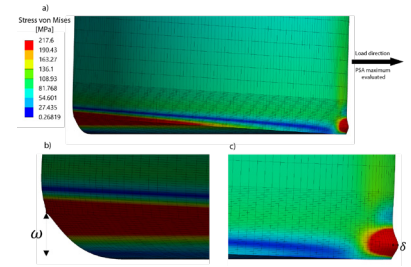


# Influencia del anclaje en la fragilidad sísmica por pandeo en tanques de almacenamiento de líquidos considerando la interacción suelo-tanque: un caso de estudio de para tanques de almacenamiento de vino

## Influence of anchoring on seismic buckling fragility in liquid storage tanks considering soil-tank interaction: a case study for wine storage tanks



Juan Ulloa-Rojas<sup>1</sup>, José Colombo<sup>1</sup>, José Wilches<sup>2</sup>, José Almazán<sup>3,4</sup>

<sup>1</sup> Universidad Diego Portales. Dpto Ingeniería Civil. Ejercito 441 - Santiago (Chile)

<sup>2</sup> University of California at San Diego. Department of Structural Engineering - 9500 Gilman Dr, La Jolla, CA, USA.

<sup>3</sup> Pontificia Universidad Católica de Chile. Dpto. de Ingeniería Estructural y Geotécnica -, Santiago, Chile.

<sup>4</sup> Centro Nacional de Excelencia para la industria de la madera (CENAMAD), Pontificia Universidad Católica de Chile, Santiago, Chile.

DOI: <https://doi.org/10.6036/10978> | Recibido: 12/jun/2023 • Inicio Evaluación: 16/jun/2023 • Aceptado: 21/sep/2023

To cite this article: ULLOA-ROJAS, Juan; COLOMBO, José; WILCHES, José; ALMAZÁN, José. INFLUENCE OF ANCHORING ON THE SEISMIC FRAGILITY OF BUCKLING IN LIQUID STORAGE TANKS CONSIDERING SOIL-TANK INTERACTION: A CASE STUDY FOR WINE STORAGE TANKS. *DYNA*. March - Abril. vol. 99, n.2, pp. 166-172. DOI: <https://doi.org/10.6036/10978>

### ABSTRACT

• In the last decades, numerous liquid storage tanks have been affected by strong earthquakes, the damage observed ranges from the partial collapse to the total collapse of the storage tanks. Elephant-foot buckling is one of the most common failures observed in these structures, which can provoke their collapse and complete loss of contents. While hydrostatic and hydrodynamic loads typically impact the seismic response of tanks, the soil type on which they are built plays an important role in influencing their performance during earthquakes. However, the soil-tank interaction has not been considered in the seismic fragility analyses of continuously supported tanks. This research aims to evaluate the seismic fragility of a continuously supported wine storage tank with a particular focus on elephant-foot buckling considering the soil-tank interaction. A specific soil condition and a typical wine storage tank are evaluated utilizing pushover-based seismic analysis and the Capacity Spectrum Method (CSM). 3D nonlinear Finite Element (FE) models are developed considering the tank, foundation, and soil. Seven ground motion records compatible with the soil type are considered. The seismic fragility is estimated using the FE models and the ground motion records. Both unanchored and anchored conditions are evaluated. The obtained results show that for the considered case study, the anchored condition shows better seismic performance when compared to the unanchored condition.

• Keywords: liquid storage tanks, wine storage tanks, buckling, finite element models, Unanchored tanks.

vándose daños que van desde fallas parciales hasta el colapso total de los tanques de almacenamiento. El pandeo en forma de pata de elefante es una de las fallas más comunes observadas en estas estructuras, lo cual puede provocar su colapso y pérdida total del contenido. Si bien las cargas hidrostáticas e hidrodinámicas suelen afectar la respuesta sísmica de los tanques, el tipo de suelo sobre el cual están construidos juega un papel importante en la influencia de su desempeño durante los terremotos. Sin embargo, la interacción suelo-tanque no se ha considerado en los análisis de fragilidad sísmica de los tanques de apoyo continuo. Esta investigación tiene como objetivo evaluar la fragilidad sísmica de un tanque de almacenamiento de vino de apoyo continuo, con un enfoque particular en el pandeo en forma de pie de elefante considerando la interacción suelo-tanque. Se evalúa una condición específica del suelo y un tanque de almacenamiento de vino típico utilizando análisis sísmicos basados en pushover y el Método de Capacidad-Demanda. Se desarrollan modelos de elementos finitos no lineales en 3D que consideran el tanque, la cimentación y el suelo. Se consideran siete registros de movimiento del suelo compatibles con el tipo de suelo. La fragilidad sísmica se estima utilizando los modelos de elementos finitos y los registros de movimiento del suelo. Se evalúan tanto la condición sin anclaje como la anclada. Los resultados obtenidos muestran que, para el estudio de caso considerado, la condición anclada obtuvo un mejor desempeño sísmico en comparación con la condición sin anclaje.

**Palabras clave:** tanques de almacenamiento de líquidos, tanques de almacenamiento de vino, pandeo, modelos de elementos finitos, tanques anclados.

### 1. INTRODUCCIÓN

Los tanques de almacenamiento de líquidos desempeñan un papel vital en varias industrias, incluidos los sectores industrial y alimentario, al proporcionar almacenamiento para combustibles, vino, agua y aceite. Estos tanques están sometidos a cargas hidrostáticas y pueden sufrir importantes aceleraciones del terreno en zonas sísmicas. Preservar la integridad estructural de estos

### RESUMEN

En las últimas décadas, numerosos tanques de almacenamiento de líquidos han sido afectados por fuertes terremotos, obser-

tanques es crucial para mitigar las pérdidas económicas y evitar daños ecológicos [1]. Desafortunadamente, los terremotos han demostrado ser una amenaza formidable, causando daños e inutilizando estos tanques [2]. Ejemplos notables incluyen el terremoto de Valdivia en Chile en 1960 [3], el terremoto de Maule en Chile en 2010 [4], [5], el terremoto de Emilia-Romagna en Italia en 2012 [6], y los terremotos del Estrecho de Cook y Kaikoura en Nueva Zelanda en 2013 y 2016 [7], respectivamente.

El terremoto del Maule de 2010 tuvo un profundo impacto en la industria vitivinícola chilena, provocando la pérdida devastadora de 125 millones de litros de vino y una pérdida financiera estimada de 250 millones de dólares. Del mismo modo, Nueva Zelanda experimentó incidentes comparables tras los terremotos ocurridos en 2013 y 2016 [5]. Una vulnerabilidad crítica observada en los depósitos de acero es la aparición de una inestabilidad elastoplástica conocida como "pata de elefante." [1], [8]. Esta inestabilidad se manifiesta como una protuberancia hacia el exterior cerca de la base del tanque debido a la elevada tensión de compresión axial y a la tensión de tracción circunferencial que se aproxima al límite elástico. Las consecuencias del pandeo de pie de elefante pueden ser graves, no sólo para la propia industria sino también para la economía en general [9].

Se han llevado a cabo numerosas investigaciones para examinar la respuesta sísmica de los tanques de almacenamiento de líquidos mediante una combinación de simulaciones numéricas y pruebas experimentales. El método de los elementos finitos (MEF) ha demostrado su utilidad para comprender fenómenos como el levantamiento y la redistribución de tensiones, validar las normas de diseño descritas en la norma API 650 [10] y estimar las aceleraciones críticas del terreno [11]. Mediante la modelización numérica, se han estudiado a fondo depósitos con patas de apoyo para evaluar su comportamiento sísmico en diferentes condiciones de suelo [12]. Del mismo modo, los modelos numéricos simplificados han demostrado eficazmente la influencia significativa de la interacción suelo-estructura en el comportamiento sísmico de los tanques de almacenamiento de líquidos [13].

En las industrias vitivinícola, alimentaria y farmacéutica, los depósitos de acero inoxidable se utilizan habitualmente debido a sus notables características, como la durabilidad, la inercia química y la facilidad de mantenimiento [1]. Estos depósitos de acero inoxidable se caracterizan por su elevada relación altura/radio ( $\gamma = H/R$ ), que suele superar 1,5, y pueden estar anclados o no. Sin embargo, los estudios anteriores se han centrado principalmente en tanques de acero al carbono con valores  $\gamma$  inferiores a 1,5. Por lo tanto, son esenciales más estudios sobre el comportamiento sísmico de los tanques de almacenamiento de líquidos de acero inoxidable para las industrias vitivinícola y alimentaria, sobre todo teniendo en cuenta las elevadas relaciones de aspecto de estos tanques.

El objetivo principal de esta investigación es explorar la influencia de la interacción suelo-fundación-estructura (SFSI) en la respuesta sísmica de tanques de acero inoxidable de apoyo continuo utilizados para el almacenamiento de líquidos. La respuesta sísmica se evaluó utilizando un Análisis de Pushover No Lineal NPA para una geometría típica de tanque [14]. Se desarrolló un modelo de elementos finitos (MEF) en 3D para incorporar la inte-

racción fluido-estructura, así como la cimentación y el suelo. Para evaluar el comportamiento sísmico del tanque se consideró un conjunto de siete registros de movimientos sísmicos del terreno. Los registros de movimiento del terreno se obtuvieron de estaciones compatibles con el tipo de suelo donde se colocó el tanque. Mediante la determinación de la aceleración máxima crítica del terreno (PGAc), se estimó la fragilidad sísmica del depósito. Se desarrollaron curvas de fragilidad sísmica considerando tanto condiciones ancladas como no ancladas.

## 2. DESCRIPCIÓN DEL DEPÓSITO ANALIZADO

En esta investigación se ha tenido en cuenta un depósito típico de acero inoxidable para el almacenamiento de vino. Este tipo de depósitos se utiliza normalmente para el almacenamiento y la fermentación en la industria vinícola. Las características geométricas del depósito de vino son 902 [cm] de altura (H), 400 [cm] de radio (R), 2,3 relaciones de aspecto altura-radio y 4 [mm] de espesor.

El depósito está construido con acero inoxidable 304L [1] y se apoya en una cimentación de hormigón con una resistencia nominal a la compresión de 30 MPa. Para el suelo considerado, los valores del módulo de Young, la relación de Poisson y la densidad del suelo se determinaron basándose en la velocidad de las ondas de corte en los 30 m superiores ( $V_{s30}$ ). Se consideró un suelo con una velocidad de  $V_{s30}$  de 300 m/s, lo que da un valor del módulo de Young de 850 MPa [15]. Las propiedades lineales y no lineales de los materiales implicados en el análisis se indican en la Tabla 1. El depósito considerado se examinó tanto en condiciones ancladas como no ancladas.

Se realizó un análisis de sensibilidad teniendo en cuenta el refinamiento de la malla y el tamaño del suelo modelizado. El análisis reveló que los tamaños en los que se produjo la convergencia de los resultados fueron  $D_s = 7D_f$  y  $H_s = 2D_f$  donde  $D_f$  representa el diámetro de la cimentación  $D_s$  representa el diámetro del suelo y  $H_s$  representa la altura del suelo. Estos tamaños de suelo recomendados resultantes del análisis de sensibilidad también son sugeridos por Gazetas et al. [16]. Cabe destacar que el tamaño de suelo propuesto tiene en cuenta el rápido decaimiento de las tensiones verticales normales inducidas por la carga de momento en la superficie de un semiespacio homogéneo. Este fenómeno resulta en una extensión limitada del "bulbo de presión", confinado a menos de la mitad de la anchura desde el borde de la cimentación tanto en dirección horizontal como vertical [16]. Por último, el tamaño del elemento para modelar el suelo fue de 900 mm (con un total de 137.255 elementos).

## 3. MODELO 3D DE ELEMENTOS FINITOS

El depósito se simuló mediante análisis de elementos finitos en ANSYS [17]. El modelo utilizado en este estudio consta de tres partes principales: el depósito, los cimientos y el suelo circundante. La figura 1 muestra el modelo desarrollado para el depósito simulado utilizando el elemento SHELL181. El elemento está diseñado para paredes delgadas y consta de cuatro nodos con seis grados de libertad cada uno. Para los cimientos y el suelo se utilizaron elementos SOLID186. Este elemento 3D tiene 20 nodos con tres

Materiales	Densidad [kg/m³]	Módulo de Young [MPa]	Relación de Poisson	Módulo de cizallamiento [MPa]	Módulo tangente [MPa]	Límite elástico [MPa]
Acero inoxidable	7,750	193,000	0.31	73,664	1,800	210
Hormigón	2,300	30,000	0.18	-	-	-

Tabla 1. Propiedades mecánicas de los materiales utilizados Propiedades mecánicas de los materiales utilizados.

grados de libertad cada uno. Para un tanque no anclado, la interacción entre la placa base y la cimentación se modela utilizando el elemento de contacto no lineal CONTACT174. Estos elementos tienen ocho nodos y utilizan la fricción de Coulomb isotrópica con un coeficiente de fricción de 0,4, como recomienda API 650, Secciones 5.11 y E.7.6 de la edición de 2013 [10]. Este valor de coeficiente de fricción también ha sido sugerido por [11], [18].

Para la condición de anclaje, se consideró que la placa base del tanque estaba rígidamente fijada a los cimientos. Esta condición límite se considera comúnmente cuando se modelan tanques de almacenamiento de líquidos anclados (por ejemplo, [19], [20], asumiendo que los tanques adecuadamente anclados experimentan un levantamiento insignificante de la base, consistente con la definición de tanques sin levantamiento en las directrices NZSEE [21]. Por lo tanto, es importante señalar que esta investigación no considera ningún fallo del sistema de anclaje (es decir, sólo se considera el fallo por pandeo del tanque). Además, la interacción entre la cimentación y el suelo también se modeló utilizando elementos de contacto no lineales CONTACT174. Cabe destacar que los elementos de contacto utilizados para representar las interfaces entre la cimentación-tanque y la cimentación-suelo permitían la separación y el deslizamiento, en caso de que se produjeran durante el análisis. Este elemento de contacto se utiliza normalmente para representar el contacto y el deslizamiento entre superficies objetivo tridimensionales y una superficie deformable definida por este elemento. Puede utilizarse tanto para el contacto basado en pares como para el contacto general. En los modelos considerados se utilizó una definición de contacto basada en pares para las interfaces cimentación-tanque (es decir, la base del tanque y la cara superior de la cimentación) y las interfaces suelo-cimentación (es decir, las superficies inferior y perimetral de la cimentación con la cara superior del suelo).

Para realizar el análisis pushover no lineal (NPA) se impusieron presiones hidrostáticas e hidrodinámicas en la pared y el fondo del tanque. La carga se realizó en dos etapas, utilizando el modelo de elementos finitos (MEF). La presión se basó en una densidad del líquido de  $\rho=1000 \text{ kg/m}^3$ , que corresponde a la densidad del vino [1]. En el primer paso, se introduce la presión hidrostática. En el segundo paso, se introduce la presión hidrodinámica que actúa sobre el depósito. Como se supone que el depósito está lleno, que es la condición típica, sólo se ha considerado la componente impulsiva [22], [23]. Las ecuaciones 1 y 2 se formulan en coordenadas cilíndricas  $(r, \phi, z)$  para calcular la presión hidrodinámica [24].

$$P_i(z, \phi) = \alpha(z)\rho_l R \cos\phi PSA \quad (1)$$

Las ecuaciones 1 y 2 se utilizaron para calcular la presión hidrodinámica en la pared y la base del depósito, respectivamente. En la ecuación 1,  $\alpha(z)$  es una función adimensional que determina la distribución de la presión a lo largo de la altura,  $\rho_l$  la densidad del líquido almacenado en el tanque,  $R$  es el radio del tanque, y  $PSA$  representa la pseudoaceleración impulsiva. Del mismo modo, la presión hidrodinámica en la base del depósito se determinó mediante la ecuación 2:

$$P_i(r, \phi) = \alpha(r)\rho_l R \cos\phi PSA \quad (2)$$

La distribución radial de la presión se definió mediante la función adimensional  $\alpha(r)$ . Estas presiones se calcularon con MATLAB y luego se importaron a ANSYS. La carga dinámica se incrementó progresivamente hasta alcanzar la aceleración impulsiva que provocó el estado límite de pandeo, como se describe en la Sección

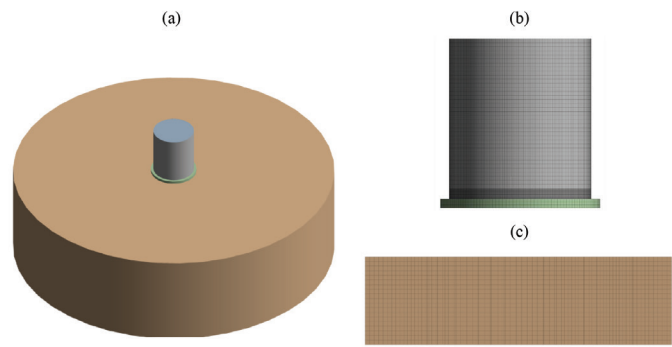


Figura 1. Vista en 3D del modelo de elementos finitos del depósito: (a) sistema suelo - cimentación - depósito, (b) malla del depósito y la cimentación y (c) malla del suelo.

4. Se realizó un análisis de sensibilidad de la malla. Se realizó un análisis de sensibilidad de la malla. El modelo de elementos finitos se validó comparando el periodo fundamental de la estructura con un valor previamente reportado en la literatura técnica. Colombo y Almazán [14] reportaron previamente un periodo fundamental de 0.137 s para la geometría del tanque aquí considerada. En este estudio, el periodo fundamental se determinó a partir de la pendiente de la curva de capacidad del tanque sin el suelo, resultando 0.132 s. Debido a esta concordancia en el periodo fundamental, el modelo de elementos finitos aquí desarrollado ha sido validado. Validaciones similares han sido previamente reportadas en la literatura técnica (e.g., [8], [34]).

#### 4. MÉTODO DEL ESPECTRO DE CAPACIDAD PARA LA ESTIMACIÓN DE LA PGA CRÍTICA

El Método del Espectro de Capacidad (MCS) es una técnica de análisis sísmico que compara la capacidad estructural con la demanda espectral para evaluar el comportamiento de una estructura determinada bajo cargas sísmicas, garantizando el comportamiento sísmico en el diseño y la evaluación. El CSM fue empleado para evaluar la respuesta sísmica del tanque. Siguiendo el procedimiento propuesto por Villera et al. [25], es posible estimar la Aceleración Pico del Terreno requerida para inducir la falla en tanques de almacenamiento de líquidos por medio del CSM. La capacidad de la estructura se evaluó utilizando el NPA, descrito anteriormente, mientras que el CSM se utilizó para desarrollar una comparación gráfica entre la capacidad sísmica de la estructura y la demanda sísmica. La demanda sísmica en el MCS se representa mediante un espectro de respuesta aceleración-desplazamiento (ADRS) [26]. Se consideró un factor de amortiguamiento del 5%, que es un valor conservador para el sistema tanque-fundación-suelo. Este valor del factor de amortiguamiento tiene en cuenta la disipación de energía más baja registrada debido a la histéresis de la placa base, el suelo y el componente impulsivo en tanques de almacenamiento de líquidos [27], [28]. La selección de un valor de amortiguación del 5% está en consonancia con las recomendaciones de la NZSEE (véase la figura 3.1 de la referencia [21]), Malhotra [29] y Veletsos y Shivakumar [30]. Es importante mencionar que este es el factor de amortiguamiento de todo el sistema (es decir, el sistema suelo-cimentación-tanque) y considera mecanismos de disipación de energía tales como el modo impulsivo, el cedimiento de la placa base del tanque y el amortiguamiento por radiación del suelo.

El criterio de Budiansky y Roth [31] se utiliza habitualmente para evaluar el fallo por pandeo de los tanques de almacenamiento de líquidos. Según este criterio, debe identificarse el cambio

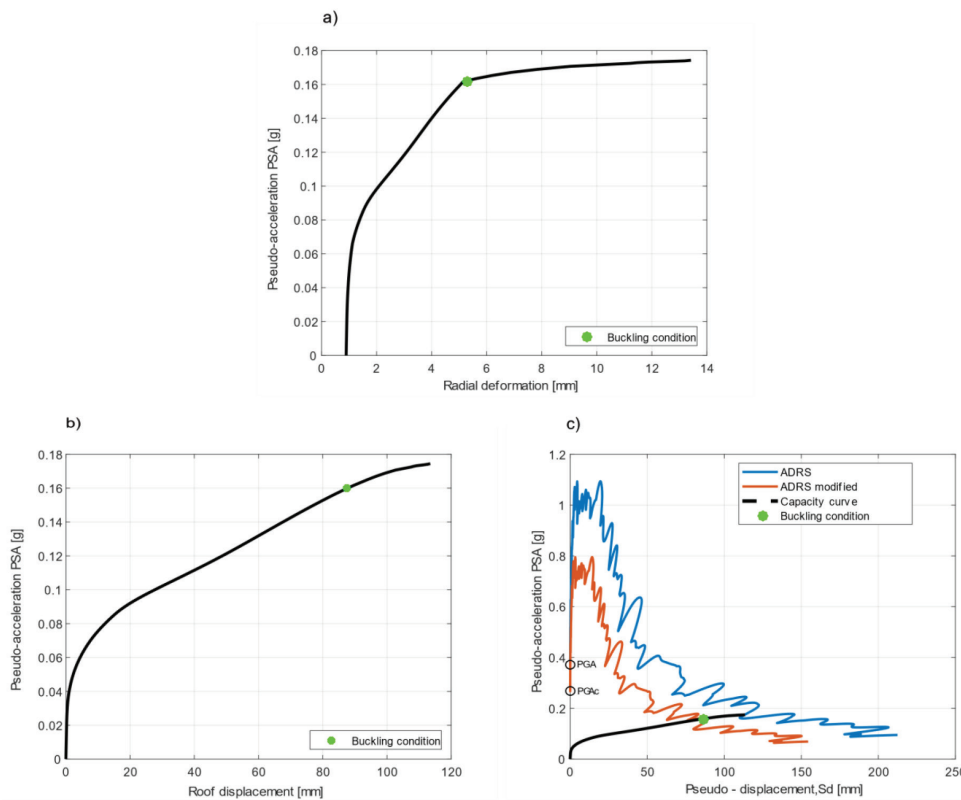


Figura 2. Ejemplo de MCS y estimación del PGAc: (a) identificación del pandeo mediante el criterio de Budiansky y Roth; (b) curva de capacidad del depósito; y (c) MCS con espectros escalados para estimar el PGA crítico.

de pendiente más significativo en la curva de deformación radial frente a la pseudoaceleración (PSA). Este punto crítico indica el estado límite en el que comienza la reducción de la capacidad del tanque (es decir, el inicio del pandeo). El criterio de Budiansky y Roth se ha utilizado ampliamente en estudios anteriores para evaluar el fallo por pandeo del tanque [8], [32]–[34].

Una vez identificado el punto crítico en la curva de capacidad de la estructura, la demanda sísmica (es decir, el registro del movimiento sísmico del terreno) se escala hasta que el punto de comportamiento (es decir, el punto de intersección entre la curva de capacidad de la estructura y el ADRS) coincida con el punto crítico de la curva de capacidad. Mediante este procedimiento, se estima la demanda sísmica necesaria para inducir el pandeo del depósito. Esta demanda sísmica necesaria para inducir el pandeo del depósito puede expresarse en términos de la aceleración máxima crítica del terreno (PGAc) [25]. Es importante destacar que, al ajustar la demanda sísmica a este punto crítico, los ingenieros pueden estimar el nivel de carga sísmica necesario para inducir el pandeo y evaluar la integridad estructural del depósito en tales condicio-

nes. Esta información es crucial para diseñar tanques de almacenamiento de líquidos robustos y resistentes que puedan soportar eficazmente las fuerzas sísmicas.

La figura 2 ilustra la aplicación del CSM para el no anclado. La Figura 2(a) muestra la deformación radial de la pared del tanque en la zona inferior donde se produjo el pandeo en función del PSA. Como ya se ha mencionado, el punto crítico o condición de pandeo se estimó mediante el criterio de Budiansky y Roth [31]. En este punto, la deformación de la pared del depósito se vuelve inestable, lo que provoca un rápido aumento de la deformación radial. La curva de capacidad de la estructura, que incorpora el punto crítico identificado, se presenta en la Figura 2(b). Por último, la Figura 2(c) muestra la curva de capacidad del tanque y el registro de movimiento sísmico del terreno sin escalar y escalado en el formato ADRS. Es importante mencionar que la deformación radial del tanque en función de la PSA y la curva de capa-

cidad de la estructura (PSA frente al desplazamiento del techo del tanque) se obtuvieron mediante el NPA descrito en la Sección 3.

Como se mencionó anteriormente, al escalar el registro sísmico para hacer coincidir el punto de comportamiento sísmico con el punto crítico, es posible estimar la aceleración máxima del terreno necesaria para inducir la falla por pandeo (PGAc) para cualquier registro dado. Para esta investigación se consideraron los registros sísmicos del terremoto del Maule de 2010 ( $M_w = 8,8$ ). Los registros sísmicos considerados fueron registrados en suelo tipo III (ver Tabla 2). Estos registros han sido utilizados previamente en otros estudios para evaluar la influencia del tipo de suelo en el comportamiento sísmico de puentes chilenos [35].

## 5. ANÁLISIS DE FRAGILIDAD

El análisis de fragilidad sísmica es un método para estimar la probabilidad de que una estructura alcance un estado límite bajo un determinado nivel de intensidad sísmica [38]. En esta investigación, la medida de la intensidad sísmica (IM) se estima utilizando *PGA*. El procedimiento de análisis de fragilidad de un depósito consta de tres pasos principales:

- (i) Selección de registros clasificados por tipo de suelo (enumerados en el cuadro 2),
- (ii) Determinar la respuesta sísmica del depósito al conjunto de registros escalándolos hasta el *PGA* para el fallo ( $PGA_c$ ),
- (iii) Utilizando una función de fragilidad analítica, descrita por la ecuación 3, para establecer la relación entre *PGA* y la probabilidad de alcanzar o superar el estado límite asociado,

$$P(IM = x) = \Phi\left(\frac{\ln(x/\theta)}{\beta}\right) \quad (3)$$

donde *IM* es el *PGA*;  $P(C|IM = x)$  es la probabilidad de alcanzar o superar el estado límite *C* dado un determinado  $IM = x$ ;  $\theta$

Terremoto	Accelerograma	Ubicación	Región	*SSC
Maule 2010 ( $M_w=8,8$ ) Fuente: [36]	Cauquenes EW	Cauquenes	Maule	III
	Cauquenes NS	Cauquenes	Maule	III
	Constitución EW	Constitución	Maule	III
	Constitución NS	Constitución	Maule	III
	Llayllay N80W	Llayllay	Valparaíso	III
	Llayllay S10W	Llayllay	Valparaíso	III
	Llolleo N10E	Llolleo	Valparaíso	III

\*\* SSC: Clasificación sísmica del suelo según Riddell [37] basada en perforaciones y pozos de prueba.

Tabla 2. Registros sísmicos considerados para el análisis de fragilidad sísmica [12].

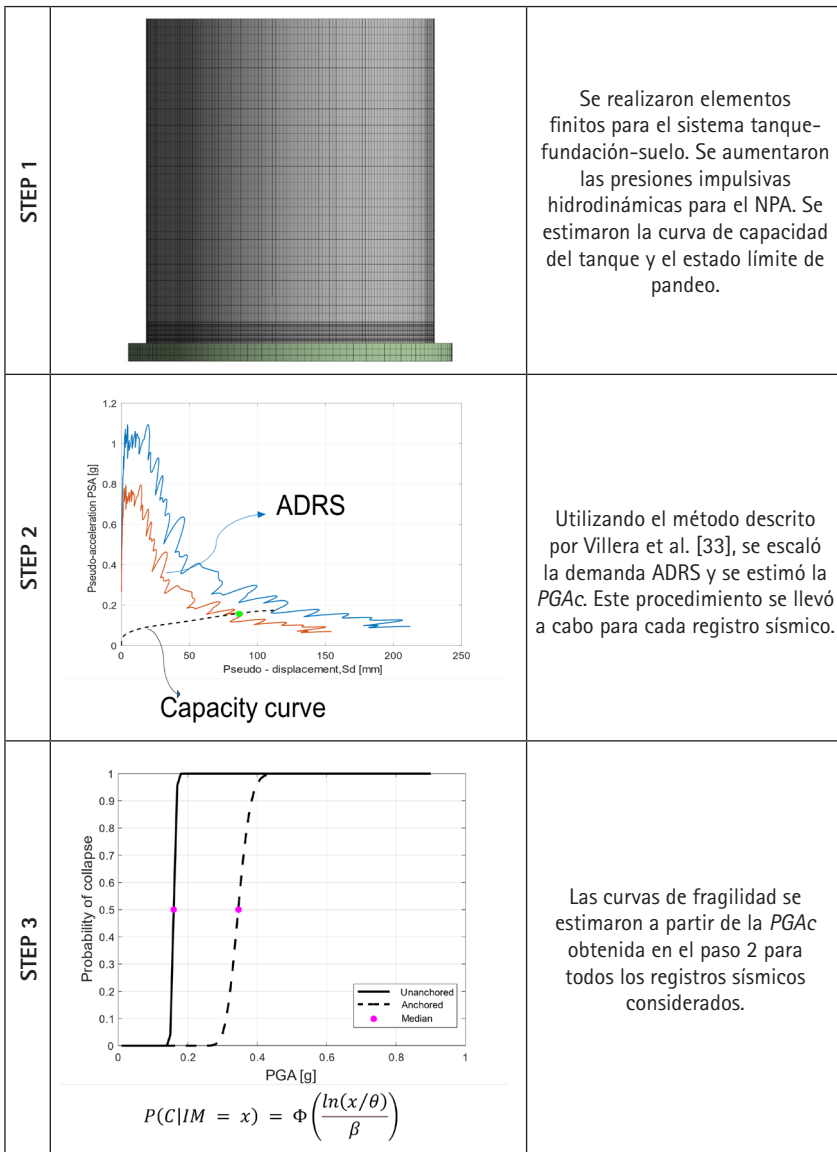


Figura 3. Procedimiento utilizado para obtener curvas de fragilidad en tanques.

es la mediana de la función de fragilidad (es decir, el valor del *IM* necesario para alcanzar el 50% de probabilidad de fallo);  $\beta$  es la desviación típica del logaritmo natural del *IM*.

La función de probabilidad tiene una distribución lognormal [38]. Esta hipótesis se ha confirmado en varias investigaciones [39]-[43]. La mediana de la función de fragilidad permite una comparación directa. Una mediana más baja implica un peor comportamiento sísmico, en comparación con una mediana más alta. La figura 3 muestra esquemáticamente el procedimiento utilizado en esta investigación para obtener las curvas de fragilidad del depósito tanto en condiciones no ancladas como ancladas.

## 6. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

### 6.1. PUSHOVER

El sistema suelo-fundación-estructura se analizó para las condiciones de tanque anclado y no anclado. El análisis consistió en determinar la curva de capacidad de la estructura y la deformación radial de la pared del depósito. El punto crítico del depósito se estimó utilizando el criterio de Budiansky y Roth [31], como se explica en el apartado 5. La capacidad de la estructura se comunicó en términos de la relación entre el desplazamiento horizontal del techo, que representa el desplazamiento asociado al modo de

impulso [44], y la pseudoaceleración. La deformación radial indicada se obtuvo en la región en la que se produjo el pandeo.

La figura 4(a) muestra la distribución de tensiones de von Mises, destacando las zonas de pandeo por levantamiento y compresión. La Figura 4(b) muestra una vista detallada de la zona de levantamiento en el lado izquierdo, y la Figura 4(c) muestra una vista detallada de la zona donde se produjo el pandeo (parte inferior derecha). La deformación radial y el levantamiento parcial de la base se indican en la Figura 4 (b) y la Figura 4 (c) como  $\delta$  y  $\omega$ , respectivamente.

La figura 5 muestra la deformación radial del depósito en función de la pseudoaceleración (PSA) para las configuraciones anclada y no anclada. En la figura 5 se destacan los puntos de inicio del pandeo, que corresponden a una pérdida significativa de rigidez de la estructura. Los PSA necesarios para inducir la condición inestable (PSA<sub>c</sub>) fueron de 0,88 g y 0,28 g para las condiciones anclada y no anclada, respectivamente. La diferencia porcentual en PSA<sub>c</sub> entre las dos condiciones (es decir, anclada y no anclada) fue de aproximadamente el 68,2 %. Lo que implica que el anclaje en este caso rigidiza el sistema, consiguiendo el objetivo de necesitar una mayor aceleración para empezar a observar el fenómeno de pandeo en el manto.

La figura 6 presenta la curva de capacidad del tanque para el sistema tanque-fundación-suelo considerado en este estudio. Aunque el desplazamiento de la cubierta puede haber provocado tanto el fenómeno de pandeo como la rotación del tanque (cuando éste es sometido a la carga sísmica), se observa una vez más que el sistema anclado consigue un mejor comportamiento sísmico. Este mejor comportamiento sísmico se

debe a la mayor resistencia a la rotación del sistema cimentación-cisterna. Esta resistencia a la rotación ayuda a que la carga sobre el manto se produzca de forma gradual. El anclaje ayuda a mantener el comportamiento del tanque lineal hasta donde comienza el pandeo (PSA<sub>c</sub>). Pasado el punto donde comienza el fallo, la deformación aumenta en gran medida con respecto al PSA.

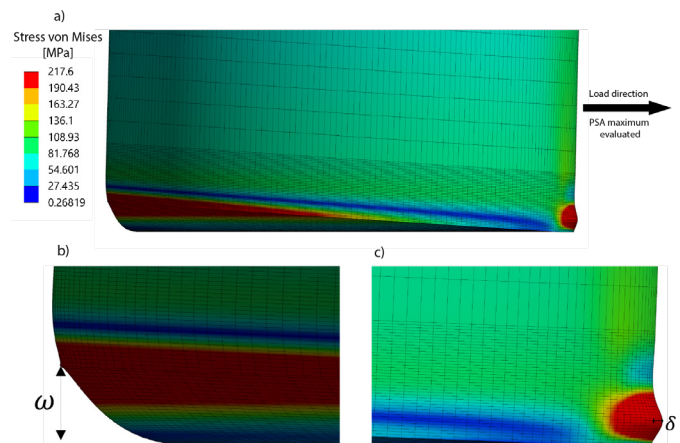


Figura 4. Distribución de tensiones equivalentes de von Mises para la condición sin anclaje en la PSA máxima evaluada: (a) zona inferior del depósito; (b) vista de detalle de la zona de levantamiento en el lado izquierdo del depósito; (c) vista de detalle de la zona de pandeo en el lado derecho del depósito.

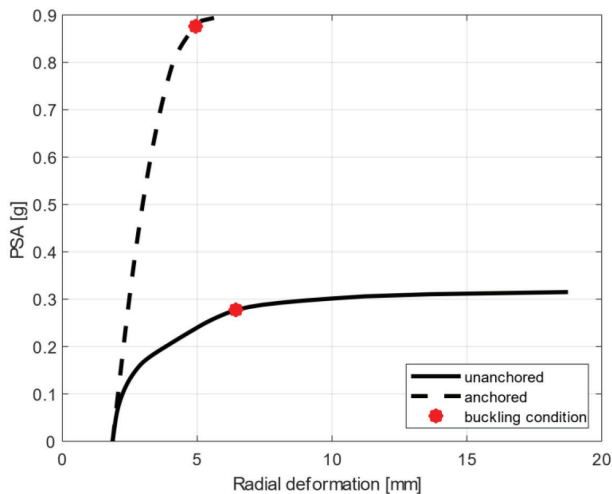


Figura 5. Deformación radial del depósito en condiciones ancladas y no ancladas.

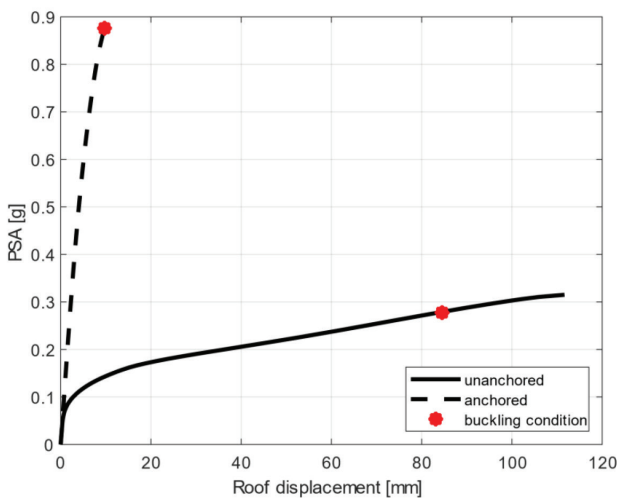


Figura 6. Curva de capacidad del depósito en condiciones ancladas y no ancladas.

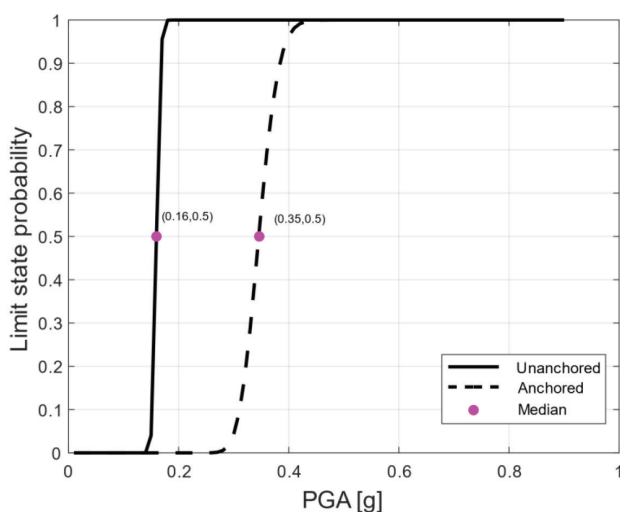


Figura 7. Curvas de fragilidad del sistema tanque-fundación-suelo considerado.

### 6.1. CURVAS DE FRAGILIDAD

En esta sección, se presentan los resultados del análisis de fragilidad sísmica. La fragilidad sísmica se estimó mediante el procedimiento descrito en la Sección 6. Este enfoque permite comparar los valores medios de fragilidad y la dispersión para la probabilidad de fallo del depósito en condiciones ancladas y no ancladas.

La figura 7 muestra las curvas de fragilidad del sistema de cimentación de tanques considerado. Se comparan los valores medios de fragilidad (es decir, el PGA necesario para alcanzar una probabilidad del 50% de que comience a pandearse). La diferencia porcentual entre las medianas era del 116%, lo que sugiere que el tanque era más susceptible de sufrir un fallo por pandeo cuando no estaba anclado. Por lo tanto, el anclaje de este tipo de tanque presentaba una mejora significativa en su comportamiento sísmico. Dados estos resultados, la mejor manera de evitar daños en el tanque es anclarlo.

### 7. CONCLUSIONES

El objetivo de este estudio era examinar el impacto del anclaje en la fragilidad sísmica de tanques apoyados de forma continua. Se evaluaron configuraciones de depósitos anclados y no anclados teniendo en cuenta la interacción entre el suelo, los cimientos y el depósito. Se realizó una evaluación sísmica basada en pushover utilizando modelos de elementos finitos 3D no lineales. Los modelos de elementos finitos tridimensionales tuvieron en cuenta la interacción entre el suelo, los cimientos y el depósito. Mediante el análisis pushover, se estimaron la capacidad sísmica y el estado límite de pandeo para el tanque en condiciones ancladas y no ancladas. La respuesta sísmica del depósito se evaluó utilizando el método del espectro de capacidad, que requiere la curva de capacidad del depósito y la demanda sísmica en términos del espectro de respuesta aceleración-desplazamiento. Para la demanda sísmica, se consideraron siete registros de movimientos del terreno compatibles con el tipo de suelo III. Por último, se estimó la fragilidad sísmica del depósito utilizando el método del espectro de capacidad y el conjunto de registros de movimientos del terreno.

A partir del análisis realizado y de los resultados obtenidos, cabe destacar las siguientes conclusiones específicas:

- Para el sistema tanque-fundación-suelo examinado en este estudio de caso, la presencia de anclaje puede mejorar significativamente el comportamiento sísmico. La condición de anclaje mostró un notable aumento de los valores medios de PGA en comparación con la condición sin anclaje. Estos resultados ponen de relieve el impacto sustancial del anclaje en la mejora de la resistencia del tanque a las fuerzas sísmicas y la mejora del comportamiento sísmico.
- Los modelos 3D de elementos finitos que tienen en cuenta: (i) el comportamiento no lineal de los materiales, (ii) los efectos no lineales debidos al levantamiento parcial de la base del tanque, (iii) los efectos de segundo orden, y (iv) la interacción cimentación-suelo fueron capaces de capturar el fallo por pandeo en tanques de almacenamiento de líquidos.
- El método del espectro de capacidad demuestra ser un enfoque adecuado para estimar la fragilidad sísmica de los tanques de almacenamiento de líquidos. Permite una comparación exhaustiva de los valores medios de fragilidad y la dispersión para la probabilidad de fallo tanto en condiciones ancladas como no ancladas.

Cabe señalar que los tanques de almacenamiento de líquidos pueden modelarse utilizando elementos fluidos, como FLUID80 en ANSYS [17], para tener en cuenta la presencia del líquido en el interior del tanque (por ejemplo, [45], [46]). Sin embargo, cuando se trata de mecanismos altamente no lineales como la formación de mecanismos en la placa base, variaciones en el área de contacto entre la base del tanque y la cimentación, variaciones en el área de contacto entre la cimentación y el suelo, y la consideración de efectos de segundo orden, el uso de elementos sólidos fluidos

para modelar el sistema suelo-cementación-tanque conduce a un aumento significativo del coste computacional.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el apoyo financiero de la Agencia Nacional de Investigación y Desarrollo de Chile (Ex Comisión Nacional de Investigación Científica y Tecnológica de Chile) a través del proyecto: ANID/CONICYT FONDECYT Iniciación N° 11230651.

## REFERENCIAS

[1] E. González, J. Almazán, J. Beltrán, R. Herrera, and V. Sandoval, "Performance of stainless steel winery tanks during the 02/27/2010 Maule Earthquake," *Eng Struct*, vol. 56, pp. 1402–1418, Nov. 2013, DOI: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.07.017>.

[2] J. I. Chang and C.-C. Lin, "A study of storage tank accidents," *J Loss Prev Process Ind*, vol. 19, no. 1, pp. 51–59, Jan. 2006, DOI: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jlpp.2005.05.015>.

[3] K. V. Steinbrugge and R. F. A., "The Chilean earthquakes of May, 1960: A structural engineering viewpoint," *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 53, no. 2, pp. 225–307, Feb. 1963, DOI: <https://doi.org/10.1785/BSSA0530020225>.

[4] E. F. Cruz and D. Valdivia, "Performance of industrial facilities in the Chilean earthquake of 27 February 2010," *Structural Design of Tall and Special Buildings*, vol. 20, no. 1, pp. 83–101, Feb. 2011, DOI: <https://doi.org/10.1002/TAL679>.

[5] F. Zareian, C. Sempere, V. Sandoval, D. L. McCormick, J. Moehle, and R. Leon, "Reconnaissance of the Chilean Wine Industry Affected by the 2010 Chile Offshore Maule Earthquake," *Earthquake Spectra*, vol. 28, no. 1\_suppl1, pp. 503–512, Jan. 2020, DOI: <https://doi.org/10.1193/1.4000048>.

[6] E. Brunesi, R. Nascimbene, M. Pagani, and D. Beilic, "Seismic Performance of Storage Steel Tanks during the May 2012 Emilia, Italy, Earthquakes," *Journal of Performance of Constructed Facilities*, vol. 29, no. 5, p. 04014137, Sep. 2014, DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CF.1943-5509.0000628](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000628).

[7] A. Kaiser et al., "The 2016 Kaikōura, New Zealand, earthquake: Preliminary seismological report," *Seismological Research Letters*, vol. 88, no. 3, pp. 727–739, 2017, DOI: <https://doi.org/10.1785/0220170018>.

[8] M. S. Sobhan, F. R. Rofooei, and N. K. A. Attari, "Buckling behavior of the anchored steel tanks under horizontal and vertical ground motions using static pushover and incremental dynamic analyses," *Thin-Walled Structures*, vol. 112, pp. 173–183, Mar. 2017, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tws.2016.12.022>.

[9] M. Yazdani, J. M. Ingham, C. Kahanek, and D. Dzhur, "Damage to flat-based wine storage tanks in the 2013 and 2016 New Zealand earthquakes," *J Constr Steel Res*, vol. 168, May 2020, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.105983>.

[10] "API-650, Welded Steel Tanks for Oil Storage," vol. 12th Edition, 2013.

[11] J. M. Spritzer and S. Guzey, "Nonlinear numerical evaluation of large open-top aboveground steel welded liquid storage tanks excited by seismic loads," *Thin-Walled Structures*, vol. 119, pp. 662–676, Oct. 2017, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tws.2017.07.017>.

[12] J. I. Colombo, J. Wilches, and R. Leon, "Seismic fragility of legged liquid storage tanks based on soil type classifications," *J Constr Steel Res*, vol. 192, p. 107212, May 2022, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107212>.

[13] F. Jaramillo, J. L. Almazán, and J. I. Colombo, "Effects of the anchor bolts and soil flexibility on the seismic response of cylindrical steel liquid storage tanks," *Eng Struct*, vol. 263, p. 114353, Jul. 2022, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.114353>.

[14] J. I. Colombo and J. L. Almazán, "Simplified 3D model for the uplift analysis of liquid storage tanks," *Eng Struct*, vol. 196, p. 109278, Oct. 2019, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109278>.

[15] INN, "DS61, Decreto Supremo, Diseño sísmico de Edificios," 2011.

[16] G. Gazetas, I. Anastasopoulos, O. Adamidis, and Th. Kontoroupi, "Nonlinear rocking stiffness of foundations," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 47, pp. 83–91, Apr. 2013, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2012.12.011>.

[17] P. C. Kohnke, "ANSYS, Finite Element Systems, pp. 19–25, 1982, DOI: [https://doi.org/10.1007/978-3-662-07229-5\\_2](https://doi.org/10.1007/978-3-662-07229-5_2).

[18] H. N. Phan, F. Paolacci, and S. Alessandri, "Enhanced Seismic Fragility Analysis of Unanchored Steel Storage Tanks Accounting for Uncertain Modeling Parameters," *Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME*, vol. 141, no. 1, Feb. 2019, DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4039635/366261>.

[19] Z. Ozdemir, M. Souli, and Y. M. Fahjan, "Application of nonlinear fluid-structure interaction methods to seismic analysis of anchored and unanchored tanks," *Eng Struct*, vol. 32, no. 2, pp. 409–423, Feb. 2010, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2009.10.004>.

[20] N. Buratti and M. Tavano, "Dynamic buckling and seismic fragility of anchored steel tanks by the added mass method," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 43, no. 1, pp. 1–21, Jan. 2014, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.2326>.

[21] Recommendations of a Study Group of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, "Seismic Design of Storage Tanks (NZSEE)," 2009.

[22] J. I. Colombo and J. L. Almazán, "Experimental investigation on the seismic isolation for a

legged wine storage tank," *J Constr Steel Res*, vol. 133, pp. 167–180, Jun. 2017, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.02.013>.

[23] S. I. Reyes, J. L. Almazán, M. F. Vassiliou, N. F. Tapia, J. I. Colombo, and J. C. de la Llera, "Full-scale shaking table test and numerical modeling of a 3000-liter legged storage tank isolated with a vertical rocking isolation system," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 51, no. 6, pp. 1563–1585, May 2022, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.3628>.

[24] A. S. Veletsos and Y. Tang, "Soil-structure interaction effects for laterally excited liquid storage tanks," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 19, no. 4, pp. 473–496, May 1990, DOI: <https://doi.org/10.1002/eqe.4290190402>.

[25] J. C. Virella, C. A. Prato, and L. A. Godoy, "Linear and nonlinear 2D finite element analysis of sloshing modes and pressures in rectangular tanks subject to horizontal harmonic motions," *J Sound Vib*, vol. 312, no. 3, pp. 442–460, May 2008, DOI: <https://doi.org/10.1016/J.JSV.2007.07.088>.

[26] S. A. Freeman and S. A. Freeman, "The capacity spectrum method as a tool for seismic design," *PROC OF 11TH EUROPEAN CONFERENCE ON EARTHQUAKE ENGINEERING*, 1998.

[27] P. K. Malhotra, T. Harper, N. Tonui, and D. Feser, "Cyclic Testing of Storage Tank Plate-Shell Connection," *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, vol. 27, no. 2, p. 04021077, Dec. 2021, DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)SC.1943-5576.0000645](https://doi.org/10.1061/(ASCE)SC.1943-5576.0000645).

[28] P. K. Malhotra, "Method for Seismic Base Isolation of Liquid-Storage Tanks," *Journal of Structural Engineering*, vol. 123, no. 1, pp. 113–116, Jan. 1997, DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1997\)123:1\(113\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1997)123:1(113)).

[29] P. Malhotra, "Practical Nonlinear Seismic Analysis of Tanks," *Earthquake Spectra*, vol. 16, no. 2, pp. 473–492, May 2000, DOI: <https://doi.org/10.1193/1.1586122>.

[30] A. and S. P. Veletsos, "Tanks containing liquids or solids," *Computer analysis and design of earthquake resistant structures: A Handbook*, vol. 3, pp. 725–773, 1997.

[31] B. Budiansky and R. S. Roth, "Axisymmetric dynamic buckling of clamped shallow spherical and conical shells under step loads," *AIAA Journal*, vol. 8, no. 12, pp. 2276–2277, 1970, DOI: <https://doi.org/10.2514/3.6102>.

[32] M. R. Maheri and A. Abdollahi, "The effects of long term uniform corrosion on the buckling of ground based steel tanks under seismic loading," *Thin-Walled Structures*, vol. 62, pp. 1–9, 2013, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tws.2012.06.004>.

[33] J. C. Virella, L. E. Suarez, and L. A. Godoy, "A static nonlinear procedure for the evaluation of the elastic buckling of anchored steel tanks due to earthquakes," *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 12, no. 6, pp. 999–1022, Aug. 2008, DOI: <https://doi.org/10.1080/13632460701672714>.

[34] M. Moreno, J. Colombo, J. Wilches, S. Reyes, and J. Almazán, "Buckling of steel tanks under earthquake loading: Code provisions vs FEM comparison," *J Constr Steel Res*, vol. 209, p. 108042, Oct. 2023, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2023.108042>.

[35] J. Wilches, H. Santa María, R. Riddell, and C. Arrate, "Effects of changes in seismic design criteria in the transverse and vertical response of Chilean highway bridges," *Eng Struct*, vol. 191, pp. 370–385, Jul. 2019, DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.04.064>.

[36] Kayen R. E., "Seismic velocity site characterization of thirty-one Chilean seismometer stations by spectral analysis of surface wave dispersion," *Pacific Earthquake Engineering Research Center*, 2014.

[37] R. Riddell, "Inelastic design spectra accounting for soil conditions," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 24, no. 11, pp. 1491–1510, Nov. 1995, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.4290241106>.

[38] J. W. Baker, "Efficient Analytical Fragility Function Fitting Using Dynamic Structural Analysis," <https://doi.org/10.1193/021113EQS025M>, vol. 31, no. 1, pp. 579–599, Feb. 2015, DOI: <https://doi.org/10.1193/021113EQS025M>.

[39] L. F. Ibarra, R. A. Medina, and H. Krawinkler, "Hysteretic models that incorporate strength and stiffness deterioration," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 34, no. 12, pp. 1489–1511, Oct. 2005, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.495>.

[40] K. Porter, R. Kennedy, and R. Bachman, "Creating Fragility Functions for Performance-Based Earthquake Engineering," <https://doi.org/10.1193/1.2720892>, vol. 23, no. 2, pp. 471–489, Dec. 2019, DOI: <https://doi.org/10.1193/1.2720892>.

[41] B. A. Bradley and R. P. Dhakal, "Error estimation of closed-form solution for annual rate of structural collapse," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 37, no. 15, pp. 1721–1737, Dec. 2008, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.833>.

[42] M. Ghafory-Ashtiani, M. Mousavi, and A. Azarbakht, "Strong ground motion record selection for the reliable prediction of the mean seismic collapse capacity of a structure group," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 40, no. 6, pp. 691–708, May 2011, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.1055>.

[43] L. Eads, E. Miranda, H. Krawinkler, and D. G. Lignos, "An efficient method for estimating the collapse risk of structures in seismic regions," *Earthq Eng Struct Dyn*, vol. 42, no. 1, pp. 25–41, Jan. 2013, DOI: <https://doi.org/10.1002/EQE.2191>.

[44] G. W. Housner, "Dynamic pressures on accelerated fluid containers," *Bulletin of the Seismological Society of America*, vol. 47, no. 1, pp. 15–35, Jan. 1957, DOI: <https://doi.org/10.1785/BSSA0470010015>.

[45] N. Hosseinzadeh, H. Kazem, M. Ghahremannejad, E. Ahmadi, and N. Kazem, "Comparison of API650-2008 provisions with FEM analyses for seismic assessment of existing steel oil storage tanks," *J Loss Prev Process Ind*, vol. 26, no. 4, pp. 666–675, Jul. 2013, DOI: <https://doi.org/10.1016/J.JLPP.2013.01.004>.

[46] M. E. Compagnoni and O. Curadelli, "Experimental and numerical study of the response of cylindrical steel tanks under seismic excitation," *International Journal of Civil Engineering*, vol. 16, no. 7, pp. 793–805, Jul. 2018, DOI: <https://doi.org/10.1007/S40999-017-0218-3/TABLES/5>.