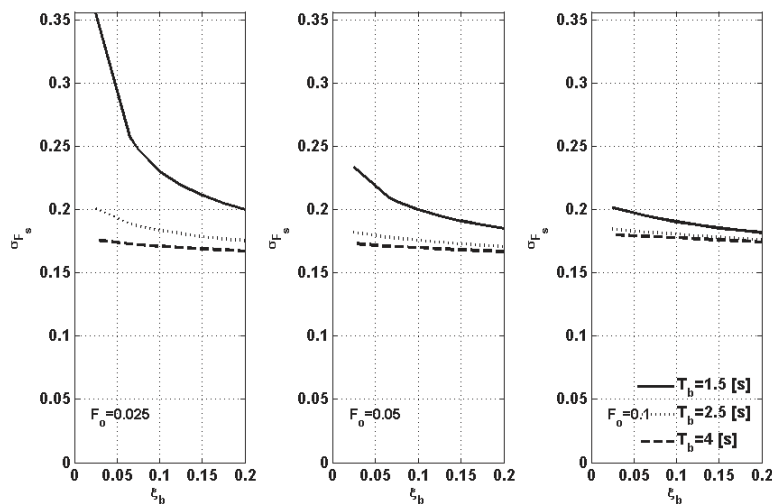


Figura7. Desvío estándar del corte en la base del tanque. $S = 0.6$.

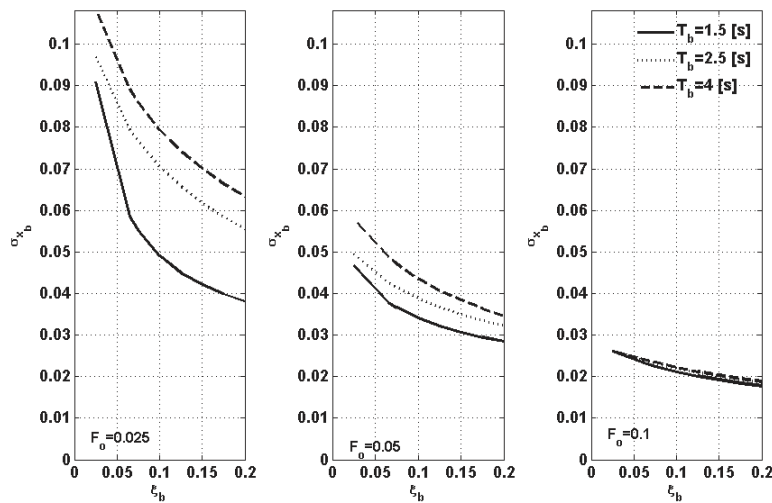


Figura8. Desvío estándar del desplazamiento del tanque relativo al suelo. $S = 0.6$.

Como anteriormente, en la [Figura 7](#) se observa que para lograr un corte basal reducido es necesario disponer de un sistema de aislación flexible. En sistemas con rigidez post-fluencia baja, la rigidez inicial no modifica el corte significativamente. En sistemas flexibles con periodos post-fluencia $T_b > 2.5s$, el corte prácticamente no se modifica con el amortiguamiento viscoso; sin embargo, con periodos post-fluencia menores a 1.5s, el incremento de amortiguamiento reduce el corte en la base. Como era de esperar, la [Figura 8](#) muestra una reducción en el desplazamiento del sistema de aislación con el incremento del amortiguamiento viscoso. Si bien la disipación es mayor en los sistemas más flexibles, la rigidez post-fluencia del sistema más rígido prevalece y controla en mayor medida la respuesta. También se percibe que no hay un efecto significativo del periodo post-fluencia sobre el desplazamiento del tanque para una rigidez inicial elevada ($F_o = 0.1$), debido a que el sistema incursiona muy poco en el rango inelástico.

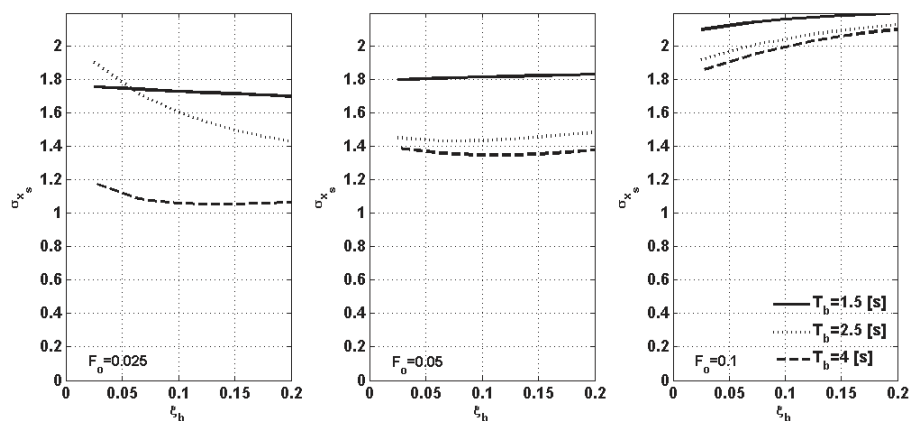


Figura9. Desvío estándar del desplazamiento relativo de la masa convectiva. $S = 0.6$.

La [Figura 9](#) muestra en general, elevados valores del desplazamiento relativo de la masa convectiva. Lógicamente los valores menores se logran con los sistemas más flexibles y la respuesta se incrementa al rigidizarse el sistema con el aumento de la rigidez inicial y post-fluencia. Para controlar la respuesta de la masa líquida de la superficie en este tipo de tanques es necesario diseñar sistemas de aislación extremadamente flexibles $T_b > 4s$. La dependencia

del desplazamiento de la masa convectiva con el amortiguamiento viscoso del sistema de aislación es prácticamente despreciable.

6 CONCLUSIONS

Las siguientes conclusiones pueden ser extraídas de los resultados del presente estudio sobre tanques aislados con dispositivos no lineales del tipo de goma y plomo (LRB):

- Como se sabe en sistemas montados con sistemas de aislación de vibraciones, el menor corte en la base se obtiene con el incremento de la flexibilidad. Cuando el sistema posee una flexibilidad suficiente, la influencia del amortiguamiento ya no es importante en la transmisión de fuerza desde el suelo.
- Con el incremento del amortiguamiento equivalente (amortiguamiento viscoso más histerético) se logra reducir significativamente los desplazamientos del tanque respecto al suelo. Por otro lado la rigidez inicial también controla eficazmente el desplazamiento relativo al suelo. Si bien en tanques esbeltos la rigidez post-fluencia no produce cambios significativos en el desplazamiento relativo, en tanques poco esbeltos existe una diferencia importante solo en sistemas con baja rigidez inicial.
- Al diseñar sistemas de aislación con el objetivo de reducir el corte en la base y el desplazamiento relativo del tanque respecto al suelo, se recomienda mantener los parámetros del sistema en torno de los siguientes valores: fuerza de fluencia $F_o = 0.05$, amortiguamiento viscoso $\xi_b = 0.1$ y periodo post-fluencia $T_b > 2.5s$. (Note que existe un mínimo en la respuesta cuando $F_o = 0.05$ y $\xi_b = 0.1$ para el sistema esbelto con $T_b = 1.5s$ y para el sistema robusto con $T_b = 2.5s$) Siempre es importante evaluar el movimiento de la masa de líquido superficial.
- El amortiguamiento tiene poca influencia en el desplazamiento relativo de la masa convectiva (movimiento de masa líquida superficial), especialmente para sistemas con $T_b > 2.5s$. Se comprueba un incremento en el movimiento de esta masa líquida para aumentos en la rigidez inicial del sistema de aislación. Para controlar el desplazamiento relativo de la masa convectiva es necesario diseñar sistemas de aislación altamente flexibles.

REFERENCIAS

- Abali, E., and Uckan, E., Parametric analysis of liquid storage tanks base isolated by curved surface sliding bearings. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 30:21–31, 2010.
- Almazán, J.L., Cerda, F.A., De la Llera, J.C. and López-García, D., Linear isolation of stainless steel legged thin-walled tanks. *Engineering Structures*, 29:1596–611, 2007.
- Caughey T.K., Random excitation of a system with bilinear hysteresis. *Journal of Applied Mechanics*, ASME, 27:649–52, 1960.
- Chalhoub, M.S. and Kelly, J.M., Shake table test of cylindrical water tanks in base-isolated structures. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, 116,7:1451–1472, 1990.
- Cho, K.H., Kim, M.K., Lim, Y.M. and Cho, S.Y., Seismic response of base-isolated liquid storage tanks considering fluid–structure–soil interaction in time domain. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 24:839–852, 2004.
- Clough, R.W. and Penzien, J., *Dynamics of Structures*, McGraw Hill Book Company, New York, 1993.
- Haroun, M.A., Vibration studies and test of liquid storage tanks. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 11:179–206, 1983.
- Housner, G.W., Dynamic behavior of water tanks. *Bulletin of the Seismological Society of*

- America*, 53:381–387, 1963.
- INPRES-CIRSOC 103. Normas Argentinas para Construcciones Sismo-resistentes; 1991.
- Jadhav, M.B., Jangid, R.S., Response of base-isolated liquid storage tanks to near-fault motions. *Journal of Structural Engineering Mechanics*, 23:615–634, 2006.
- Kanai K., Semi-empirical formula for the seismic characteristics of the ground. Univ. Tokyo, *Bull. Earthquake Res. Inst.*, 35:309–25, 1957.
- Kim, N.S., and Lee, D.G., Pseudodynamic test for evaluation of seismic performance of base-isolated liquid storage tanks. *Engineering Structures*, 17:198–208, 1995.
- Maleki, A. and Ziyaeifar, M., Damping enhancement of seismic isolated cylindrical liquid storage tanks using baffles. *Engineering Structures*, 29:3227–40, 2007.
- Maleki, A. and Ziyaeifar, M., Sloshing damping in cylindrical liquid storage tanks with baffles. *Journal of Sound and Vibration*, 311:372–85, 2008.
- Malhotra, P.K., New methods for seismic isolation of liquid-storage tanks. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 26:839–847, 1997.
- Panchal, V.R. and Jangid, R.S., Variable friction pendulum system for seismic isolation of liquid storage tanks. *Nuclear Engineering and Design*, 238:1304–1315, 2008.
- Roberts JB, Spanos PD. *Random vibration and statistical Linearization*. New York: Dover Publications, 2003.
- Rosenblueth, E. and Newmark, N.M., *Fundamentals of Earthquake Engineering*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ, 1971.
- Shrimali, M.K., and Jangid, R.S., Non-linear seismic response of base-isolated liquid storage tanks to bi-directional excitation. *Nuclear Engineering and Design*, 217:1–20, 2002.
- Shrimali, M.K. and Jangid, R.S., Seismic analysis of base-isolated liquid storage tanks. *Journal of Sound and Vibration*, 275, 59-75(2004).
- Soni, D.P., Mistry, B.B., and Panchal, V.R., Double variable frequency pendulum isolator for seismic isolation of liquid storage tanks. *Nuclear Engineering and Design*, 241:700–713, 2011.
- Vanmarcke, E.H., Structural response to earthquakes. In: Lomnitz C, Rosenblueth E, editors. *Seismic Risk and Engineering Decisions*. Amsterdam: Elsevier; 1976.
- Wang, Y.P., Tang, M.C. and Chung, K.W., Seismic isolation of rigid cylindrical tanks using friction pendulum bearings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30:1083–1099, 2001.