

Evaluación de respuesta sísmica de estructuras masivas fundadas superficialmente

Adriano Trono¹, Federico Pinto^{1,2} y Carlos A. Prato¹

¹ Departamento de Estructuras, Facultad de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba, Argentina

² Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas

Fecha de recepción del manuscrito: 29/10/2014

Fecha de aceptación del manuscrito: 02/02/2015

Fecha de publicación: 16/03/2015

Resumen—La Central Nuclear de Embalse se encuentra actualmente en proceso de renovación de licencia operativa, por lo que se requiere la disposición de material irradiado en estructuras de almacenamiento denominadas Retube Canisters. Estas estructuras masivas se encuentran fundadas superficialmente, siendo el evento controlante el sismo de diseño establecido mediante un estudio probabilístico realizado para el sitio de emplazamiento. Las demandas sísmicas son caracterizadas mediante un espectro de riesgo uniforme a nivel de afloramiento rocoso. De esta manera, la verificación sísmica considera la amplificación del depósito de suelos y la interacción dinámica suelo estructura. Se realizan dos tipos de análisis de respuesta estructural: análisis de integración en el tiempo y método modal espectral. El análisis de integración en el tiempo considera acelerogramas reales escalados mediante componentes sintéticas para el ajuste espectral, mientras que la superposición espectral se realiza considerando modos complejos obtenidos mediante la formulación en espacio de estado desarrollada por Villaverde y Newmark y mediante modos reales considerando el concepto de amortiguamiento equivalente propuesto por Biggs y Roesset. El presente trabajo describe la aplicación de los distintos métodos de análisis y realiza una evaluación crítica de los resultados obtenidos en relación a las demandas de diseño.

Palabras clave—Suelo, Estructura, Respuesta, Dinámica.

Abstract— The Embalse Nuclear Power Plant is currently undergoing a license extension process, for which irradiated materials to be discarded are to be disposed of at large storage structures, referred to as Retube Canisters. These massive structures bear on foundation slabs, the controlling design event being a design earthquake, defined by means of a site-specific Probabilistic Seismic Hazard Assessment. The seismic demands are defined in terms of a Uniform Hazard Spectrum at an equivalent rock outcrop. Hence, the seismic verification considers the amplification of the soil deposit, as well as the dynamic soil-structure interaction. Two types of analyses are performed: time integration and spectral superposition. The time integration analysis considers seismic records scaled by means of synthetic components in order to match the design spectrum, whereas the modal superposition considers complex modes derived by means of the space-state formulation developed by Villaverde and Newmark and by means of undamped modes considering the concept of equivalent damping proposed by Biggs and Roesset. The paper describes the application of the different techniques and performs a comparison of the foundation demands obtained.

Keywords—Soil, Structure, Response, Dynamics.

INTRODUCCIÓN

Debido al reacondicionamiento de la Central Nuclear de Embalse para la extensión de vida, se requiere la disposición de material irradiado en estructuras de almacenamiento denominadas Retube Canisters. Estas estructuras masivas se encuentran fundadas superficialmente y presentan amortiguamientos modales elevados y modos de vibración complejos.

En la práctica habitual, es común utilizar para el análisis dinámico de respuesta estructural la Superposición Modal Espectral; una herramienta sencilla y de fácil aplicación que está basada en el valor esperado de la respuesta máxima en función de los espectros modales y es de gran interés

analizar comparativamente sus resultados con otros obtenidos mediante otros métodos.

En este trabajo se realizan dos tipos de análisis de respuesta estructural: análisis de integración en el tiempo y método modal espectral. El análisis de integración en el tiempo considera acelerogramas reales escalados mediante componentes sintéticas para el ajuste espectral, mientras que la superposición espectral se realiza considerando modos complejos obtenidos mediante la formulación en espacio de estado desarrollada por Villaverde y Newmark [3] y mediante modos reales considerando el concepto de amortiguamiento equivalente propuesto por Biggs y Roesset [4].

GEOMETRÍA Y MATERIALES

Las estructuras de Retube Canisters (Canisters) consisten en cilindros de hormigón armado de 9,45 m de diámetro, con paredes de 1,02 m de espesor, y 8,66 m de altura,

Adriano Trono, Avenida Vélez Sarsfield 1611 Ciudad Universitaria, X5016 CGA. Tel: 03514334145, a_trono@hotmail.com

incluyendo una base de 1,50 m de espesor y se encuentran fundados en plateas de 14x14 m y 2,0 m de espesor. En la Fig. 1 se muestran las dimensiones de la estructura y su fundación y en la Fig. 2 se muestra un despiece esquemático donde se observa cómo están dispuestos los liners metálicos en el interior de un Canister. La masa total de cada unidad es $W=2167\text{ t}$ y su centro de masa (c.g) se encuentra a una altura $h=3,97\text{ m}$ sobre el nivel de fundación. El Momento de Inercia respecto al c.g es $I_g=54309\text{ t m}^2$.

El proyecto consiste en un total de cuatro Canisters, dispuestos uno a continuación del otro con plateas estructuralmente individuales.

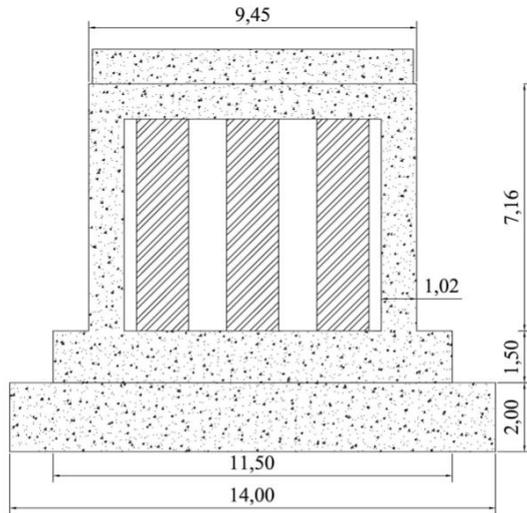


Fig. 1: Corte de Canister y Fundación

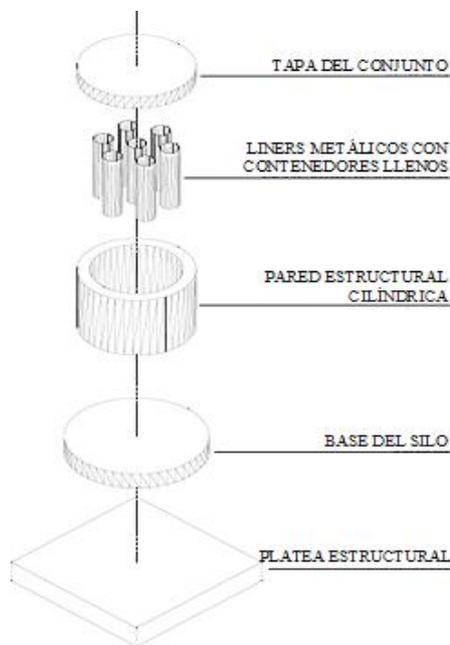


Fig. 2: Despiece de Canister

RESPUESTA SÍSMICA

Demanda Sísmica

El sismo de diseño se establece mediante un estudio probabilístico realizado para el sitio de emplazamiento que define Espectros de Riesgo Uniforme (UHS) como

demandas correspondientes a un afloramiento rocoso para diversos períodos de retorno. Con el fin de obtener un espectro de respuesta en la superficie de los depósitos de suelos, se realiza un estudio de amplificación. Para el análisis de integración en el tiempo, se seleccionan registros sísmicos con la menor desviación estándar respecto al espectro objetivo y se modifican por medio del código RASCAL [1], que introduce componentes sintéticas adicionales a los registros a fin de ajustar el espectro objetivo. En la Fig. 3 puede observarse el promedio de los espectros ajustados mediante el código RASCAL [1] comparado con el espectro objetivo.

Interacción suelo-estructura

El análisis de interacción suelo-estructura permite determinar el desplazamiento lateral (sliding) y el vuelco (rocking). La estructura es considerada como un cuerpo rígido apoyado sobre el suelo.

Para plantear las ecuaciones dinámicas es necesario definir al vector desplazamiento \vec{x}_t del centro de gravedad de la estructura como:

$$\vec{x}_t = \vec{x} + \vec{y}_s \quad (1)$$

Donde \vec{x} es el vector desplazamiento relativo del c.g respecto del suelo e \vec{y}_s es el vector desplazamiento del suelo que se considera con componente de giro nula.

Las fuerzas que actúan sobre cada Canister son la fuerza elástica opuesta al desplazamiento relativo, la fuerza de amortiguamiento opuesta a la velocidad relativa y las fuerzas inerciales debidas a la aceleración del suelo y a la aceleración relativa. Respecto a los momentos, se generan solicitaciones en función de la rigidez al vuelco del suelo y el amortiguamiento por giro, además de los producidos por las fuerzas de corte en la base respecto al centro de gravedad de la estructura y los momentos inerciales que dependen de la aceleración angular relativa. La ecuación de equilibrio dinámico del sistema planteado es:

$$[M]\ddot{\vec{x}} + [C]\dot{\vec{x}} + [K]\vec{x} = -[M] * \vec{J} * \ddot{y}_s \quad (2)$$

Siendo $[M]$, $[C]$ y $[K]$ las matrices de masa, amortiguamiento y rigidez, respectivamente, $\dot{\vec{x}}$ y $\ddot{\vec{x}}$ los vectores velocidad relativa y aceleración relativa, J el vector de influencia e \ddot{y}_s la aceleración del suelo. Los detalles de las expresiones (1) y (2) están expuestos en Apéndices.

Las solicitaciones sísmicas son el corte basal $F_b = F_g$, y el momento en la base $M_b = M_g + F_g h$, donde M_g es el momento en c.g.

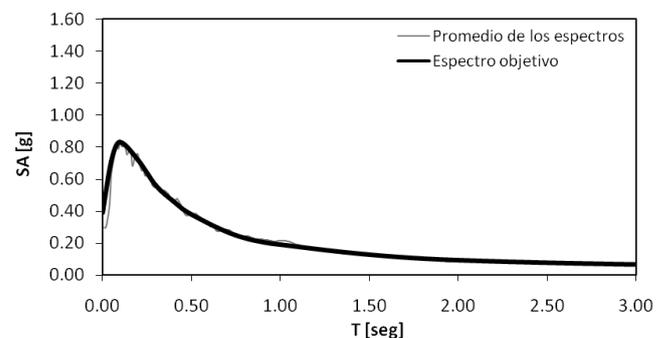


Fig. 3: Espectro Objetivo y Promedio de los Espectros ajustados mediante RASCAL

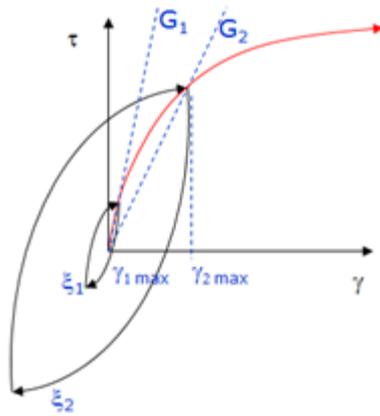


Fig. 4: Ciclo de Histéresis.

El amortiguamiento del sistema es no proporcional, por lo que la matriz de amortiguamiento no puede expresarse como combinación lineal de las matrices de rigidez y de masa. De esta manera, la solución debe plantearse en espacio de estado y los modos naturales de vibración resultan complejos.

Los fenómenos de disipación de energía considerados son el amortiguamiento material (AM) y radiación de ondas (RO). Este último es un fenómeno de propagación de ondas superficiales a través de un estrato de suelo que implica amortiguamiento en las ecuaciones dinámicas. Se utilizan los valores sugeridos por el documento ASCE 4-98 [2] para instalaciones nucleares, tanto para el cálculo de los amortiguamientos por radiación y las rigideces dinámicas de la fundación.

El modelo sólido de Kelvin Voigt establece que la tensión de corte, τ , puede expresarse a partir de un modelo viscoelástico:

$$\tau = G \gamma + \eta \frac{d\gamma}{dt} \quad \eta = \frac{2G\xi}{\omega} \quad (3)$$

Siendo G el módulo de corte, γ la distorsión y η la constante viscosa que hace que el amortiguamiento sea fuertemente dependiente de la frecuencia ω . Para eliminar esta dependencia, se define una viscosidad inversamente proporcional a la frecuencia. El amortiguamiento material puede ser incorporado mediante el principio de correspondencia como un valor de rigidez complejo. Considerando un material tipo Kelvin Voigt la ecuación de equilibrio dinámico resulta:

$$G \frac{d^2u}{dx^2} + \eta \frac{d}{dt} \left(\frac{d^2u}{dx^2} \right) = \rho \frac{d^2u}{dt^2} \quad (4)$$

Donde u es el desplazamiento transversal a la coordenada x y ρ la densidad de masa del material.

Planteando esta ecuación en el dominio de las frecuencias y realizando el correspondiente reemplazo de la constante viscosa η , el módulo de corte G^* resulta complejo.

$$G(1 + 2i\xi) \frac{d^2U}{dx^2} = -\omega^2 \rho U(\omega) \quad (5)$$

$$G^* = G(1 + 2i\xi) \quad (6)$$

Siendo $U(\omega)$ la transformada de Fourier de u en función de la frecuencia ω , ξ la relación de amortiguamiento y G^* el módulo de corte complejo.

En cada punto del suelo ocurre un ciclo como el que se esquematiza en la Fig. 4, donde se observa disipación de energía y reducción de rigidez secante por histéresis. De

esta manera, puede calcularse un valor secante de módulo de corte G y de relación de amortiguamiento ξ que representen el fenómeno de histéresis según el nivel de deformaciones alcanzado.

Con el objeto de definir la rigidez secante y amortiguamiento material compatibles con la sollicitación sísmica, se utiliza el programa SHAKE2000, el cual analiza la degradación de los parámetros del suelo ante el sismo mediante un proceso iterativo y de actualización de las propiedades del suelo, dando como resultado los valores secantes de módulo consistentes con el nivel de deformación según la curva de degradación propuesta. Los valores de módulo de corte y amortiguamiento histerético promedio en la zona por debajo de la fundación para el registro analizado resultan:

$$G = 163,1 \text{MPa} \quad \xi = 8,7\%$$

MÉTODOS DE ANÁLISIS

Integración en el tiempo

La resolución del sistema de ecuaciones diferenciales se realiza mediante método de respuesta en frecuencias (RF) y superposición modal en el tiempo (SMT).

En RF el análisis de respuesta estructural frente al sismo se realiza en el dominio de las frecuencias mediante la transformada de Fourier. De esta manera, se determina la rigidez dinámica, K_d , y la respuesta en función de la transformada de Fourier de la aceleración del suelo en campo libre, \ddot{Y}_s .

$$\begin{bmatrix} U(\omega) \\ \psi(\omega) \end{bmatrix} = [K_d(\omega)^{-1}] * \begin{bmatrix} m \\ 0 \end{bmatrix} * (-\ddot{Y}_s) \quad (7)$$

$$K_d(\omega) = -\omega^2 M + i\omega C + K$$

Cabe destacar que, en este caso, es necesario contar con una historia temporal de aceleraciones, la cual puede ser ajustada al espectro de respuesta obtenido del estudio de riesgo sísmico. Este procedimiento se realiza en forma discreta mediante la transformada rápida de Fourier (FFT) y de esta manera se determinan los valores de $U(\omega)$ y $\psi(\omega)$. Luego se aplica la anti transformada de Fourier (iFFT) y se obtienen los desplazamientos y giros relativos, $u(t)$ y $\psi(t)$. Una vez determinados los desplazamientos y giros relativos, se determina el vector de sollicitaciones elásticas:

$$[K] \begin{bmatrix} u(t) \\ \psi(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P(t) \\ M_g(t) \end{bmatrix} \quad (8)$$

La SMT consiste en la resolución de las ecuaciones diferenciales mediante descomposición modal, que para casos de amortiguamiento no proporcional debe plantearse con formulación en espacio de estado. La ecuación (2) de $n = 2$ grados de libertad dinámicos puede ser reescrita como:

$$[A] \dot{\vec{q}} + [B] \vec{q} = \vec{Q}(t) \quad (9)$$

Donde

$$[A] = \begin{bmatrix} [0] & [M] \\ [M] & [C] \end{bmatrix}$$

$$[B] = \begin{bmatrix} -[M] & [0] \\ [0] & [K] \end{bmatrix}$$

$$\vec{q} = \begin{bmatrix} \vec{x} \\ \vec{\psi} \end{bmatrix}$$

$$\dot{\vec{q}} = \begin{bmatrix} \dot{\vec{x}} \\ \dot{\vec{x}} \end{bmatrix}$$

$$\vec{Q}(t) = \begin{bmatrix} \vec{0} \\ \vec{P}(t) \end{bmatrix}$$

Siendo $\vec{P}(t) = -[M] * \vec{J} * \ddot{y}_s$ el vector de cargas.

Por lo que el nuevo sistema de ecuaciones diferenciales consiste en $2n$ ecuaciones, y resulta de primer orden. La solución homogénea implica $2n$ valores propios λ_r y $2n$ vectores propios \vec{s}_r , y puede expresarse como:

$$\vec{q}_h = \begin{bmatrix} \dot{\vec{x}} \\ \vec{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{d}{dt}(\vec{w}_r e^{\lambda_r t}) \\ \vec{w}_r e^{\lambda_r t} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_r \vec{w}_r \\ \vec{w}_r \end{bmatrix} e^{\lambda_r t} = \vec{s}_r e^{\lambda_r t} \quad (10)$$

$$\vec{s}_r = \begin{bmatrix} \lambda_r \vec{w}_r \\ \vec{w}_r \end{bmatrix} \quad (11)$$

Cada vector propio \vec{s}_r tiene $2n$ componentes y está compuesto por el coeficiente de velocidad $\lambda_r \vec{w}_r$ y el coeficiente de desplazamiento \vec{w}_r . El valor propio del sistema λ_r se define como:

$$\lambda_r = -\xi_r \omega_r + i \omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2} \quad (12)$$

Donde ω_r y ξ_r son la frecuencia natural y la relación de amortiguamiento del modo r . Reescribiendo (11) en componentes de desplazamiento se obtiene $\vec{x} = \vec{w}_r e^{\lambda_r t}$.

Mediante la descomposición modal en espacio de estado, Villaverde y Newmark [3] plantean la solución del vector \vec{x} como:

$$\vec{x}(t) = 2 \sum_{r=1}^n \text{Re}[\vec{w}_r z_r(t)] \quad (13)$$

Siendo z_r la coordenada modal del modo r :

$$z_r(t) = -\gamma_r \int_0^t e^{\lambda_r(t-\tau)} \ddot{y}_s(\tau) d\tau \quad (14)$$

Donde $\ddot{y}_s(\tau)$ es la aceleración del movimiento sísmico dato y el escalar γ_r es definido como:

$$\gamma_r = \frac{\vec{w}_r^T [M] \vec{J}}{\vec{w}_r^T [2\lambda_r [M] + [C]] \vec{w}_r} \quad (15)$$

Realizando el reemplazo de (14) en la expresión (13):

$$\vec{x}(t) = -2 \sum_{r=1}^n \text{Re} \left[\gamma_r \vec{w}_r \int_0^t e^{\lambda_r(t-\tau)} \ddot{y}_s(\tau) d\tau \right] \quad (16)$$

$$\vec{w}_r = \gamma_r \vec{w}_r \quad (17)$$

$$\vec{w}_r = \vec{u}_r + i \vec{v}_r \quad (18)$$

Siendo \vec{u}_r y \vec{v}_r los vectores de componentes reales e imaginarias del vector \vec{w}_r . Reemplazando (18) en (16) y mediante algunos pasos algebraicos se obtiene:

$$\vec{x}(t) = 2 \sum_{r=1}^n \left[\vec{u}_r' [V_{(\xi_r, \omega_r, t)} + \xi_r \omega_r^r D_{(\xi_r, \omega_r, t)}] - \vec{v}_r' \omega_r^r D_{(\xi_r, \omega_r, t)} \right] \quad (19)$$

Se designan $D_{(\xi_r, \omega_r, t)}$ y $V_{(\xi_r, \omega_r, t)}$ al desplazamiento y velocidad del oscilador simple ante el movimiento sísmico dato. Esta es la forma en que pueden combinarse los modos conociendo el desplazamiento y la velocidad de cada oscilador simple modal (uno por modo) a cada instante.

Métodos Espectrales

Villaverde y Newmark [3] desarrollan un método de superposición modal espectral (VN) para el caso de modos complejos, el cual permite encontrar los desplazamientos y giros máximos de cada modo en función de los

desplazamientos máximos espectrales. La componente $x_{r\text{Max}}^i$ del vector respuesta máxima queda expresada como:

$$x_{r\text{Max}}^i = 2 \text{sgn}[u_r^i + v_r^i] |w_r^i| \omega_d^r \text{SD}_r \quad (20)$$

Donde la sigla sgn significa “signo de” y $\omega_d^r = \omega_r \sqrt{1 - \xi_r^2}$ es la frecuencia amortiguada del modo r y w_r^i es la componente i del vector \vec{w}_r .

En la Fig. 5 se muestran los espectros para los amortiguamientos modales de este problema y se comparan con el espectro para $\xi = 0,05$, que es el valor utilizado por los reglamentos de ingeniería sismoresistente.

Pueden obtenerse las solicitaciones modales $\vec{F}_{r\text{Max}} = [K] \vec{x}_{r\text{Max}}$ para ser combinadas en la siguiente expresión para obtener el valor esperado de la Solicitación Máxima (corte basal o momento de vuelco):

$$F^i = \sqrt{\sum_{r=1}^n F_r^{i2} + \sum_{m=1}^n \sum_{n=1}^n \alpha_{mn} F_m^i F_n^i \quad m \neq n} \quad (21)$$

$$\alpha_{mn}^i = 2 \text{Re} \left(\frac{w_m^i w_n^i}{\lambda_m + \lambda_n} + \frac{w_m^i w_n^i}{\lambda_m + \lambda_n} \right) \frac{\sqrt{\xi_m \omega_m \xi_n \omega_n}}{|w_m^i| |w_n^i|} \quad (22)$$

Siendo F_r^i las componentes i de las respuestas modales y α_{mn}^i el coeficiente de correlación modal para cada par de modos m y n .

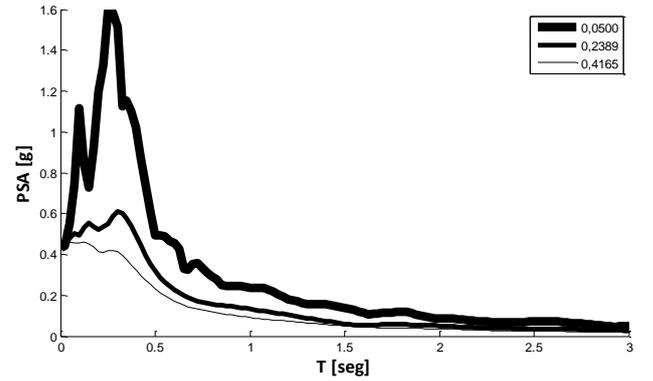


Fig. 5: Espectros de Respuesta para amortiguamientos modales y para amortiguamiento del 5 %

Otra forma aproximada de evaluar la respuesta sísmica es mediante Combinación Cuadrática Completa (CQC, [5]) donde se supone un problema con amortiguamiento proporcional y se calculan las máximas respuestas modales mediante amortiguamiento equivalente.

Designando como $\vec{\varphi}_r$ a los modos reales no amortiguados del problema dinámico y ω_r a sus respectivas frecuencias naturales, Biggs-Roesset [4] calculan el amortiguamiento equivalente mediante la siguiente expresión:

$$\xi_{eq_r} = \frac{1}{2 \omega_r} \frac{\vec{\varphi}_r^T [C] \vec{\varphi}_r}{\vec{\varphi}_r^T [M] \vec{\varphi}_r} \quad (23)$$

En un sistema con amortiguamiento proporcional la descomposición modal permite desacoplar el sistema de ecuaciones con n ecuaciones de la siguiente forma:

$$\omega_r^2 z_r + 2 \xi_{eq_r} \omega_r \dot{z}_r + \ddot{z}_r = - \frac{\vec{\varphi}_r^T [M] \vec{J}}{\vec{\varphi}_r^T [M] \vec{\varphi}_r} \ddot{y}_s \quad (24)$$

Donde el cociente $\frac{\vec{\varphi}_r^T [M] \vec{J}}{\vec{\varphi}_r^T [M] \vec{\varphi}_r}$ se denomina factor de participación modal Γ . La solución del sistema de un oscilador simple de frecuencia natural ω_r y ξ_r y con movimiento del suelo \ddot{y}_s puede obtenerse mediante los

espectros de respuesta como $y_{Max} = \frac{PSA}{\omega_r^2}$, donde PSA es la pseudoaceleración. Suponiendo linealidad del sistema, la máxima contribución del modo r a la respuesta total de la estructura es:

$$x_{rMax} = \vec{\Phi}_r^T z_{rMax} = \vec{\Phi}_r^T \Gamma \frac{PSA}{\omega_r^2} \quad (25)$$

Mediante la superposición espectral considerando modos reales y el amortiguamiento equivalente propuesto por Biggs-Roesset, es posible realizar la Combinación Cuadrática Completa (CQC, [5]) determinando los coeficientes de correlación de los modos n y m de la siguiente forma:

$$\alpha_{mn} = \frac{8 \sqrt{\xi_m \xi_n} (\xi_m + \xi_n r)^{\frac{3}{2}}}{(1-r^2)^2 + 4 \xi_m \xi_n r (1+r^2) + 4(\xi_m^2 + \xi_n^2) r^2} \quad (26)$$

Siendo $r = \omega_n / \omega_m$.

RESULTADOS

En la Tabla 1 se presentan las frecuencias naturales, frecuencias amortiguadas y relaciones de amortiguamiento calculados mediante para cada modo de vibración.

TABLA 1: RESULTADOS DE FRECUENCIAS Y AMORTIGUAMIENTOS MODALES MEDIANTE FORMULACIÓN EN ESPACIO DE ESTADO.

Modo de Vibración	Frecuencia Natural [rad/seg]	Frecuencia Amortiguada [rad/seg]	Relación de Amortiguamiento
1	43,74	42,47	0,2389
2	87,57	79,61	0,4165

Las relaciones de amortiguamiento de cada modo obtenidas mediante formulación en espacio de estado se muestran en la Tabla 1. La ecuación (23) de Biggs-Roesset [4] resulta en amortiguamientos de $\xi_1 = 0,2424$ y $\xi_2 = 0,4070$. De esta manera, es posible observar que existe una aproximación muy cercana entre ambos métodos.

Se presentan en la Tabla 2 el valor absoluto de las solicitaciones máximas de corte basal y momento de vuelco en la base de un Canister para cada método utilizado. Se muestran las diferencias porcentuales ΔV y ΔM de los resultados de cada método utilizado respecto de la integración en el dominio de frecuencias con la consideración de las dos formas de disipación de energía.

Los coeficientes de correlación modal en VN obtenidos en la expresión (22) resultan para cada componente de la respuesta modal $\alpha_{12} = \begin{bmatrix} -0,40 \\ 0,46 \end{bmatrix}$.

Para la aplicación de CQC, α_{mn} se calcula según (25) y resulta $\alpha_{12} = 0,46$.

CONCLUSIONES

Considerando que VN y CQC son métodos aproximados de cálculo que necesitan poca información y se abastecen simplemente de los espectros de respuesta para amortiguamientos determinados, puede observarse que estos métodos devuelven resultados próximos a la solución de integración mediante acelerogramas. Sin embargo, se destaca que es necesario contar con espectros modificados para cada valor de amortiguamiento modal. La utilización del factor de correlación modal α_{mn} en este caso disminuye

el error en las solicitaciones de vuelco y lo aumenta en solicitaciones de corte. Se tienen dos grados de libertad dinámicos y los modos naturales de vibración presentan frecuencias muy distintas, por lo que $|\alpha_{12}| \cong 0,4$, y la utilización del coeficiente de correlación no tiene incidencia importante. Cabe aclarar que cuando existen más grados de libertad la incidencia de los α_{mn} en la suma cuadrática va tomando mayor relevancia, motivo por el que se recomienda su utilización.

TABLA 2: RESULTADOS DE SOLICITACIONES SÍSMICAS DE CORTE BASAL Y VUELCO PARA UN CANISTER.

Método	Disipación de Energía	V_{max} [KN]	M_{max} [KNm]	ΔV [%]	ΔM [%]
RF	RO	10807	54503	6,56	10,03
	AM+RO	10142	49533	-	-
SMT	RO	10807	54501	6,56	10,03
	AM+RO	9863	48161	-2,75	-2,77
VN	RO	8980	66288	-11,46	33,83
	AM+RO	8114	60337	-20,00	21,81
CQC	RO	10901	66570	7,48	34,40
	AM+RO	9903	61203	-2,36	23,56

La aplicación de SMT da resultados idénticos al método de respuesta en frecuencias mientras no se considera el amortiguamiento material. La contemplación de esta forma de disipación de energía en este método da resultados similares con una diferencia del -2,75% para el corte basal y -2,77% para el momento de vuelco.

Los valores de relación de amortiguamiento propuestos por Biggs y Roesset [4] no tienen diferencia significativa con los calculados mediante la formulación en espacio de estado, y el método CQC con amortiguamiento equivalente ofrece resultados altamente satisfactorios considerando la simplicidad de aplicación que presenta.

APÉNDICES

Detalles

Expresión (1):

$$\vec{x} = \begin{bmatrix} y \\ \psi \end{bmatrix}$$

$$\vec{y}_s = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} \ddot{y}_s$$

Expresión (2):

$$[M]\vec{\ddot{x}} + [C]\vec{\dot{x}} + [K]\vec{x} = -[M] * \vec{j} * \ddot{y}_s$$

$$M = \begin{bmatrix} M & 0 \\ 0 & I \end{bmatrix}$$

$$C = \begin{bmatrix} C_y & -C_y * h \\ -C_y * h & C_\psi + C_y * h^2 \end{bmatrix}$$

$$K = \begin{bmatrix} K_y & -K_y * h \\ -K_y * h & K_\psi + K_y * h^2 \end{bmatrix}$$

$$\vec{j} = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}$$

y: Desplazamiento relativo del c.g.

ψ : Giro del Canister.

C_y : Amortiguamiento por desplazamiento lateral debido a RO.

C_{ψ} : Amortiguamiento por giro debido a RO.

K_y : Rigidez lateral.

K_{ψ} : Rigidez por giro.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la Secretaría de Ciencia y Técnica de la UNC y al CONICET por su apoyo para el desarrollo del presente trabajo.

REFERENCIAS

- [1] Silva W.J. and Lee K. (1987), "WES RASCAL code for synthesizing earthquake ground motions". State-of-the-Art for Assessing Earthquake Hazards in the United States, Report 24, U.S. Army Engineers Waterways Experiment Station, Misc.Paper S-73-1.
- [2] ASCE (2005), "Seismic Design Criteria for Structures, Systems, and Components in Nuclear Facilities", American Society of Civil Engineers, Reston, Virginia.
- [3] Villaverde R. y Newmark N. M. (1980). "Language Seismic Response of Light Attachments to Buildings", Department of Civil Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, Illinois.
- [4] Kausel E. (1998), "Lecture Notes in Structural Dynamics", Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts 02139.
- [5] Wilson E. L., Der Kiureghian A. y Bayo E.P. (1981), "A Replacement for the SRSS Method in Seismic Analysis", Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, California.