

UNIVERSIDAD SAN FRANCISCO DE QUITO

Colegio de Ciencias e Ingeniería

Análisis de la interacción fluido – estructura en el diseño sísmico de tanques cilíndricos de acero según las normas: americana, neozelandesa, ecuatoriana y métodos simplificados

Alex Mauricio Pupiales Valdivieso

Fabricio Yépez, Ph.D., Director de Tesis

Tesis de grado presentada como requisito
para la obtención del título de Ingeniero Civil

Quito, mayo de 2013

Universidad San Francisco de Quito

Colegio de Ciencias e Ingeniería

HOJA DE APROBACION DE TESIS

Análisis de la interacción – fluido estructura en el diseño sísmico de tanques cilíndricos de acero según las normas: americana, neozelandesa, ecuatoriana y métodos simplificados

Alex Mauricio Pupiales Valdivieso

Fabricio Yépez, Ph.D.

Director de la Tesis y Miembro del Comité

Miguel Andrés Guerra, MSc.

Miembro del Comité

Fernando Romo, MSc.

Director de la Carrera de Ingeniería Civil

Ximena M. Córdova, Ph.D.

Decana de la Escuela de Ingenierías.

Colegio de Ciencias e Ingeniería

Quito, Mayo 2013

© Derechos de Autor

Por medio del presente documento certifico que he leído la Política de Propiedad Intelectual de la Universidad San Francisco de Quito y estoy de acuerdo con su contenido, por lo que los derechos de propiedad intelectual del presente trabajo de investigación quedan sujetos a lo dispuesto en la Política.

Asimismo, autorizo a la USFQ para que realice la digitalización y publicación de este trabajo de investigación en el repositorio virtual, de conformidad a lo dispuesto en el Art. 144 de la Ley Orgánica de Educación Superior.

Firma: _____

Alex Mauricio Pupiales Valdivieso

C.I.: 171836272-4

Fecha: Mayo de 2013

Dedicatoria

Para mi familia más cercana, mi padre, madre y hermano querido.

Por todo el apoyo para alcanzar esta meta.

Agradecimiento

Un sincero agradecimiento al Dr. Fabricio Yépez por su dirección y consejo durante la elaboración de esta tesis y durante mi formación académica. De forma general, agradezco a todos los profesores que formaron parte de mi formación durante los años de arduo estudio y a todos los compañeros de clases que fueron parte de este proceso.

Resumen

Los tanques de almacenamiento son parte fundamental de las instalaciones industriales, e indispensables en la cadena de operación de muchas industrias entre ellas la petrolera. Durante eventos sísmicos fuertes, los tanques deben mantener su integridad estructural de tal forma que no pongan en peligro los recursos ambientales, económicos, ni humanos.

A diferencia de la respuesta dinámica de las edificaciones convencionales, el comportamiento sísmico de los tanques y sus contenidos están definidos por: la interacción fluido – estructura de las componentes hidrodinámicas sobre las paredes, la ductilidad limitada del sistema y su baja redundancia estructural. El diseño sísmico de este tipo de estructuras esta estandarizado por normas de industrias y códigos internacionales.

Por otro lado, debido a que el Ecuador no cuenta con una norma específica de diseño sísmico de tanques de almacenamiento, alternativamente se acepta la utilización de normas extranjeras, por esta razón se analiza la interacción fluido – estructura de dos tanques cilíndricos con diferentes relaciones de esbeltez (altura – radio) mediante la aplicación de normas internacionales de reconocido valor adaptadas a las recomendaciones de diseño sismo resistente de la norma ecuatoriana de construcción. Para esto, se utilizan los modelos mecánicos simplificados derivados de cada norma y se evalúan con respecto sus modelos computacionales en Sap2000. Los resultados obtenidos muestran una aceptable aproximación para fines de diseño con diferencias mínimas del 2% y máximas del 27% entre los resultados analíticos y los computacionales.

Abstract

Storage tanks are a fundamental part of industrial facilities and they are indispensable in the operation chain of many industries, as in the petroleum industry. During strong seismic events, tanks containing liquids must maintain their structural integrity in order to not jeopardize environmental, economic, nor human resources within its facilities.

In comparison with conventional building dynamic behavior, storage tanks seismic response is defined by: fluid – structure interaction, system limited ductility and low structural redundancy. Storage tank seismic design is standardized by industries regulations and international codes.

On the other hand, the Ecuadorian construction code does not have specified rules for seismic design of storage tanks; instead, it is commonly accepted to use international codes. Hence, fluid – structure interaction is evaluated for two cylindrical tanks with different height to radius ratios in which international codes and procedures are adapted to the Ecuadorian construction code recommendations for seismic resistant structures. Simplified mechanical models (spring – mass models) derived from each code are evaluated with its computational model made on finite element software – Sap2000. In general, calculated global response results show good agreement with those obtained through computational models; indeed, percentage differences are as low as 2% and arises up to 27% between the models.

Tabla de Contenidos

1	Introducción	25
1.1	Antecedentes	25
1.2	Justificación del proyecto	26
1.3	Objetivos del Proyecto.....	27
1.3.1	Objetivo General.....	27
1.3.2	Objetivos Específicos	27
1.4	Tanques de Almacenamiento.....	27
1.4.1	Tipos de Tanques.....	28
1.5	Tanques de Estudio.....	30
1.6	Daños en Tanques Sometidos a Sismos.....	31
1.6.1	Pandeo de las Paredes.....	31
1.6.2	Daños por Oleaje del Producto.....	32
1.6.3	Daños de Tuberías y Accesorios	32
1.6.4	Daños por Falla en la Cimentación	33
2	Fundamentos Teóricos	34
2.1	Interacción Fluido – Estructura.....	34
2.1.1	Métodos de Análisis Numéricos de Interacción Fluido – Estructura	34
2.2	Presiones Hidrodinámicas.....	37
2.2.1	Estudio del Comportamiento de Tanques Sometidos a Sismos	38
2.2.2	Extensión del Estudio a Tanques Cilíndricos.....	44
2.3	Modelos Mecánicos Simplificados	48
2.3.1	Modelo de Housner (1954).....	48
2.3.2	Modelo de Housner (1963).....	49
2.3.3	Modelo de Veletsos y Yang (1976).....	50
2.3.4	Modelo de Haroun y Housner (1981).....	52
2.3.5	Modelo de Malholtra et. al. (2000).....	55
2.4	Normas de Diseño Sísmico.....	56
2.4.1	Norma Americana API 650	56

2.4.2	Norma Neozelandesa	58
2.4.3	Procedimiento Simplificado de Diseño	59
2.4.4	Norma Ecuatoriana de Construcción NEC	59
3	Análisis Comparativo	61
3.1	Generalidades	61
3.2	Características del Sismo	61
3.2.1	Zona Sísmica y Factor Z	61
3.2.2	Perfiles de Suelo y Comportamiento Sísmico	62
3.2.3	Espectro Elástico de Respuesta según la Norma Ecuatoriana	65
3.3	Aplicación de la Norma Americana API 650	66
3.3.1	Periodos Estructurales de Vibración	67
3.3.2	Coefficientes de Aceleración Espectral	67
3.3.3	Pesos Efectivos del Líquido	68
3.3.4	Alturas Efectivas desde la Base	69
3.3.5	Cortante Basal	69
3.3.6	Momento Volcante	70
3.3.7	Esfuerzo de Compresión en la Pared	70
3.3.8	Esfuerzo Tangencial	71
3.3.9	Altura Libre por Oleaje	72
3.4	Aplicación de la Norma Neozelandesa	72
3.4.1	Periodos Estructurales de Vibración	73
3.4.2	Coefficientes Sísmicos de Diseño	75
3.4.3	Componentes de Masa Impulsiva, Convectiva y sus Alturas	78
3.4.4	Cortante Basal	81
3.4.5	Momento Volcante	82
3.4.6	Esfuerzos en la Pared	83
3.4.7	Altura de la Ola	92
3.5	Aplicación del Procedimiento Simplificado de Diseño	93
3.5.1	Periodos de Vibración	93
3.5.2	Aceleraciones Espectrales	94
3.5.3	Masas y Alturas Efectivas	95

3.5.4	Cortante Basal	97
3.5.5	Momento Volcante	97
3.5.6	Altura de Ola	97
3.6	Modelos Computacionales.....	97
3.6.1	Modelo Dinámico Equivalente.....	98
3.6.2	Aproximación al Modelo Computacional	102
3.6.3	Modelos Computacionales Definitivos	107
4	Análisis de Resultados	112
4.1	General.....	112
4.2	Periodos y Modos de Vibrar	115
4.3	Coeficientes Sísmicos	121
4.4	Reacciones en la Base: Corte y Momento	125
4.4.1	Corte Basal	125
4.4.2	Momento Volcante	128
4.5	Desplazamiento Vertical de la Ola	129
4.6	Esfuerzos Coplanares en la Pared.....	131
4.6.1	Esfuerzo Axial de Compresión.....	132
4.6.2	Esfuerzo Tangencial de Tracción	138
4.7	Deformación Horizontal	145
5	Conclusiones y Recomendaciones	147
5.1	Conclusiones.....	147
5.2	Recomendaciones	148
6	Referencias Bibliográficas	150
	Apéndice A: Deformada de los modos de vibración principales	153
	Apéndice B: Esfuerzos de Compresión	157
	Apéndice C: Deformación Horizontal.....	159
	Apéndice D: Comparación entre CQC vs SRSS	161

Lista de Figuras

Figura 1.1 Clasificación general de tanques de almacenamiento. Fuente Elaboración Propia	28
Figura 1.2 Tanques cilíndricos verticales y horizontales. Fuente (2).....	29
Figura 1.3 Tanques cilíndricos de techo flotante y tanque esféricos para almacenamiento de gas. Fuente (3)	29
Figura 1.4 Tanques de estudio. a) Tanque de 7000 bbls. b) Tanque de 13500 bbls. Fuente Elaboración Propia	30
Figura 1.5 Pandeo de las paredes tipo “pata de elefante” producido por el terremoto de magnitud 9.2 de Anchorage, Alaska. Fuente (6).	31
Figura 1.6 Pandeo de las paredes tipo “diamante” para tanques esbeltos. Fuente (5).....	32
Figura 1.7 Pandeo de la parte superior de la pared debido al oleaje del líquido contenido. Fuente (6).	32
Figura 1.8 Daño en la conexión de tuberías debido al pandeo de las paredes. Fuente (5)..	33
Figura 2.1 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Lagrangiana. Fuente (8).....	35
Figura 2.2 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Eulariana. Fuente (8)	36
Figura 2.3 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Lagrangiana – Eulariana Arbitraria. Fuente (8).....	37
Figura 2.4 Modelo del Método de Hidrodinámica Suavizada de Partículas. Fuente (8).....	37
Figura 2.5 Tanque rectangular de estudio. Fuente (12).	39
Figura 2.6 Velocidad vertical v en una porción de fluido de espesor dx limitado entre dos membranas adyacentes. Fuente (12).....	40
Figura 2.7 Restricciones y condiciones consideradas para evaluar los modos de vibración. Fuente (12).....	42
Figura 2.8 Tanque cilíndrico de estudio. Fuente (12).....	44
Figura 2.9 Tanque cilíndrico esbelto. Fuente (12).....	45
Figura 2.10 Tanque de estudio cilíndrico, membranas horizontales, etc. Fuente (12).....	46
Figura 2.11 Modelo mecánico equivalente según Housner (1954). Fuente (12)	48
Figura 2.12 Modelo Mecánico Equivalente según Housner (1963). Fuente (12)	50
Figura 2.13 Configuración de los tres modos de deformación considerados. Fuente (14) .	50

Figura 2.14 Modelo Mecánico Equivalente según Veletsos y Yang (1976). Fuente Elaboración Propia.	52
Figura 2.15 Modelo Mecánico Equivalente según Haroun y Housner (1981). Fuente (15)	55
Figura 2.16 Modelo Mecánico Equivalente según Malholtra et al. (2000). Fuente (15) ...	56
Figura 3.1 Ecuador, zonas sísmicas y valor del factor de zona Z. Fuente (19).....	62
Figura 3.2 Espectro sísmico elástico de aceleraciones que representa el sismo de diseño. Fuente (19).....	65
Figura 3.3 Espectro sísmico elástico de aceleraciones para la locación del proyecto. Fuente Elaboración Propia.	66
Figura 3.4 Relaciones W_i/W_p y W_c/W_p para el cálculo de los pesos efectivos. Fuente (17)	68
Figura 3.5 Relaciones X_i/H y X_c/H para el cálculo de las alturas efectivas. Fuente (17) ...	69
Figura 3.6 Modelo masa – resorte para sismo horizontal, tanque rígido. Fuente (18).....	73
Figura 3.7 Modelo masa – resorte para sismo horizontal, tanque flexible. Fuente (18)	73
Figura 3.8 Coeficiente del periodo impulsivo kh para el primer modo horizontal. Fuente (18).	74
Figura 3.9 Periodos adimensionales para los modos convectivos. Fuente. (18)	75
Figura 3.10 Factor de forma espectral $Ch(T_j)$. Fuente (21).....	76
Figura 3.11 Mapa fallas y pliegues cuaternarios del Ecuador. Fuente (20)	77
Figura 3.12 Factor de corrección espectral $kf(\mu, \xi_j)$. Fuente (18)	78
Figura 3.13 Componentes de masa impulsiva y convectiva. Fuente (18).	79
Figura 3.14 Alturas de la masa impulsiva y convectiva. Fuente (18).	79
Figura 3.15 Componentes de masa impulsiva para tanques flexibles. Fuente (18).....	80
Figura 3.16 Alturas de las masas impulsivas para tanques flexibles. Fuente (18).	81
Figura 3.17 Resultantes de fuerzas de diseño para los tanques de estudio. Fuente Elaboración Propia.	83
Figura 3.18 Distribución vertical de la presión convectiva adimensional. Fuente (18).	85
Figura 3.19 Valores máximos de la presión impulsiva adimensional en la base del tanque. Fuente (18).....	86
Figura 3.20 Factor de presión impulsiva – flexible normalizada $C_{if, h}$. Fuente (10)	87
Figura 3.21 Ejemplo: Factores de fuerza tangencial adimensional impulsiva – rígida para $H/R=2$ Fuente (18)	88
Figura 3.22 Factores de distribución adimensionales máximos para las fuerzas tangenciales $R/t=1000$. Fuente Elaboración Propia	89

Figura 3.23 Coeficientes de ajuste C_i , C_c . Fuente Elaboración Propia.....	94
Figura 3.24 Espectros de respuesta en aceleraciones amortiguados al 0.5%, 2% y 5% para el sitio del proyecto. Fuente Elaboración Propia.....	95
Figura 3.25 Masas efectivas m_i , m_c . Fuente Elaboración Propia.....	96
Figura 3.26 Alturas a los centroides de las presiones hidrodinámicas impulsiva h_i y convectiva h_c . Fuente Elaboración Propia	96
Figura 3.27 Modelos simplificados. a) Modelo de Housner (1963). Fuente (12). b) Interpretación del modelo de Housner. Fuente Elaboración Propia.....	98
Figura 3.28 Modelo dinámico simplificado equivalente a) Sistema de dos grados de libertad. b) Sistema desacoplado de un grado de libertad. Fuente Elaboración Propia.....	99
Figura 3.29 Modelo de un grado de libertad. Fuente (23).....	100
Figura 3.30 Grados de libertad de la barra del modelo dinámico. Fuente Elaboración Propia	101
Figura 3.31 Modelo dinámico equivalente tipo péndulo invertido. a) Modo convectivo. b) Modo impulsivo. Fuente Elaboración Propia.....	102
Figura 3.32 Orientación de ejes de los elementos shell en Sap2000. Fuente (24)	103
Figura 3.33 Mallado grueso del modelo computacional del tanque TK-7000. Fuente Elaboración Propia	104
Figura 3.34 Asignación de la masa convectiva en el modelo de ajuste. Fuente Elaboración Propia.....	105
Figura 3.35 Definición de la altura de distribución para la masa impulsiva. Fuente Elaboración Propia	105
Figura 3.36 Modelo computacional de ajuste dinámico del tanque TK-7000.....	106
Figura 3.37 Mallado de los tanques de estudio TK-7000 y TK-13500. Fuente Elaboración Propia.....	108
Figura 3.38 Modelo dinámico definitivo para el tanque de estudio TK 7000. Fuente Elaboración Propia	109
Figura 3.39 Aplicación de las fuerzas laterales como cargas distribuidas sobre elementos frame en el tanque de estudio TK-7000. Fuente Elaboración Propia.....	111
Figura 3.40 Asignación de la presión hidrostática en el tanque de estudio TK-7000. Fuente Elaboración Propia	111
Figura 4.1 Periodos impulsivos y convectivos para el tanque de estudio TK-7000.....	116
Figura 4.2 Periodos impulsivos y convectivos para el tanque de estudio TK-13500.....	116
Figura 4.3 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 7000 según API 650)	118

Figura 4.4 Deformada del modo 564 asociada al primer modo impulsivo. (TK 7000 según API 650)	119
Figura 4.5 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 13500 según API 650)	119
Figura 4.6 Deformada del modo 216 asociada al primer modo impulsivo. (TK 13500 según API 650)	120
Figura 4.7 Deformada del modo 227 asociada al segundo modo impulsivo. (TK 13500 según API 650)	120
Figura 4.8 Coeficientes de aceleración horizontal impulsiva.....	121
Figura 4.9 Coeficientes de aceleración horizontal convectiva.	122
Figura 4.10 Coeficientes de aceleración vertical.....	122
Figura 4.11 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF API 650.....	123
Figura 4.12 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF R. NZSEE	124
Figura 4.13 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF P. SIMP.....	124
Figura 4.14 Resultados del Corte Basal para el tanque de estudio TK-7000.....	126
Figura 4.15 Resultados del Corte Basal para el tanque de estudio TK-13500.....	126
Figura 4.16 Resultados del Momento Volcante para el tanque de estudio TK-7000.....	128
Figura 4.17 Resultados del Momento Volcante para el tanque de estudio TK-13500.....	128
Figura 4.18 Desplazamiento vertical máximo de la Ola.	130
Figura 4.19 Direcciones y componentes de los elementos shell en el programa Sap2000. Fuente (28).....	131
Figura 4.20 Sección crítica: Desarrollo del esfuerzo tangencial y compresión axial a lo largo de la profundidad del tanque. (18).....	133
Figura 4.21 Resultados de los esfuerzos axiales de compresión para el tanque de estudio TK-7000.	133
Figura 4.22 Esfuerzos axiales de compresión admisibles: API 32.4 [MPa], NZS 77.3 [MPa].....	134
Figura 4.23 Esfuerzo de compresión axial [kPa] S22 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-7000.	135
Figura 4.24 Resultados de los esfuerzos axiales de compresión para el tanque de estudio TK-13500.	135
Figura 4.25 Esfuerzos axiales de compresión admisibles: API 43.2 [MPa], NZS 58.9 [MPa].....	136
Figura 4.26 Esfuerzo de compresión axial [kPa] S22 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-13500.	137

Figura 4.27 Resultados de los esfuerzos de tracción tangencial para el tanque de estudio TK-7000.	138
Figura 4.28 Esfuerzos tangenciales admisibles: API 213 [MPa], NZS 250 [MPa].	139
Figura 4.29 Esfuerzo de tracción tangencial hidrostático [kPa] S11 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-7000.....	140
Figura 4.30 Deformada [mm] de la base del tanque tipo pata de elefante para el tanque de estudio TK-7000.....	141
Figura 4.31 Resultados de los esfuerzos de tracción tangencial para el tanque de estudio TK-13500.	141
Figura 4.32 Esfuerzos tangenciales admisibles: 213 [MPa], 250 [MPa].	142
Figura 4.33 Esfuerzo de tracción tangencial hidrostático [kPa] S11 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-13500.....	143
Figura 4.34 Deformada [mm] de la base del tanque tipo pata de elefante para el tanque de estudio TK-13500.....	144
Figura 4.35 Desplazamiento horizontal del tanque de estudio TK-7000.	145
Figura 4.36 Desplazamiento horizontal del tanque de estudio TK-13500.	146

Lista de Tablas

Tabla 2.1 Apéndices de API Std 650. Fuente (17)	57
Tabla 2.2 Organización del documento de las Recomendaciones de Diseño. Fuente (18). 59	
Tabla 2.3 Organización de la Norma Ecuatoriana de Construcción. Fuente Elaboración Propia.....	60
Tabla 3.1 Valores del Factor Z en función de la zona sísmica. Fuente (19)	62
Tabla 3.2 Clasificación de los perfiles de suelo. Fuente (19).....	63
Tabla 3.3 Perfil de suelo y factor de sitio Fa . Fuente (19).....	64
Tabla 3.4 Perfil de suelo y factor de sitio Fd . Fuente (19).....	64
Tabla 3.5 Perfil de suelo y factor de comportamiento inelástico del subsuelo Fs . Fuente (19)	64
Tabla 3.6 Valores de los factores de la relación de amplificación espectral η	65
Tabla 3.7 Datos necesarios para construir el espectro elástico de respuesta de aceleraciones del proyecto.	66
Tabla 3.8 Factor de periodo de retorno Ru . Fuente (18).....	76
Tabla 3.9 Factores de amplificación del espectro de respuesta horizontal elástica. Fuente (22)	94
Tabla 3.10 Resumen de características de las mallas utilizadas para los tanques de estudio. Fuente Elaboración Propia.....	107
Tabla 4.1 Resultados del procedimiento simplificado y normas aplicadas para el tanque de estudio TK-7000 (H / R: 1.6).....	113
Tabla 4.2 Resultados del procedimiento simplificado y normas aplicadas para el tanque de estudio TK-13500 (H / R: 3)	114
Tabla 4.3 Resultados de la aplicación de los modelos de elementos finitos a todas las normas.	115
Tabla 4.4 Periodos de los modos predominantes según su FPM para el tanque de estudio TK-7000	117
Tabla 4.5 Periodos de los modos predominantes según su FPM para el tanque de estudio TK-13500	117
Tabla 4.6 Diferencia porcentual entre resultados de corte basal entre normas y modelos de elementos finitos.....	126
Tabla 4.7 Diferencia porcentual entre resultados de momento volcante entre las normas y modelos de elementos finitos.	129

Tabla 4.8 Diferencia porcentual entre resultados de esfuerzos de compresión, S22, entre las normas y los modelos de elementos finitos.	137
Tabla 4.9 Diferencia porcentual entre resultados de esfuerzos tangenciales, S11, entre las normas y los modelos de elementos finitos.	144
Tabla 4.10 Desplazamiento horizontal [mm] del borde superior de los tanques de estudio.	146

Nomenclatura General

API	Instituto Americano del Petróleo (<i>American Petroleum Institute</i>)
API 650	Estándar para Tanques de Acero Soldados para Almacenamiento de Petróleo (<i>Welded Steel Tanks for Oil Storage</i>)
Appendix E	Apéndice E: Diseño Sísmico de Tanque de Almacenamiento (<i>Seismic Design of Storage Tanks</i>)
ASCE	Sociedad Americana de Ingenieros Civiles (<i>American Society of Civil Engineers</i>)
ASCE 7-05	Requisitos de Diseño Sísmico para Edificaciones (<i>Seismic Design Requirements for Building Structures</i>)
ASD	Diseño basado en Esfuerzos Permisibles (<i>Allowable Stress Design</i>)
CQC	Combinación Cuadrática Completa (<i>Complete Quadratic Combination</i>)
Eurocode8	Código Europeo para el Diseño de Estructuras Sismo Resistentes (<i>Design of Structures for Seismic Resistance</i>), Parte 4: Silos, Tanques y Líneas de Tubería (<i>Part 4: Silos, Tanks and Pipelines</i>)
FPM	Factor de Participación Modal de Masa
MEF	Modelo de Elementos Finitos
NEC	Norma Ecuatoriana de Construcción
NZSEE	Sociedad Neozelandesa para la Ingeniería Sísmica (<i>New Zealand Society for Earthquake Engineering</i>)
NZS 1170	Estándar Neozelandés (<i>New Zealand Standard</i>): Acciones de Diseño Estructural (<i>Structural Design Actions</i>)
NZS 1170.5	Parte 5 (Part 5): Acciones Sísmicas – Nueva Zelanda (<i>Seismic Actions – New Zealand</i>)
SRSS	Método de la Raíz cuadrada de la suma de los cuadrados. (<i>Square Root of the Sum of the Squares</i>)
S11	Esfuerzo actuante en la mitad de la cara 1 (positiva y negativa) del elemento shell. (Para esta tesis: esfuerzo de tracción tangencial)
S22	Esfuerzo actuante en la mitad de la cara 2 (positiva y negativa) del elemento shell. (Para esta tesis: esfuerzo axial de compresión)
TK – 7000 BBLS	Tanque de estudio de 7000 barriles de capacidad volumétrica
TK – 13500 BBLS	Tanque de estudio de 13500 barriles de capacidad volumétrica

Nomenclatura API 650

General

H _T	Altura total del tanque
H	Nivel máximo de diseño del líquido
D	Diámetro nominal del tanque
G	Gravedad específica del líquido

Coefficientes de Aceleración Espectral y Periodos de Vibración

SUG	Grupo sísmico
S _{Ds}	Aceleración espectral de diseño a T = 0.2 segundos
S _{D1}	Aceleración espectral de diseño a T = 1.0 segundos
I	Factor de importancia según SUG
R _{wi}	Factor de reducción del modo impulsivo
T _i	Periodo natural de vibración del modo impulsivo
A _i	Coefficiente de aceleración espectral de diseño del modo impulsivo
R _{wc}	Factor de reducción del modo convectivo
K _s	Coefficiente de oleaje del periodo convectivo
T _c	Periodo natural de vibración del modo convectivo
K	Coefficiente de ajuste de la aceleración espectral 5% a 0.5% (ξ)
A _c	Coefficiente de aceleración espectral de diseño del modo convectivo
A _v	Coefficiente de aceleración vertical

Pesos y Alturas Efectivas

CA	Espesor de corrosión
t _b	Espesor del fondo sin incluir CA
t _s	Espesor del anillo en contacto con el fondo sin incluir CA
ρ_p	Densidad del producto
ρ_{ac}	Densidad del acero A36
S _d	Esfuerzo de diseño del material
F _y	Límite Elástico del material
m	Pendiente del techo cónico
W _p	Peso total del contenido del tanque según el producto almacenado
W _r	Peso total del techo
W _s	Peso total del manto
W _f	Peso del fondo
W _i	Peso efectivo del modo impulsivo
W _c	Peso efectivo del modo convectivo

X_i	Altura desde el fondo del tanque al centro de acción de la fuerza sísmica del modo impulsivo
X_c	Altura desde el fondo del tanque al centro de acción de la fuerza sísmica del modo convectivo
X_r	Altura desde el fondo del tanque al centro de gravedad del techo
X_s	Altura desde el fondo del tanque al centro de gravedad del manto
Cortantes Basales y Momentos Volcantes	
V_i	Cortante basal de diseño de la componente impulsiva
V_c	Cortante basal de diseño de la componente convectiva
V	Cortante basal total de diseño
M_i	Momento volcante asociado al modo impulsivo
M_c	Momento volcante asociado al modo convectivo
M_{rw}	Momento volcante en la base
Altura de Ola	
A_f	Coefficiente de aceleración para el cálculo de la altura de la ola producida por el modo convectivo
δ_s	Altura libre debido a la ola producida por el modo convectivo
Esfuerzo de Compresión en la Pared	
w_{rs}	Peso del techo repartida en el contorno de las paredes del tanque
w_t	Peso de las paredes y techo del tanque actuante en el contorno de la base
σ_c	Esfuerzo longitudinal máximo de compresión en las paredes
F_c	Esfuerzo permisible longitudinal de compresión en la pared
Fuerzas y Esfuerzo Tangencial	
Y	Distancia desde la superficie del líquido al punto de análisis (dirección positiva hacia abajo)
N_i	Fuerza impulsiva tangencial de la membrana en las paredes del tanque
N_c	Fuerza convectiva tangencial de la membrana en las paredes del tanque
N_h	Fuerza hidrostática del producto
σ_h	Esfuerzo tangencial hidrostático
σ_s	Esfuerzo tangencial debido a las fuerzas impulsivas y convectivas
σ_T	Esfuerzo tangencial total combinado

Nomenclatura Recomendaciones de NZSEE

General	
H	Nivel de diseño del líquido
R	Radio del tanque
E	Módulo elástico del acero empleado en la construcción del tanque
γ_l	Peso unitario del líquido contenido
Coeficientes Sísmico de Diseño y Periodos de Vibración	
Z	Factor de amenaza de zona sísmica según NZS 1170.5 (equivalente a factor Z de NEC)
R_u	Factor de periodo de retorno para el estado límite último según NZS 1170.5
$N(T_i, D)$	Factor de falla activa cercana según NZS 1170.5
S_p	Facto de desempeño estructural
$k_f(\mu, \xi_i)$	Factor de corrección del espectro elástico para considerar ductilidad y nivel de amortiguamiento del 2% (impulsivo) según NZS 1170.5
$k_f(\mu, \xi_i)$	Factor de corrección del espectro elástico para considerar ductilidad y nivel de amortiguamiento del 0.5% (convectivo) según NZS 1170.5
K_h	Coefficiente del periodo del modo impulsivo ($H/R=1.6$)
T_o, T_f	Periodo para el modo impulsivo (rígido, flexible respectivamente)
$C_h(T_o), C_h(T_f)$	Factor de forma espectral para perfil de suelo del modo impulsivo según NZS 1170.5 (rígido, flexible respectivamente)
$C(T_o), C(T_f)$	Ordenada del espectro elástico de amenaza de sitio del modo impulsivo según NZS 1170.5 (rígido, flexible respectivamente)
$C_d(T_o), C_d(T_f)$	Coefficiente de acción de diseño para el modo impulsivo (rígido, flexible respectivamente)
T_1	Periodo del primer modo convectivo
T_2	Periodo del segundo modo convectivo
$C_h(T_1)$	Factor de forma espectral para perfil de suelo del modo convectivo según NZS 1170.5
$C(T_1)$	Ordenada del espectro elástico de amenaza de sitio del modo convectivo según NZS 1170.5
$C_d(T_1)$	Coefficiente de acción de diseño para el modo convectivo
$C_v(T)$	Coefficiente de acción de diseño para carga de movimiento vertical
Masas y Alturas Efectivas	
t	Espesor de la pared del tanque
t_b	Espesor de la placa de fondo del tanque
ρ_p	Densidad del producto
ρ_{ac}	Densidad del acero A36
m	Masa total del líquido contenido en el tanque

m_t	Masa del techo del tanque
m_w	Masa de las paredes del tanque
m_b	Masa de la base
m_0	Masa impulsiva del tanque rígido
m_1	Masa equivalente para el primer modo convectivo
m_r	Masa impulsiva para el modo de cuerpo rígido
m_f	Masa impulsiva del tanque flexible (deformación horizontal de las paredes)
h_0	Altura de la masa impulsiva sobre la base del tanque rígido
h_1	Altura de la masa del primer modo convectivo sobre la base
h_r	Altura de la masa impulsiva rígida m_r , sobre la base
h_f	Altura de la masa impulsiva flexible m_f , sobre la base
h_w	Altura al centro de gravedad de la masa de las paredes del tanque
h_t	Altura al centro de gravedad de la masa del techo del tanque

Cortantes Basales y Momentos Volcantes

V_0	Cortante del modo impulsivo asociado a m_0
V_1	Cortante del primer modo convectivo asociado a m_1
V_r	Cortante del modo impulsivo rígido asociado a m_r
V_f	Cortante del modo impulsivo flexible asociado a m_f
V	Cortante Basal (Tanque rígido/flexible)
M_0	Momento volcante del modo impulsivo para el tanque rígido
M_1	Momento volcante del primer modo convectivo
M_r	Momento volcante del modo impulsivo rígido
M_f	Momento volcante del modo impulsivo flexible
M_{OT}	Momento volcante total de diseño (Tanque rígido/flexible)

d_{max}	Altura vertical máxima de la ola producida por el modo convectivo
-----------	---

Componentes de Presión, Fuerzas Tangenciales y Esfuerzos Tangenciales

f_y	Límite Elástico
P_h	Componente de presión hidrostática
P_i	Componente de presión impulsiva rígida
P_{if}	Componente de presión impulsiva flexible
P_1	Componente de presión del primer modo convectivo
P_v	Componente de presión del modo vertical
$N_{\theta h}$	Fuerza tangencial debido a la presión hidrostática
$N_{\theta i}$	Fuerza tangencial impulsiva rígida
$N_{\theta f}$	Fuerza tangencial impulsiva flexible

$N_{\theta 1}$	Fuerza tangencial convectiva
$N_{\theta v}$	Fuerza tangencial vertical
f_{hh}	Esfuerzo tangencial debido a la presión hidrostática
f_{hi}	Esfuerzo tangencial impulsivo rígido
f_{hf}	Esfuerzo tangencial impulsivo flexible
f_{h1}	Esfuerzo tangencial convectivo
f_{hv}	Esfuerzo tangencial vertical
f_{maxr}	Esfuerzo tangencial en la base del tanque rígido
f_{maxf}	Esfuerzo tangencial en la base del tanque flexible
Esfuerzos de Compresión y Chequeo	
f_{pp}	Esfuerzo axial por peso propio
f_{MOTr}	Esfuerzo axial por momento volcante M_{OT} (Tanque rígido)
f_{MOTf}	Esfuerzo axial por momento volcante M_{OT} (Tanque flexible)
f_{CT}	Esfuerzo axial de compresión total (Tanque rígido / flexible)
f_{c1}	Esfuerzo de pandeo clásico sometido a compresión para cilindro perfectamente elástico bajo carga axial
δ/t	Relación de imperfección por construcción de las paredes
$\bar{\sigma}$	Coefficiente de Chequeo
λ^2	Coefficiente de Chequeo
f_0	Esfuerzo de pandeo para tanque sin presión interna bajo compresión uniforme
Chequeo de Falla Elasto-Plástica	
P	Presión interna mínima (presión de aceleración vertical negativa)
\bar{P}	Factor de corrección por presión interna
f_p	Esfuerzo de pandeo para tanque con presión interna bajo compresión uniforme
f_m	Esfuerzo de pandeo para tanque con presión interna bajo compresión flexionante (tipo cantiléver)
P	Presión interna máxima (presión de aceleración vertical positiva)
s	Coefficiente de relación R/t
f_{mp}	Esfuerzo de compresión con presión interna bajo compresión flexionante (fallo elasto-plástico)

1 Introducción

En diversas actividades industriales se utilizan estructuras de almacenamiento para productos líquidos relacionados a su producción. En el caso de la industria petrolera, estos productos almacenados tienen un nivel alto de importancia debido a su valor comercial y el peligro que pueden representar fugas de su contenido al ambiente; por esta razón estas estructuras deben brindar suficientes niveles de seguridad e integridad estructural ante demandas de acciones externas como sismos, viento, impactos, etc.

El diseño de este tipo de estructuras debe considerar los efectos dinámicos definidos a partir de la naturaleza de sus contenidos, el sismo de diseño y las características generales de los tanques. La Norma Ecuatoriana de Construcción (NEC) consta de varias recomendaciones para estructuras distintas a las de la edificación; sin embargo no existe una norma específica para la construcción de tanques de almacenamiento. En consecuencia, el diseño de estructuras de almacenamiento, como los tanques cilíndricos de acero, se realiza de acuerdo a normas de industrias internacionales o códigos extranjeros de reconocido valor.

En este proyecto, se pretende analizar la interacción fluido – estructura para el diseño sísmico de tanques mediante normas y métodos reconocidos internacionalmente, los cuales son adaptados a las condiciones de riesgo sísmico del Ecuador y evaluados por medio de modelos computacionales.

1.1 Antecedentes

Aunque el Ecuador cuenta con una completa norma de construcción para el diseño sísmico resistente, esta no aborda específicamente el diseño sísmico de tanques de almacenamiento como los utilizados en la industria petrolera. En el capítulo segundo de la NEC: “Peligro Sísmico y Requisitos de Diseño Sismo Resistente” se hacen comentarios generales para estructuras diferentes a las de la edificación, mas no se detalla los procedimientos de diseño de reservorios, silos, tanques, tanto así que la norma ecuatoriana permite el uso de procedimientos de códigos y normativas internacionales.

En la industria petrolera ecuatoriana, el diseño sísmico de tanques de almacenamiento de acero se realiza de acuerdo a la norma americana API 650: “Tanques de Acero Soldado para el Almacenamiento de Petróleo” con su Apéndice E: “Diseño Sísmico de Tanques de Almacenamiento”, sin embargo existen otras normas regionales e internacionales de reconocido valor para el diseño de este tipo de estructuras que podrían ser utilizadas en nuestro país, tales como: las recomendaciones de NZSEE para el “Diseño Sísmico de Tanque de Almacenamiento” o el “Procedimiento Simplificado de Diseño” adoptado por el Eurocode8. Por esta razón, la presente tesis pretende evaluar la interacción fluido – estructura en el diseño sísmico usando las normas: americana y neozelandesa adecuadas a las recomendaciones de la norma ecuatoriana, adicionalmente evaluar el diseño sísmico con uno de los métodos simplificados adoptados en el Eurocode8.

1.2 Justificación del proyecto

Los tanques de almacenamiento son utilizados extensamente en diferentes industrias como la actividad petrolera, en la que cumplen un papel fundamental relacionado a intereses económicos, ambientales y sociales, por lo que un diseño riguroso de estas estructuras es esencial para precautelar dichos intereses. Por otro lado, diseños no adecuados para su intensidad sísmica han provocado fallas de tanques alrededor del mundo, la gran mayoría atribuidos a daños estructurales debido a pandeo de las paredes y rotura de conexiones, cuyos resultados pueden resultar catastróficos para el medio ambiente y la vida en general. Por esta razón, brindar niveles de seguridad de desempeño ante eventos sísmicos debería considerarse una prioridad para las industrias que parcial o totalmente basan sus cadenas de producción en estas estructuras.

En el Ecuador la industria petrolera representa una importante contribución a la economía y desarrollo del país, bajo esta premisa, sus instalaciones de producción deben garantizar una operación óptima y ofrecer niveles de seguridad ante desastres naturales tales como los sismos. De esta forma el diseño sísmico de tanques de almacenamiento debe ajustarse a las demandas dinámicas propias al riesgo sísmico de las regiones del país donde se ubiquen; sin embargo la norma ecuatoriana no aborda el diseño sísmico de tanques y alternativamente, acepta el uso de normas extranjeras.

Entre las normas y procedimientos propuestos a utilizarse en esta tesis (API 650, recomendaciones del NZSEE y procedimiento simplificado) existen diferencias considerables como, fuerzas sísmicas de diseño incrementadas, diferentes coeficientes de aceleración para los modos de vibración principales, amortiguamiento respecto al crítico de los modos, distintos modelos mecánicos equivalentes, etc. Por esta razón, se pretende analizar la interacción fluido – estructura en el diseño sísmico de tanques de acero, evaluar los resultados de la aplicación de normas extranjeras con sus modelos y determinar la confiabilidad de los resultados y los efectos de la aplicación a la realidad sísmica del Ecuador.

1.3 Objetivos del Proyecto

1.3.1 Objetivo General

Analizar la interacción fluido-estructura en el diseño sísmico de tanques cilíndricos de acero según diferentes normas, métodos simplificados y modelos computacionales.

1.3.2 Objetivos Específicos

- Obtener resultados de la respuesta global del diseño sísmico mediante diferentes normas y métodos simplificados.
- Realizar modelos computacionales mediante un programa de elementos finitos para los tanques de estudio.
- Comparar los resultados obtenidos mediante los estudios empleados y los modelos computacionales.
- Determinar en base a los resultados qué norma o método satisface de mejor manera los requisitos de diseño sísmico del país.

1.4 Tanques de Almacenamiento

Los tanques de almacenamiento son estructuras diseñadas con el objetivo de reservar productos líquidos o gaseosos para su comercialización o uso posterior. Estos depósitos son utilizados ampliamente en la industria, principalmente la petrolera en la que almacenan grandes volúmenes de agua, crudo o combustibles.

1.4.1 Tipos de Tanques

Existen varios criterios para clasificar los tanques de almacenamiento basándose en funcionalidad, capacidad, construcción, etc. A continuación se detalla una clasificación según varios parámetros generales.

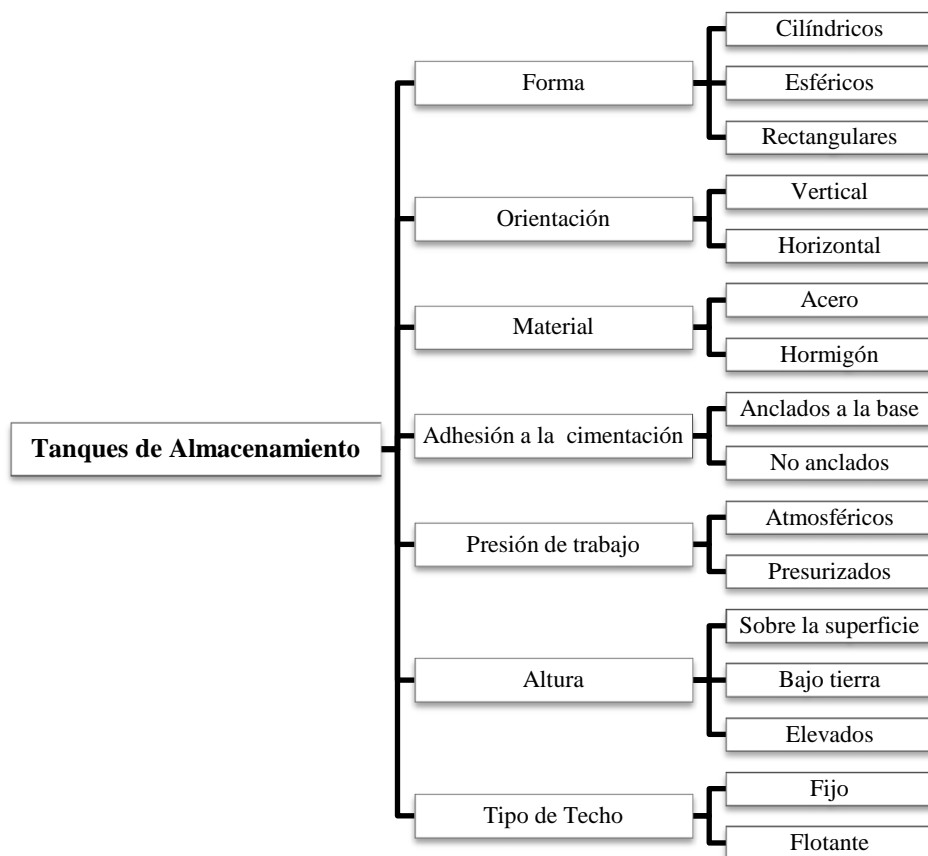


Figura 1.1 Clasificación general de tanques de almacenamiento. Fuente Elaboración Propia

Esta clasificación cubre la gran mayoría de configuraciones posibles de tanques usados en diferentes industrias de producción y servicios, otros factores como espacio disponible, costos de construcción y uso, determinan la forma del tanque. Por ejemplo, en la industria petrolera las configuraciones más utilizadas son los tanques cilíndricos verticales que representa la forma más económica y de fácil construcción, también los tanques cilíndricos horizontales que son utilizados como separadores de fases por tiempo de residencia.



Figura 1.2 Tanques cilíndricos verticales y horizontales. Fuente (2)

Los requerimientos del tipo de tanque de almacenamiento dependen de las características de los productos almacenados, tales como los gases, en el que el tipo de depósito a utilizar será un tanque presurizado que trabaje a presiones mayores a la atmosférica para una correcta operación. Por otro lado, los líquidos altamente volátiles utilizan tanques de techo flotante, como reemplazo a los techos fijos, para reducir el espacio libre entre la superficie del líquido y la parte superior del tanque evitando que los productos contenidos, de alto valor comercial, se pierdan por evaporación.



Figura 1.3 Tanques cilíndricos de techo flotante y tanque esféricos para almacenamiento de gas. Fuente (3)

De acuerdo a esta clasificación se reconoce que un tanque podría tener una o más de las características descritas anteriormente, claramente el diseño de cada tipo de tanque será diferente debido a las diferencias en la respuesta estructural y las demandas a las que son sometidos internamente por los productos almacenados, no obstante únicamente los tanques cilíndricos verticales de acero sobre la superficie resultan relevantes para el marco de investigación de la presente tesis.

1.5 Tanques de Estudio

Las características generales de los tanques de almacenamiento escogidos para el análisis de la presente tesis se presentan a continuación:

- Ubicación: sobre la superficie
- Forma: cilíndricos
- Material: acero ASTM A36
- Orientación: verticales
- Adhesión a la cimentación: apoyados en la base y totalmente anclados
- Presión de trabajo: atmosféricos
- Techo: fijo cónico

Algunas características geométricas y condiciones de diseño fueron tomadas de un tanque similar parte del sistema contra incendios de las instalaciones de producción de un campo petrolero en la provincia de Orellana, región oriental del Ecuador.

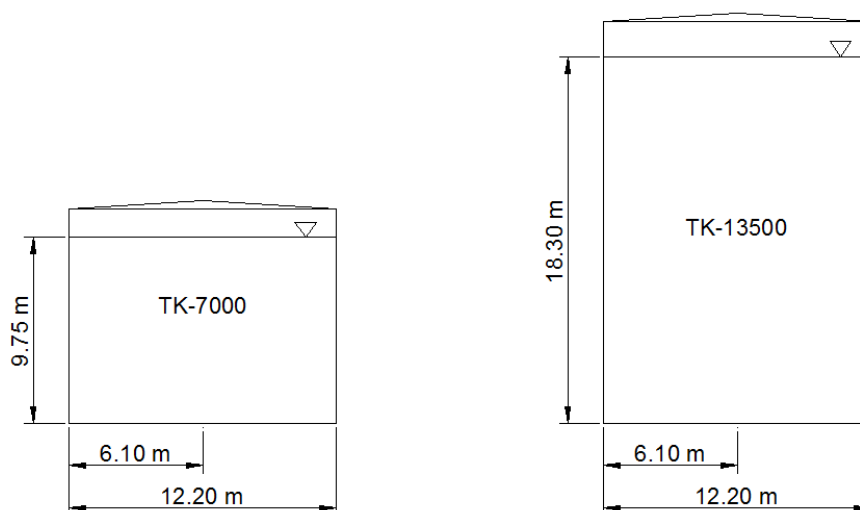


Figura 1.4 Tanques de estudio. a) Tanque de 7000 bbls. b) Tanque de 13500 bbls. Fuente Elaboración Propia

Adicionalmente ciertas suposiciones de diseño serán aplicadas a los tanques de estudio entre las cuales se tienen:

- Anclaje total a la base (levantamiento nulo del tanque)
- Apoyo sobre una cimentación rígida
- Omisión de la interacción suelo – estructura
- Deslizamiento horizontal despreciable (tanque anclado)

1.6 Daños en Tanques Sometidos a Sismos

Las fallas en los tanques de almacenamiento y sus accesorios repercuten en aspectos económicos, ambientales y de seguridad laboral, en las que pérdidas parciales o totales de los contenidos obligan a detener las operaciones, pueden producir graves daños ambientales y los efectos secundarios como incendios pueden poner en riesgo la vida humana.

La respuesta sísmica de los tanques de almacenamiento cilíndricos difiere de la respuesta de las edificaciones convencionales y los daños causados por excitación sísmica pueden tomar varias formas debido a que los tanques presentan una respuesta menos dúctil y baja redundancia estructural. Durante la mayoría de sismos fuertes, los tanques apoyados en la base han sufrido daños considerables en la que el principal mecanismo de falla se origina por la estabilidad de las paredes (4).

1.6.1 Pandeo de las Paredes

El pandeo en la parte baja de las paredes del tanque se produce por la acción combinada de los esfuerzos dinámicos causados por la excitación sísmica vertical y principalmente por los esfuerzos axiales de compresión. Estos esfuerzos axiales de compresión se generan debido al momento volcante que resulta de la excitación sísmica horizontal, los cuales provocan el pandeo de las paredes que se puede presentar en dos patrones muy comunes: “pata de elefante” y “diamante”, las cuales corresponden a tanques anchos y esbeltos respectivamente (5).



Figura 1.5 Pandeo de las paredes tipo “pata de elefante” producido por el terremoto de magnitud 9.2 de Anchorage, Alaska. Fuente (6).



Figura 1.6 Pandeo de las paredes tipo “diamante” para tanques esbeltos. Fuente (5).

1.6.2 Daños por Oleaje del Producto

El oleaje del líquido provocado por la acción de un sismo puede dañar el techo y la parte superior del tanque, típicamente este tipo de fallas se produce en tanques que no poseen suficiente altura libre entre la superficie del líquido y la unión entre las paredes y el techo.

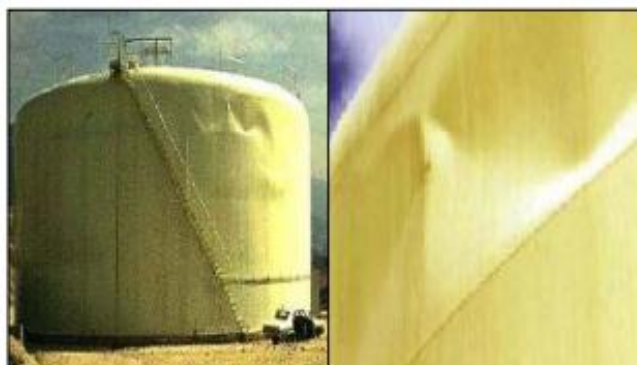


Figura 1.7 Pandeo de la parte superior de la pared debido al oleaje del líquido contenido. Fuente (6).

1.6.3 Daños de Tuberías y Accesorios

Este tipo de daños es producido debido a excesivos desplazamientos horizontales o verticales que rompen las tuberías y otros accesorios instalados rígidamente a las paredes del tanque. Estos desplazamientos pueden ser provocados por el pandeo en las paredes, levantamiento o deslizamiento de los tanques.



Figura 1.8 Daño en la conexión de tuberías debido al pandeo de las paredes. Fuente (5).

1.6.4 Daños por Falla en la Cimentación

Los daños de tanques por cimentación pueden resultar destructivos como es el caso de licuefacción del terreno o fallas más comunes como los asentamientos diferenciales que provocan esfuerzos adicionales en las paredes del tanque.

2 Fundamentos Teóricos

2.1 Interacción Fluido – Estructura

El estudio de la interacción fluido – estructura es un fenómeno de alta importancia para muchas aplicaciones en la ingeniería entre las cuales destacan la acústica, la aerodinámica, la ingeniería sísmica, etc. Este fenómeno ocurre cuando un fluido interactúa con una estructura sólida mediante presiones que pueden deformar la estructura y por tanto alterar la configuración del flujo. De acuerdo a sus efectos, se pueden clasificar en tres grupos de interacciones (7):

- Deformación nula: el movimiento de sólidos suspendidos en una matriz líquida.
- Deformación constante en flujo continuo: la fuerza constante ejercida por un fluido dentro de una tubería debido a la fricción viscosa entre las paredes y el líquido transportado.
- Oscilatorias: la deformación inducida en la estructura sólida la hace moverse de tal forma que el origen de la deformación es reducida y la estructura regresa a su estado original para que el proceso se repita.

En general la interacción fluido – estructura es un fenómeno complejo de resolver analíticamente por lo cual su estudio suele ser resuelto mediante métodos de análisis de simulación numérica y experimental; con esta finalidad, se utilizan diferentes métodos de simulación de interacción asistida de software especializado basado en elementos finitos.

2.1.1 Métodos de Análisis Numéricos de Interacción Fluido – Estructura

La respuesta sísmica de los tanques de acero depende de la interacción fluido – estructura que resultan en momentos volcantes y cortantes basales producidos por las fuerzas inerciales horizontales. La naturaleza de esta interacción es asociada a un gran número de variables tales como la aceleración del suelo, los modos de vibración de los tanques, la flexibilidad de las paredes, el tiempo de acción sísmica, etc.

Debido a la cantidad de variables a tomar en cuenta en la interacción de un tanque y su contenido, las simulaciones numéricas representan una eficaz herramienta para resolver este tipo de problemas considerando todos los sistemas que interactúan acopladamente (8), más aún el análisis numérico para estudiar este tipo de interacción es del tipo no – lineal, tridimensional, dinámico y de desplazamientos considerables (9). A continuación se presentan algunos métodos de análisis de la interacción bajo el enfoque de diferentes formulaciones adecuadas al movimiento del fluido utilizadas conjuntamente con programas basados en elementos finitos (8).

2.1.1.1 *Formulación Lagrangiana*

En esta formulación un elemento finito representa la misma parte del material durante todo el análisis donde el fenómeno se plantea mediante un gran número de elementos – masas, en el cual el movimiento de cada masa se analiza en el espacio y tiempo; por tanto el problema es definido cuando el movimiento de cada partícula es conocido. Pese a que resulta ser un método directo y fácil de usar para un número reducido de elementos, puede convertirse en un método complicado para la descripción de un gran número de masas (8).

Básicamente el comportamiento de un fluido con la formulación Lagrangiana se puede describir asumiendo que las cargas afectan solamente el nodo central de un elemento de grilla rectangular. Si la influencia de la carga permanece constante, el resultado es el movimiento continuo de ese nodo para cada espacio de tiempo Δt , haciendo que la malla se deforme siguiendo el flujo.

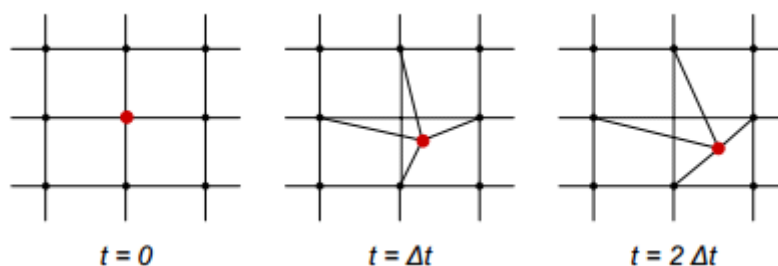


Figura 2.1 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Lagrangiana.
Fuente (8)

2.1.1.2 *Formulación Eulariana*

A diferencia del método Lagrangiano en el cual se observa el movimiento de cada partícula, en la formulación Eulariana el flujo del fluido es analizado desde un punto fijo en el espacio. En cada espacio de tiempo Δt algunos elementos masa pueden pasar por este punto fijo de observación, de esta forma su movimiento es determinado y por tanto, en el punto de observación las variables del campo del flujo son dependientes del tiempo.

Para la mayoría de programas de elementos finitos que usan la Formulación Eulariana en su malla, el movimiento de las partículas (deformación de la malla) es determinado solamente para el lapso de tiempo Δt , después del cual regresa a su posición inicial debido a la suavización de la malla (mesh smoothing). Además, se calculan variables internas como esfuerzos, flujos de campos, para todos los nodos que se movieron de tal forma que tengan la misma distribución espacial que antes de la suavización de la malla (advection). Esto es necesario para que la suavización de la malla no afecte el resultado de las variables internas (8). El resultado final después de repetir el proceso para cada Δt son valores muy exactos de variables internas con una malla no deformada.

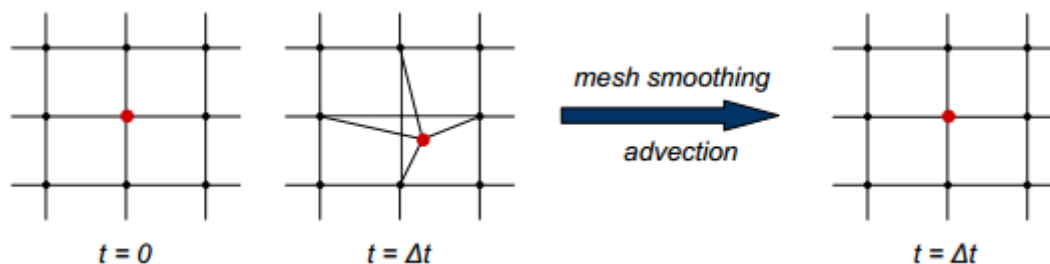


Figura 2.2 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Eulariana.
Fuente (8)

2.1.1.3 *Formulación Lagrangiana – Eulariana Arbitraria (ALE)*

En esta formulación la malla se deforma parcialmente debido a que sigue el movimiento del material de la misma forma que la formulación Lagrangiana y al mismo tiempo puede comportarse con las características de un flujo a través de un espacio de malla fijo como en la Formulación Eulariana.

De hecho, el procedimiento de solución de la Formulación Lagrangiana – Eulariana es más parecida a la Eulariana, la diferencia radica en la suavización de malla, donde los nodos no regresan a su posición inicial sino que sus ubicaciones son calculadas de acuerdo a un promedio de distancia entre nodos vecinos.

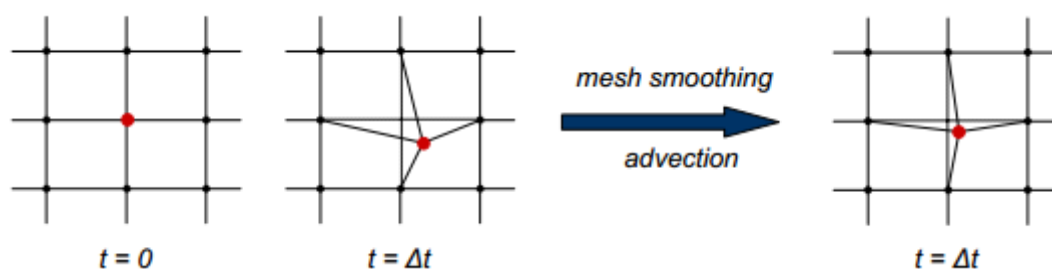


Figura 2.3 Solución de un problema simple de fluido de acuerdo a la Formulación Lagrangiana – Eulariana Arbitraria. Fuente (8)

2.1.1.4 Hidrodinámica Suavizada de Partículas (SPH)

Este método difiere del resto debido a que no necesita de una malla, sin embargo es un método basado en la formulación Lagrangiana para evitar las restricciones de la malla cuando existen deformaciones considerables, como lo es el estudio del oleaje de la superficie libre en tanques.

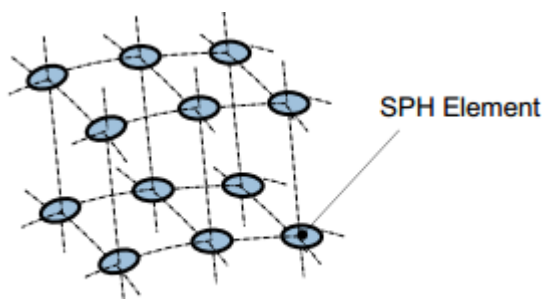


Figura 2.4 Modelo del Método de Hidrodinámica Suavizada de Partículas. Fuente (8)

2.2 Presiones Hidrodinámicas

El estudio del comportamiento de los líquidos en movimiento, dinámica de los fluidos o hidrodinámica, considera algunas variables tales como velocidad, densidad, temperatura y presión como funciones de tiempo y espacio. Particularmente, las presiones hidrodinámicas gobiernan la definición de la respuesta de un tanque de almacenamiento sometido a excitación dinámica debido a que durante un sismo, el líquido contenido ejerce presiones hidrodinámicas en las paredes y fondo del tanque.

La respuesta sísmica de un tanque es un fenómeno complejo dado que la interacción paredes – líquido y las fuerzas inerciales del líquido deben ser consideradas, sin embargo esta interacción puede ser simplificada con el concepto generalizado de sistemas de un grado de libertad representando sus modos de vibración principales (10).

El movimiento del líquido dentro de los tanques de almacenamiento provoca una sobrecarga en las paredes debido a las presiones hidrodinámicas, simplificada mente un modelo mecánico equivalente, masa – resorte, simula los efectos de la respuesta mediante dos componentes hidrodinámicas asociadas a dos modos principales de vibración: convectivo e impulsivo (12).

- Impulsivo: componente hidrodinámica asociada a la suposición que una porción del líquido se mueve rígidamente con el tanque.
- Convectivo: componente hidrodinámica asociada al oleaje de la superficie libre del líquido.

2.2.1 Estudio del Comportamiento de Tanques Sometidos a Sismos

Las presiones dinámicas del fluido desarrolladas durante un sismo son de importancia para el diseño de estructuras como represas y tanques de almacenamiento de cualquier geometría. Las primeras aproximaciones de solución a este fenómeno fueron propuestas por diversos autores como Westergaard que en 1933 determinó las presiones en una represa vertical rectangular sometida a aceleración horizontal, Jacobsen en 1949 resolvió el problema correspondiente para tanques cilíndricos, en 1952 Graham y Rodríguez realizaron un completo análisis de las presiones impulsivas y convectivas sobre contenedores rectangulares, etc. Las bases de las soluciones propuestas fueron tratadas similarmente pues requerían encontrar una solución a la ecuación de Laplace que satisfaga las condiciones de borde (12).

En 1954 George W. Housner desarrolló uno de los estudios más reconocidos sobre la teoría de presiones hidrodinámicas en tanques de almacenamiento y la idealización de un modelo mecánico masa – resorte capaz de simplificar su respuesta. En primera instancia, el estudio y formulación analítica se aplica al comportamiento de tanques rectangulares y desde ahí se hace extensiva a tanques circulares. A continuación se detalla una breve reseña de los principales postulados y formulaciones utilizadas en el estudio de Housner (1954).

En el tanque rectangular de estudio se considera una superficie de líquido completamente horizontal y a las paredes del contenedor se les aplica una aceleración horizontal \dot{u}_0 en la dirección “x” horizontal. Además, para determinar las presiones que actúan sobre las paredes del tanque debidas a la aceleración y la interacción del líquido se deben considerar para el fluido una columna de líquido de altura h , longitud $2l$ y espesor unitario como se muestra en la Figura 2.5.

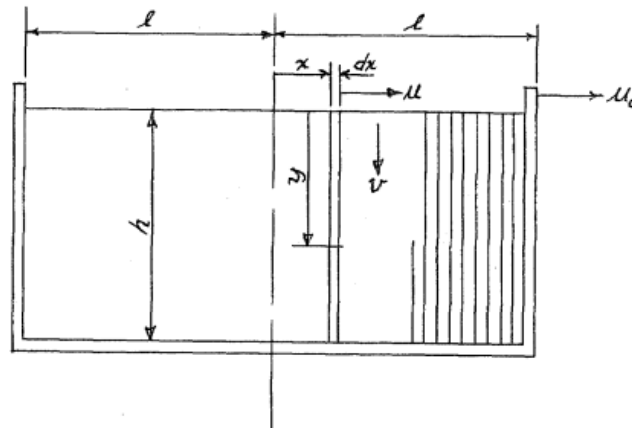


Figura 2.5 Tanque rectangular de estudio. Fuente (12).

El efecto del fluido es similar al que se obtendría si la componente horizontal de la velocidad del fluido u fuera independiente de la coordenada “y”. Bajo estas condiciones el líquido actúa como si estuviera limitado entre membranas delgadas verticales sin masa espaciadas a una distancia dx entre sí. Cuando las paredes son sometidas a una aceleración, las membranas también serán aceleradas de igual forma con el fluido haciendo que el fluido se presione verticalmente con respecto a las membranas.

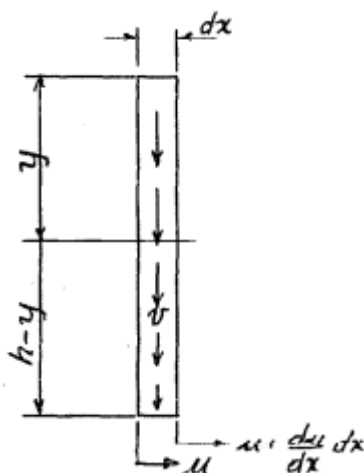


Figura 2.6 Velocidad vertical v en una porción de fluido de espesor dx limitado entre dos membranas adyacentes. Fuente (12).

Como resultado, se puede definir una velocidad vertical v que depende de la velocidad horizontal u .

$$v = (h - y) \frac{du}{dx} \quad (2.1)$$

Dado que el fluido se considera incompresible, la aceleración vertical \dot{v} es proporcional a la velocidad v , lo mismo sucede para la aceleración horizontal \dot{u} y u . Por tanto la presión en el fluido entre dos membranas está dada por:

$$\frac{\delta p}{\delta y} = -\rho \dot{v} \quad (2.2)$$

Donde ρ es la densidad del fluido y la fuerza horizontal total en una membrana es:

$$P = \int_0^h p \, dy \quad (2.3)$$

Para obtener una expresión para la presión en la pared, en primer lugar se obtiene la ecuación correspondiente a p .

$$p = -\rho \int_0^y (h - y) \frac{d\dot{u}}{dx} dy = -\rho h^2 \left(\frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right) \frac{d\dot{u}}{dx} \quad (2.4)$$

Esta expresión de p es reemplazada en la ecuación de la fuerza total P sobre la membrana.

$$P = -\rho h^2 \int_0^h \left(\frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right) \frac{d\dot{u}}{dx} dy = -\rho \frac{h^3}{3} \frac{d\dot{u}}{dx} \quad (2.5)$$

De esta forma se obtiene una expresión para la fuerza sobre las paredes que es resuelta cuando la velocidad horizontal u es conocida. El problema del cálculo de dicha velocidad se determina mediante el Principio de Hamilton que relaciona la energía cinética y potencial en forma de integrales múltiples con límites de integración adecuados. La solución simplificada da como resultado una ecuación diferencial para resolver la velocidad horizontal u .

$$\frac{d^2 u}{dx^2} - \frac{3}{h^2} u = 0 \quad (2.6)$$

La solución de esta ecuación y sus condiciones de borde se muestran a continuación:

$$\dot{u} = C_1 \cosh \sqrt{3} \frac{x}{h} + C_2 \sinh \sqrt{3} \frac{x}{h} \quad (2.7)$$

$$\dot{u} = \dot{u}_0 \text{ en } x = \pm l$$

Por tanto la solución para \dot{u} es:

$$\dot{u} = \dot{u}_0 \frac{\cosh \sqrt{3} \frac{x}{h}}{\cosh \sqrt{3} \frac{l}{h}} \quad (2.8)$$

De esta forma se obtiene una expresión reducida para la presión actuante sobre las paredes mayoritariamente asociada al modo impulsivo:

$$p_w = \rho \dot{u}_0 h \left(\frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right) \sqrt{3} \tanh \sqrt{3} \frac{l}{h} \quad (2.9)$$

Dadas estas expresiones se reconoce que la aceleración u_0 produce un incremento de presión en una pared y una disminución en la otra, es decir, se observa el comportamiento oscilatorio del fluido. Ahora se presenta la forma en que se deducen las expresiones para el movimiento oscilatorio del fluido asociado al modo convectivo:

$$u = \frac{l^2 - x^2}{2} \frac{d\theta}{dy} \quad (2.10)$$

$$v = \theta \dot{x} \quad (2.11)$$

Los efectos de las presiones impulsivas hacen que la parte superior del fluido tienda a oscilar y por tanto que tenga modos fundamentales de vibrar, para encontrar estos modos se considera que el fluido está limitado entre membranas rígidas a las que se les permite rotar como se muestra en la Figura 2.7.

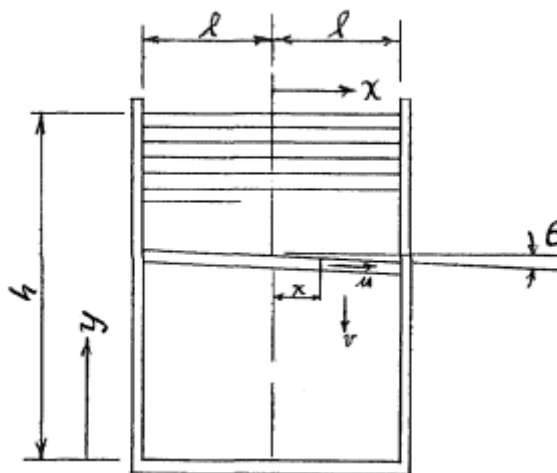


Figura 2.7 Restricciones y condiciones consideradas para evaluar los modos de vibración. Fuente (12)

A partir de las ecuaciones mostradas anteriormente, se definen dos expresiones para encontrar la presión del líquido ejercida sobre la pared de la siguiente forma:

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -\rho \dot{u} \quad (2.12)$$

$$p = -\rho \frac{l^3}{2} \left(\frac{x}{l} - \frac{1}{3} \left(\frac{x}{l} \right)^3 \right) \frac{d\ddot{\theta}}{dx} \quad (2.13)$$

Aplicando la ecuación de movimiento para una porción del fluido, se puede encontrar una ecuación diferencial del tipo $\frac{d^2\theta}{dy^2}$, la cual al resolverla para las condiciones de borde apropiadas, resulta en una expresión para oscilaciones de forma sinusoidal.

$$\theta = \theta_o \frac{\sinh \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{y}{l}}{\sinh \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{h}{l}} \sin \omega t \quad (2.14)$$

Donde ωt , frecuencia angular por tiempo.

Para determinar la frecuencia angular de vibración que define el comportamiento oscilatorio del fluido, se utiliza la máxima energía cinética y la máxima energía potencial de tal forma que se obtiene una expresión general para ω .

$$\omega_n^2 = \frac{g}{l} n \sqrt{\frac{5}{2}} \tanh \left(n \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{h}{l} \right) \quad (2.15)$$

Donde n representa el enésimo modo.

De esta forma se deriva una expresión para la presión en las paredes debido al movimiento oscilatorio:

$$p_w = \left(\rho \frac{l^3}{3} \sqrt{\frac{5}{2}} \frac{\cosh \left(\sqrt{\frac{5}{2}} \frac{y}{l} \right)}{\sinh \left(\sqrt{\frac{5}{2}} \frac{h}{l} \right)} \right) \omega^2 \theta_o \sin \omega t \quad (2.16)$$

En este resumen del estudio realizado por George W. Housner se presentaron los puntos principales de la conceptualización del análisis hecho para tanques rectangulares. A partir de la base teórica presentada y las expresiones encontradas, el autor las hace extensivas a tanques cilíndricos apoyados en la base.

2.2.2 Extensión del Estudio a Tanques Cilíndricos

En el tanque cilíndrico de estudio mostrado en la Figura 2.8, el líquido está limitado entre membranas fijas paralelas al eje “x”, cada porción de líquido de espesor unitario puede ser abordada como si fuera una sección de un tanque rectangular esbelto. Por lo tanto las expresiones derivadas anteriormente pueden ser aplicadas para el caso de los tanques cilíndricos, en la que la presión ejercida contra la pared del tanque asociada al modo impulsivo se obtiene a partir de la ecuación (2.17)

$$p_w = -\rho u_0 h \sqrt{3} \left(\frac{y}{h} - \frac{1}{2} \left(\frac{y}{h} \right)^2 \right) \tanh \left(\sqrt{3} \frac{R}{h} \right) \cos \theta \quad (2.17)$$

Nótese el uso de la longitud del radio R que reemplaza a l en la ecuación para tanques rectangulares. Otro parámetro a tomar en cuenta es la presión en el fondo del tanque (base) cuya expresión es:

$$p_b = \rho u_0 h \frac{\sqrt{3}}{2} \quad (2.18)$$

Donde $l^2 = R^2 - x^2$

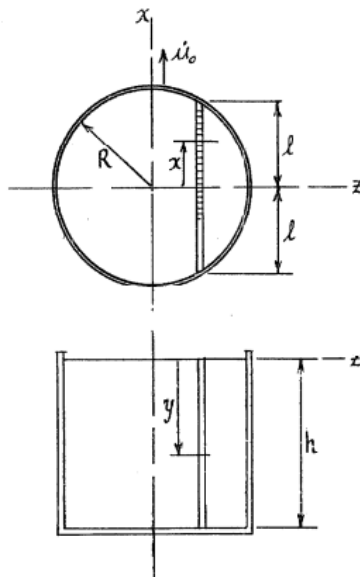


Figura 2.8 Tanque cilíndrico de estudio. Fuente (12)

Para tanques esbeltos como el que se muestra en la Figura 2.9 la parte de fluido por debajo de h se considera que se mueve solidariamente con el tanque de forma rígida.

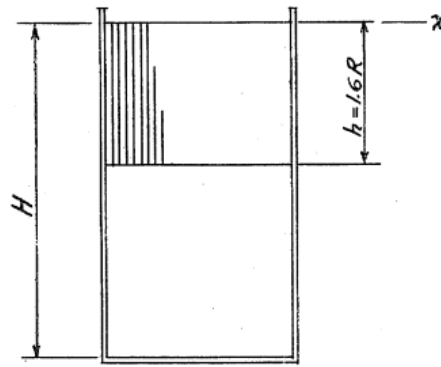


Figura 2.9 Tanque cilíndrico esbelto. Fuente (12)

Tomando la expresión de la presión p_w se puede determinar la ecuación para la fuerza total sobre las paredes.

$$\int_0^h \int_0^{2\pi} p_w \cos\theta R d\theta dy = -\rho u_0 \pi R^2 h \frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)}{\sqrt{3}\frac{R}{h}} \quad (2.19)$$

La fuerza ejercida tiene el mismo efecto que tendría una masa equivalente M_o , que se moviese solidariamente con el tanque (base de la formulación de los modelos equivalentes), la expresión correspondiente es:

$$M_o = M \frac{\tanh\left(\sqrt{3}\frac{R}{h}\right)}{\sqrt{3}\frac{R}{h}} \quad (2.20)$$

Para ejercer un momento igual al que produce la presión del fluido en la pared, esta masa M_o debe ubicarse a una altura h_o por encima de la base.

$$h_o = h \frac{3}{8} \quad (2.21)$$

Si los efectos del momento producido por las presiones en el fondo del tanque se incluye, la masa M_o se ubica a una altura igual a:

$$h_o = h \frac{3}{8} \left(1 + \frac{4}{3} \left(\frac{\sqrt{3}\frac{R}{h}}{\tanh(\sqrt{3}\frac{R}{h})} - 1 \right) \right) \quad (2.22)$$

Para determinar las presiones asociadas al primer modo de vibración (primer modo convectivo) del líquido se deben considerar las restricciones dadas por membranas horizontales libres a rotación como se muestra en la Figura 2.10.

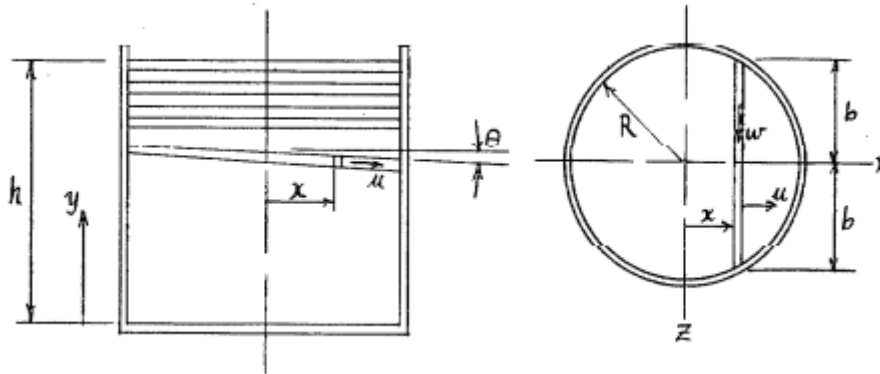


Figura 2.10 Tanque de estudio cilíndrico, membranas horizontales, etc. Fuente (12)

Se definen las variables u , v , w como las componentes de velocidad en las direcciones x , y , z respectivamente y a las cuales se les da restricciones de flujo de tal forma que:

- A un valor dado de “ x ”, “ y ” se mueve con la misma velocidad v .
- A un valor dado “ x ”, el fluido se mueve con u uniforme.

De manera análoga al trabajo realizado para tanques rectangulares, la energía cinética total y la energía potencial del fluido son utilizadas mediante el Principio de Hamilton para llegar a dos expresiones del movimiento oscilatorio del fluido:

$$\frac{\delta^2 \dot{\theta}}{\delta y^2} - \frac{I_z}{K} \dot{\theta} = 0 \quad (2.23)$$

Donde I_z representa el momento polar de inercia.

$$\frac{\delta^2}{\delta t^2} \left(\frac{\partial \theta}{\partial y} \right)_h + g I_z \theta_h = 0 \quad (2.24)$$

A partir de estas ecuaciones se obtienen otras expresiones para definir los parámetros correspondientes a las vibraciones libres:

$$\theta = \theta_0 \frac{\sinh \sqrt{\frac{I_z}{K}} y}{\sinh \sqrt{\frac{I_z}{K}} h} \sin \omega t \quad (2.25)$$

$$\omega^2 = g \sqrt{\frac{I_z}{K}} \tanh\left(\sqrt{\frac{I_z}{K}}\right) h \quad (2.26)$$

Este análisis es general y aplica a cualquier contenedor cilíndrico para el cual los ejes “x”, “y” son ejes de simetría. Particularmente, la solución para el tanque de estudio se presenta a continuación:

$$\omega^2 = \frac{g}{R} \sqrt{\frac{27}{8}} \tanh\left(\sqrt{\frac{27}{8}}\right) \frac{h}{R} \quad (2.27)$$

La presión en el fluido se expresa mediante dos ecuaciones del tipo $\frac{\delta p}{\delta z} = -\rho w$, $\frac{\delta p}{\delta x} = -\rho \dot{u}$ que provienen de la definición de las componentes de velocidad. Al evaluarse se obtiene una ecuación general para la presión del fluido en el tanque cilíndrico. De esta forma se determina la presión en la pared cuya ecuación es:

$$p_w = -\rho \frac{\delta \ddot{\theta}}{\delta y} \frac{R^2}{3} \left(1 - \frac{\cos^2 \theta}{3}\right) \cos \theta \quad (2.28)$$

Y la fuerza horizontal total sobre la pared es:

$$P = -\pi \frac{1}{4} \rho \omega^2 R^4 \theta_o \sin \omega t \quad (2.29)$$

Se puede considerar que los efectos de esta fuerza son producidos por una masa M_1 (base de la formulación de los modelos equivalentes) con un movimiento oscilatorio horizontal que puede representarse por un movimiento armónico mediante la siguiente expresión:

$$x_1 = A_1 \sin \omega t \quad (2.30)$$

Donde la masa equivalente M_1 asociada al modo convectivo y su coeficiente A_1 son:

$$M_1 = M \frac{1}{4} \sqrt{\frac{27}{8}} \frac{R}{h} \tanh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right) \quad (2.31)$$

$$A_1 = \theta_o h \frac{1}{\sqrt{\frac{27}{8} \frac{h}{R}} \tanh\left(\sqrt{\frac{27}{8} \frac{h}{R}}\right)} \quad (2.32)$$

Para que M_1 produzca el mismo momento que las presiones en la pared, esta masa equivalente se debe ubicar a una altura h_1 por encima de la base (incluyendo los efectos de la presión en el fondo).

$$h_1 = h \left(1 - \frac{2 \cosh \sqrt{\frac{27}{8} \frac{h}{R}} - \frac{31}{16}}{\sqrt{\frac{27}{8} \frac{h}{R}} \sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8} \frac{h}{R}}\right)} \right) \quad (2.33)$$

Una vez definidas las bases teóricas del origen de las presiones hidrodinámicas se puede definir, junto a algunas simplificaciones conceptuales, un modelo mecánico del tipo masa – resorte para representar la respuesta de un sistema tanque – líquido que se muestra en la siguiente sección.

2.3 Modelos Mecánicos Simplificados

2.3.1 Modelo de Housner (1954)

Para representar el movimiento del fluido contenido de una forma simplificada, Housner realizó un modelo mecánico equivalente en la que una porción del líquido permanece rígidamente fijo a las paredes (masa impulsiva), y una serie de masas representado el movimiento oscilatorio unidas a las paredes del tanque mediante resortes de rigidez K .

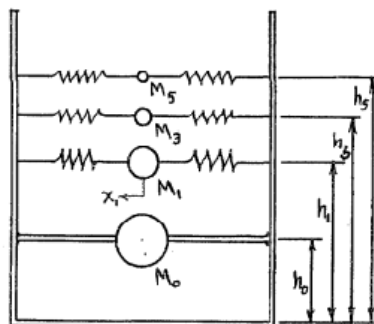


Figura 2.11 Modelo mecánico equivalente según Housner (1954). Fuente (12)

Este primer modelo mecánico simplificado ha sido la base de modelos utilizados en la actualidad y contempla algunas suposiciones de respuesta que se detallan a continuación:

- El líquido contenido es incompresible, irrotacional, posee viscosidad despreciable y está inicialmente en reposo.
- Las paredes del tanque se consideran infinitamente rígidas.
- Los desplazamientos son pequeños por lo tanto se aproxima a un sistema lineal.
- El fluido se encuentra siempre en contacto con las paredes (no existe cavitación).

Por otro lado, graves daños ocasionados por sismos sobre tanques de almacenamiento dan cuenta de la necesidad de considerar variables adicionales en la respuesta dinámica de estas estructuras, por ejemplo la suposición de que las presiones hidrodinámicas actúan sobre un tanque rígido puede considerablemente subestimar la magnitud resultante de estas presiones. Por esta razón, algunas modificaciones se adecuan a los modelos mecánicos simplificados para contemplar los efectos de la flexibilidad de las paredes del tanque y amortiguamientos diferenciados de los modos de vibración.

En los siguientes puntos se mencionan algunos de los modelos más importantes que son parte de normas y códigos reconocidos en el diseño sísmico de tanques de almacenamiento.

2.3.2 Modelo de Housner (1963)

Este modelo mecánico, una adecuación al anterior modelo de 1954, muestra una simplificación en la que se considera una sola masa para representar el movimiento convectivo debido al oleaje de la superficie libre, sin embargo en esta aproximación aún se considera un tanque de paredes rígidas para los efectos de cálculo.

En resumen, según el modelo de Housner (1963) para representar el comportamiento dinámico de un líquido contenido basta con considerar una sola masa fija (masa impulsiva) y una sola masa oscilante asociada al primer modo convectivo de vibración. Los estudios llevados a cabo conjuntamente con este modelo mecánico son la base de conceptualización de la gran mayoría de normas internacionales de diseño sísmico y de los modelos mecánicos simplificados presentados en este capítulo. En este modelo m_i , h_i representan la masa y altura impulsiva efectiva del líquido respectivamente, lo mismo sucede para la componente convectiva m_c , h_c .

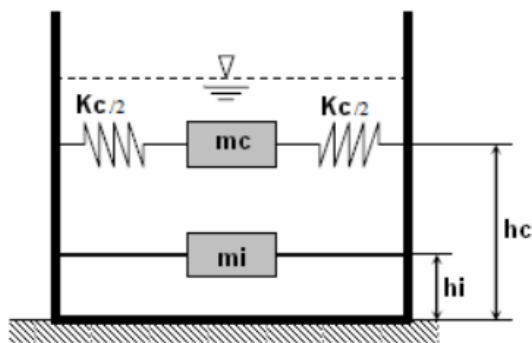


Figura 2.12 Modelo Mecánico Equivalente según Housner (1963). Fuente (12)

2.3.3 Modelo de Veletsos y Yang (1976)

El sistema tanque – fluido es analizado como un sistema de un grado de libertad asumiendo que vibra en una configuración fija a lo largo de su altura y que su sección transversal permanece perfectamente circular. Para aproximar los efectos de la flexibilidad de los tanques, se consideran tres configuraciones de deformación entre la base y la superficie libre del tanque.

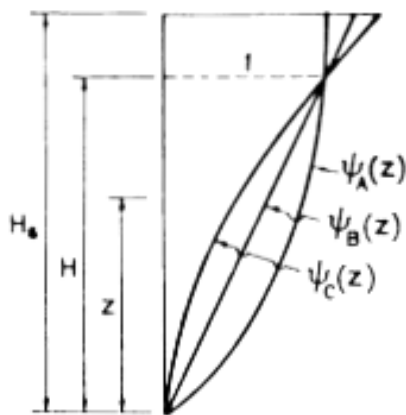


Figura 2.13 Configuración de los tres modos de deformación considerados. Fuente (14)

Existe una analogía implícita en la conceptualización de las presiones hidrodinámicas ejercidas sobre la pared para los casos de tanque rígido y tanque flexible.

La presión hidrodinámica $p(z, \theta, t)$ ejercida en la pared de un tanque rígido está definida por la siguiente ecuación en la que el primer término representa la componente impulsiva y el segundo término la convectiva:

$$p(z, \theta, t) = \left[C_o(z)\ddot{x}(t) + \sum_{k=1}^{\infty} C_k(z) A_k(t) \right] \rho H \cos\theta \quad (2.34)$$

Donde

$C_o(z)$, función adimensional de la distribución de la presión impulsiva

$\ddot{x}(t)$, aceleración del suelo

$C_k(z)$, función adimensional de la distribución de la presión convectiva

$A_k(t)$, aceleración de espectro de respuesta para el modo convectivo

ρ , densidad del líquido

H , altura del nivel del líquido

Por otro lado, la componente impulsiva de la presión hidrodinámica ejercida sobre la pared del tanque flexible muestra algunas diferencias con respecto a la del tanque rígido.

$$p_o(z, \theta, t) = C b_o(z) \rho H A_o(t) \cos\theta \quad (2.35)$$

Donde

$p_o(z, \theta, t)$, componente impulsiva de presión hidrodinámica

C , coeficiente adimensional

$b_o(z)$, función adimensional de distribución de presión

$A_o(t)$, pseudo aceleración

Las principales diferencias de las aproximaciones de cálculo de las presiones impulsivas para los casos de tanque rígido y flexible son:

- Diferentes coeficientes y funciones de distribución de la presión hidrodinámica.
- La aceleración horizontal de cada caso, el uso de la pseudo aceleración $A_o(t)$ que puede tener mayor magnitud que la aceleración máxima del suelo $\ddot{x}_o(t)$.
- $A_o(t)$ como la aceleración espectral correspondiente al modo fundamental de vibración del sistema tanque – líquido.

Por tanto, se reconoce que los efectos hidrodinámicos en los tanques flexibles deben ser de mayor consideración que los inducidos en los tanques asumidos como rígidos.

Nótese que este modelo es una aproximación a la solución de los efectos de la flexibilidad de las paredes investigada solamente para la respuesta impulsiva y no se considera los efectos de flexibilidad en el modo convectivo debido a que estas oscilaciones están dominadas por oscilaciones de periodos muchos más grandes que las impulsivas y por tanto se espera que sus efectos sean similares a los considerados en las de tanque rígido.

A continuación se presenta una idealización del modelo mecánico de Veletsos y Yang debido a que dentro de la investigación de los autores no se presenta una figura con el modelo como tal.

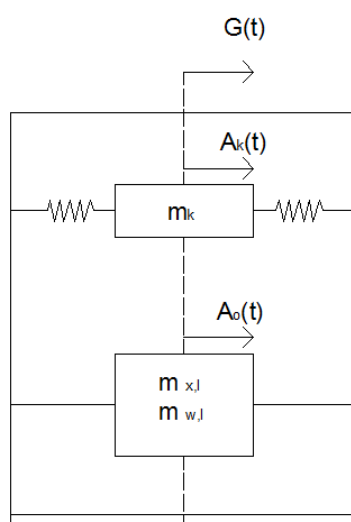


Figura 2.14 Modelo Mecánico Equivalente según Veletsos y Yang (1976). Fuente Elaboración Propia.

Donde

$m_{x,l}$, masa efectiva del líquido para el movimiento de cuerpo rígido del tanque.

$m_{w,l}$, masa efectiva del líquido que oscila en una de las configuraciones de vibración flexible especificadas por las funciones del tipo $\varphi(z)$.

2.3.4 Modelo de Haroun y Housner (1981)

Aunque los estudios realizados por Veletsos y Yang estimaron las fuerzas impulsivas sobre una pared deformable, estos se basaron en la respuesta hidrodinámica de un tanque rígido con la diferencia del tipo de aceleración horizontal considerada en cada caso.

El modelo de Haroun y Housner (1981) nace de la necesidad de mejorar la forma en que se abordaba el problema de la deformación de las paredes del tanque, por tanto este nuevo modelo se origina como una extensión de estudios anteriores realizados por Housner (1954, 1963) en los que se asumía que las paredes son rígidas.

La base conceptual del estudio considerada al tanque de almacenamiento mediante un sistema de coordenadas cilíndricas dentro de las cuales, entre otros parámetros, se definen componentes de desplazamiento en la membrana para representar la deformación de las paredes. Adicionalmente, se reconoce que los efectos de la respuesta hidrodinámica están dados por la superposición de oscilaciones de estos tipos:

- Componente convectiva asociada a periodos largos.
- Componente impulsiva “rígida” que se mueve en sincronía con la aceleración horizontal y del tanque.
- Componente impulsiva “flexible” asociada a periodos cortos representando las vibraciones de la pared deformable.

La componente de presión hidrodinámica convectiva puede ser evaluada con precisión considerando el mismo análisis de tanques de rígidos, lo que se justifica debido a que existe un acoplamiento débil entre los modos asociados al oleaje del líquido y los modos de vibración de la pared deformable. Las demás componentes de presión se evalúan a partir de una función potencial de velocidad, que satisface la ecuación de Laplace, resueltas con las condiciones de borde adecuadas para la superficie libre del líquido y la superficie de contacto pared – líquido.

En general, la presión hidrodinámica asociada a los modos impulsivos rígido y flexible se expresa como:

$$p_d(R, \theta, z, t) = p_f(R, \theta, z, t) + p_r(R, \theta, z, t) \quad (2.36)$$

Donde

$p_f(R, \theta, z, t)$, presión hidrodinámica causada por la flexibilidad de la pared del tanque.

$p_r(R, \theta, z, t)$, presión hidrodinámica ejercida en la pared del tanque rígido.

Para poder obtener la presión hidrodinámica “flexible”, se necesita primero determinar la deformación de la pared mediante un análisis del sistema acoplado fluido – estructura. Con este objetivo, este estudio utiliza un análisis de elementos finitos considerando que la respuesta sísmica del sistema está gobernada por la ecuación matricial obtenida mediante el Principio de Hamilton el cual permite derivar ecuaciones de desplazamiento para varios sistemas.

Dentro de la formulación de esta matriz se consideran el trabajo realizado por la presión hidrodinámica, la energía cinética y la deformación de la membrana. Con la ayuda de la modelación de elementos finitos de la pared y la expresión de la presión hidrodinámica $p_d(R, \theta, z, t)$, el Principio de Hamilton lleva a la ecuación matricial de movimiento de esta forma (15):

$$[M]\{\ddot{q}\} + [C]\{\dot{q}\} + [K]\{q\} = \{P_{eff}\} \quad (2.37)$$

Donde

$[M]$, matriz de masa

$[C]$, matriz de amortiguamiento

$[K]$, matriz de rigidez

$\{P_{eff}\}$, vector de carga sísmica efectiva

$\{q\}$, vector de desplazamiento nodales de la membrana

Después de haber descrito brevemente la base teórica del estudio de Haroun y Housner para analizar los efectos de la flexibilidad de las paredes en la respuesta sísmica del tanque, se procede a mostrar la derivación del modelo mecánico análogo.

Observe la Figura 2.15 en la cual se muestran las masas efectivas m_s , m_f y m_r asociadas a los efectos del oleaje de la superficie libre del líquido, de la deformación de la pared relativa a la base, y del movimiento rígido tanque – líquido respectivamente, así mismo, las alturas efectivas tienen una nomenclatura similar a la usada para las masas y su definición se realiza como fracciones de la altura total del nivel líquido.

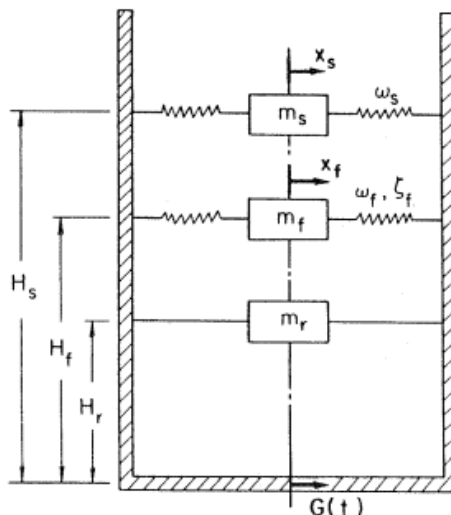


Figura 2.15 Modelo Mecánico Equivalente según Haroun y Housner (1981). Fuente (15)

2.3.5 Modelo de Malholtra et. al. (2000)

El modelo de Malholtra et. al. (2000) es parte de un estudio para simplificar el procedimiento de diseño sísmico de tanques cilíndricos apoyados en la base. El procedimiento propuesto toma en cuenta las acciones impulsivas y convectivas del líquido contenido sobre tanques de acero u hormigón fijados sobre cimentaciones rígidas. El alcance de este estudio aborda únicamente el análisis elástico de tanques totalmente anclados y rígidamente soportados.

El procedimiento presentado en este estudio está basado en estudios anteriores principalmente a los realizados por Veletsos con ciertas modificaciones para simplificar su aplicación, haciendo que el procedimiento sea simple, preciso, y aplicable a una cantidad amplia de tanques de diferentes relaciones altura – radio (H/R). A continuación se presentan algunas de las modificaciones realizadas:

- Representar la respuesta dinámica del sistema tanque – líquido solamente con los primeros modos impulsivos y convectivos.
- Combinar la masa modal impulsiva mayor con el primer modo impulsivo. Lo mismo sucede para el modo convectivo.
- Ajustar las alturas de los modos para tomar en cuenta los efectos volcantes de los modos más altos.
- Generalizar la expresión del periodo impulsivo para que pueda ser usada para tanques de acero y hormigón de diferentes espesores.

El modelo mecánico simplificado se presenta en la Figura 2.16, en él se puede observar las masas y alturas efectivas $m_i h_i$, $m_c h_c$ asociada al modo impulsivo y convectivo respectivamente. Nótese que no existe una masa asociada a la vibración de las paredes flexibles como en algunos de los modelos mecánicos presentados anteriormente, sin embargo se puede observar la diferenciación de amortiguamientos para los espectros de respuesta elástica relacionada a cada masa. El estudio señala que el amortiguamiento adecuado para los espectros de respuesta debe ser de 0.5% para el modo convectivo y 2% para el modo impulsivo en el caso de tanques de acero. Con las observaciones mencionadas anteriormente, el modelo mecánico representado por un sistema de un grado de libertad se muestra a continuación:

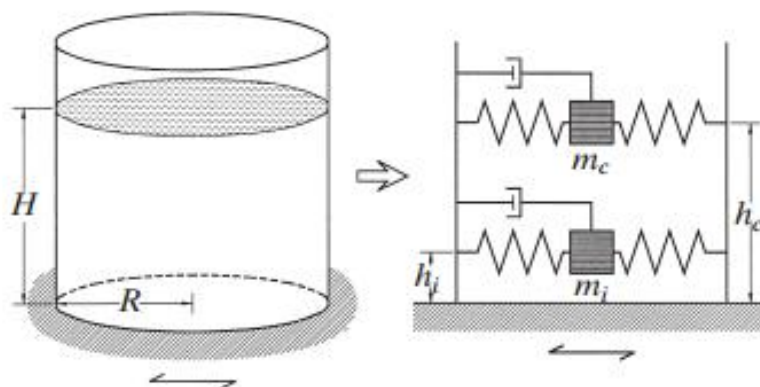


Figura 2.16 Modelo Mecánico Equivalente según Malholtra et al. (2000). Fuente (15)

2.4 Normas de Diseño Sísmico

2.4.1 Norma Americana API 650

La norma API 650 es un compendio de uso general basado en el conocimiento y experiencia acumulada por fabricantes y clientes de la industria petrolera dirigida a tanques de almacenamiento de acero soldado (17). El alcance de esta norma recoge información acerca de materiales, diseño, fabricación, construcción, inspección, soldadura e inspección de actividades relacionadas a este tipo de tanques.

Esta norma limita su accionar a tanques de fondo plano apoyados en su base sobre tierra, temperatura de operación no mayor a los 90° C y presiones internas cercanas a la atmosférica. Las reglas de diseño en este estándar deben tomarse como requerimientos mínimos y se recomienda la utilización de otras herramientas si el cliente o fabricante lo consideran necesario. Adicionalmente, el estándar no presenta limitaciones a las dimensiones de los tanques de almacenamiento por tanto es el diseñador quien adecúa estas variables a las necesidades requeridas siguiendo las recomendaciones dadas por la norma.

La norma API 650 fue creada por la necesidad de la industria petrolera de unificar el diseño de tanques de almacenamiento ofreciendo niveles de seguridad aceptables a costos razonables. Los contenidos de almacenamiento son en primera instancia petróleo y sus derivados, pero también productos de uso extensivo en otras industrias tales como químicos, aceites, alcohol, etc.

La norma consta de 22 apéndices designados por letras del alfabeto inglés desde la A hasta la W. Cada apéndice entrega un número de opciones de diseño, requerimientos, recomendaciones e información que complementa la norma básica.

Tabla 2.1 Apéndices de API Std 650. Fuente (17)

Appendix	Title	Status
A	Optional design basis for small tanks	Purchaser's Option
B	Recommendations for design and construction of foundations for aboveground oil storage tanks	Recommendations
• C	External floating roofs	Requirements
D	Technical inquiries	Required Procedures
• E	Seismic design of storage tanks	Purchaser's Option
F	Design of tanks for small internal pressures	Requirements
• G	Structurally-supported aluminum dome roofs	Requirements
H	Internal floating roofs	Requirements
• I	Undertank leak detection and subgrade protection	Purchaser's Option
J	Shop-assembled storage tanks	Requirements
K	Sample application of the variable-design-point method to determine shell-plate thickness	Information
• L	API Std 650 storage tank data sheets	Requirements
M	Requirements for tanks operating at elevated temperatures	Requirements
N	Use of new materials that are not identified	Requirements
• O	Recommendation for under-bottom connections	Purchaser's Option
• P	Allowable external load on tank shell openings	Purchaser's Option
R	Load combinations	Requirements
S	Austenitic stainless steel storage tanks	Requirements
T	NDE requirements summary	Requirements
U	Ultrasonic examination in lieu of radiography	Purchaser's Option
• V	Design of storage tanks for external pressure	Purchaser's Option
• W	Commercial and Documentation Recommendations	Recommendations

En la presente tesis se utiliza la norma API 650 edición décimo primera del año 2007. En particular el Apéndice E: Diseño Sísmico de Tanques de Almacenamiento con sus actualizaciones (Addendum 2 y 3) publicadas en Noviembre de 2009 y Agosto de 2011 respectivamente.

2.4.2 Norma Neozelandesa

En el año de 1983 la Sociedad Neozelandesa para la Ingeniería Sísmica (NZSEE) organizo un Grupo de Estudio para elaborar un compendio de recomendaciones para el diseño sísmico de tanques de almacenamiento. Estas recomendaciones reconocían la necesidad de unificar las formas de diseño sísmico dado que los códigos existentes en ese momento se basaban en diferentes principios e incluían diferencias considerables a los requerimientos básicos. Además, el rango de dimensiones de los tanques abordados por los códigos no eran los adecuados para Nueva Zelanda y no existía compatibilidad con los códigos relevantes de este país (18). La intención del Grupo de Estudio fue cotejar la literatura existente de códigos e informes de investigación para producir las recomendaciones de tal forma que cubran la mayor cantidad de diseños de tanques y materiales como fuera posible; de esta forma en 1986 la Sociedad (NZSEE) publicó un documento titulado Recomendaciones para el Diseño Sísmico de Tanques de Almacenamiento, el cual ha sido utilizado extensivamente en Nueva Zelanda y también ha sido reconocido internacionalmente (18). Adicionalmente, se utiliza la Revisión del 2008 al documento original, la cual actualiza los parámetros de diseño sísmico de acuerdo a la norma sísmica más reciente (NZS 1170.5).

La información técnica de estas recomendaciones está preparada en forma de un Código que consta de 6 secciones y cada una de las secciones posee una explicación más detallada en la forma de Comentarios de la Sección.

Tabla 2.2 Organización del documento de las Recomendaciones de Diseño. Fuente (18)

Sección	Título
1	Principios Generales de Diseño
2	Cargas de Diseño
3	Acciones de Diseño
4	Criterio de Diseño
5	Cimentaciones
6	Detalles de Diseño
C1	Comentarios de la Sección 1
C2	Comentarios de la Sección 2
C3	Comentarios de la Sección 3
C4	Comentarios de la Sección 4
C5	Comentarios de la Sección 5
C6	Comentarios de la Sección 6

2.4.3 Procedimiento Simplificado de Diseño

El Procedimiento Simplificado de Diseño es el resultado de un trabajo de investigación que propone un método rápido y sencillo para el diseño de tanques cilíndricos apoyados en su base (15). El procedimiento se adapta al comportamiento dinámico del líquido en tanques flexibles de acero o tanques de concreto, ambos, fijados a una cimentación rígida, el mismo ha sido adoptado por el Eurocode8 en su Parte 4, Anexo B: Procedimientos de Análisis Sísmico para Tanques.

Cabe recalcar que este procedimiento está basado en un análisis elástico, es decir, no se acepta daño alguno en la estructura, lo que conlleva a que los resultados sean significativamente más grandes que las de otros procedimientos en los que los resultados elásticos se dividen por factores de 3 o más para obtener las fuerzas de diseño.

2.4.4 Norma Ecuatoriana de Construcción NEC

La nueva Norma Ecuatoriana de Construcción es la normativa que próximamente se aplicará con carácter de obligatorio a nivel nacional y reemplazará al antiguo Código Ecuatoriano de Construcción. Esta norma consta de 18 capítulos que cubren una extensa variedad de tópicos relacionados a la construcción de edificaciones.

Tabla 2.3 Organización de la Norma Ecuatoriana de Construcción. Fuente Elaboración Propia.

Capítulo	Tema
1	Cargas y Materiales
2	Peligro Sísmico y Requisitos de Diseño Sismo Resistente
3	Riesgo Sísmico, Evaluación y Rehabilitación de Estructuras
4	Estructuras de Hormigón Armado
5	Estructuras de Acero
6	Mampostería Estructural
7	Construcción con Madera
8	Vidrio
9	Geotecnia y Cimentaciones
10	Vivienda de hasta 2 Pisos con Luces de hasta 5.0 m
11	Administración y Cumplimiento
12	Seguridad de Vida y Accesibilidad
13	Eficiencia Energética en la Construcción en Ecuador
14	Energías Renovables
15	Instalaciones Electromecánicas
16	Norma Hidro sanitaria
17	Utilización de la <i>Guadua Angustifolia Kunth</i> en la Construcción
18	Hormigón Pretensado

El Capítulo 2: Peligro Sísmico y Requisitos para Diseño Sismo Resistente representa una gran herramienta de diseño debido a que está basado en análisis probabilísticos de riesgo sísmico que incorporan datos e información de estudios recientes de la sismicidad en el Ecuador. Por otro lado, la filosofía de este capítulo hace posible que exista una mayor compatibilidad entre normas y códigos internacionales, especialmente aquellos basados en ASCE 7 como es el caso de la norma americana.

3 Análisis Comparativo

3.1 Generalidades

En este capítulo se muestra la aplicación de los métodos de diseño de cada norma, las principales diferencias entre ellas y la realización de los modelos computacionales. Conjuntamente a la aplicación de cada norma de diseño, las características sísmicas del Ecuador son incorporadas parcial o totalmente a cada estándar.

La metodología seguirá puntualmente los pasos de diseño de cada norma por separado, con lo que se obtendrán resultados que servirán como parámetros de diseño y comparación entre los cuales están: coeficientes sísmicos, periodos de los modos de vibración, cortes basales, momentos volcantes, altura de la ola, esfuerzos tangenciales y esfuerzos de compresión.

3.2 Características del Sismo

Las características del sismo a tomarse en cuenta se obtienen del Capítulo 2 de la Norma Ecuatoriana de Construcción: “Peligro Sísmico y Requisitos de Diseño Sismo Resistente”. Para las edificaciones convencionales, los parámetros de diseño se determinan considerando la zona sísmica del Ecuador en donde se construye la estructura, las características del suelo, el tipo de uso, importancia de la edificación, y sistema estructural a utilizarse (19).

Para incorporar las características del sismo local a las normas y procedimientos propuestos en esta tesis es necesario obtener un espectro elástico de diseño en aceleraciones para caracterizar el sismo en función de parámetros como la zona sísmica, tipo de suelo, periodos de vibración, etc. A continuación se presentan las fases para llegar al espectro de respuesta de diseño.

3.2.1 Zona Sísmica y Factor Z

La zona sísmica y el factor Z se muestran en el mapa de zonificación del país el cual es el resultado de un extensivo estudio reciente que considera estudios de peligro sísmico, fuentes de generación de energía sísmica, principales eventos históricos, etc. De esta forma el territorio ecuatoriano está zonificado mediante una caracterización de la amenaza sísmica.

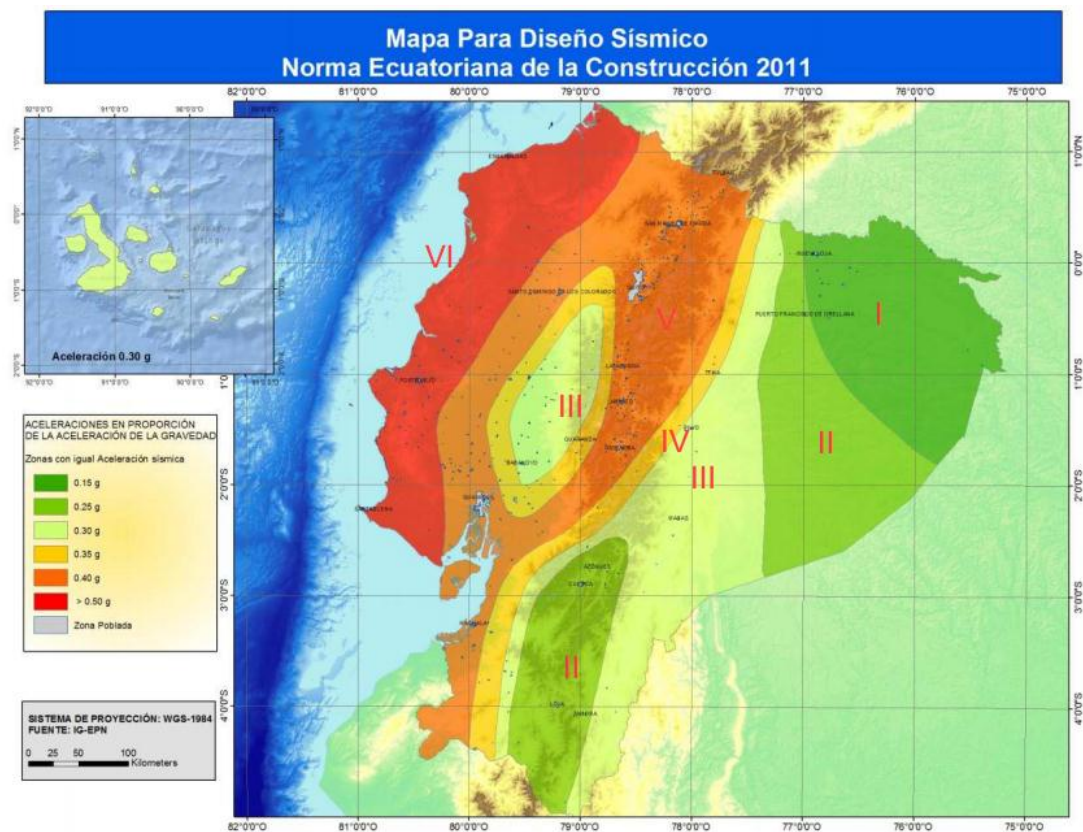


Figura 3.1 Ecuador, zonas sísmicas y valor del factor de zona Z. Fuente (19)

Tabla 3.1 Valores del Factor Z en función de la zona sísmica. Fuente (19)

Zona Sísmica	I	II	III	IV	V	VI
Valor Factor Z	0.15	0.25	0.30	0.35	0.40	≥ 0.50
Caracterización de la amenaza Sísmica	Intermedia	Alta	Alta	Alta	Alta	Muy Alta

3.2.2 Perfiles de Suelo y Comportamiento Sísmico

Los efectos de la respuesta dinámica son también una función del tipo de suelo, por tanto la respuesta local debe evaluarse en base a los perfiles de suelo del lugar de emplazamiento.

En la Norma Ecuatoriana de Construcción se definen seis tipos de perfil de suelo identificados por letras, A hasta F, cada una ellas representa un tipo diferente de perfil con características específicas de onda de corte o de número de golpes del ensayo de penetración estándar. Cabe recalcar que esta forma de clasificar los perfiles de suelo sigue la misma filosofía que la utilizada en códigos internacionales como el ASCE 7-05 y API 650.

Tabla 3.2 Clasificación de los perfiles de suelo. Fuente (19).

Tipo de perfil	Descripción	Definición
A	Perfil de roca competente	$\bar{V}_s \geq 1500 \text{ m/s}$
B	Perfil de roca de rigidez media	$1500 \text{ m/s} > \bar{V}_s \geq 760 \text{ m/s}$
C	Perfiles de suelos muy densos o roca blanda, que cumplan con el criterio de velocidad de la onda de cortante, o	$760 \text{ m/s} > \bar{V}_s \geq 360 \text{ m/s}$
	perfiles de suelos muy densos o roca blanda, que cumplan con cualquiera de los dos criterios	$\bar{N} \geq 50.0$ $\bar{S}_u \geq 100 \text{ KPa} (\approx 1 \text{ kgf/cm}^2)$
D	Perfiles de suelos rígidos que cumplan con el criterio de velocidad de la onda de cortante, o	$360 \text{ m/s} > \bar{V}_s \geq 180 \text{ m/s}$
	perfiles de suelos rígidos que cumplan cualquiera de las dos condiciones	$50 > \bar{N} \geq 15.0$ $100 \text{ kPa} (\approx 1 \text{ kgf/cm}^2) > \bar{S}_u \geq 50 \text{ kPa} (\approx 0.5 \text{ kgf/cm}^2)$
E	Perfil que cumpla el criterio de velocidad de la onda de cortante, o	$\bar{V}_s < 180 \text{ m/s}$
	perfil que contiene un espesor total H mayor de 3 m de arcillas blandas	IP > 20 w $\geq 40\%$ $\bar{S}_u < 50 \text{ kPa} (\approx 0.50 \text{ kgf/cm}^2)$

En la Tabla 3.2 se muestran solamente los perfiles A, B, C, D y E debido a que el perfil de suelo F es un caso especial y no es relevante para el proyecto.

Generalmente se realizan estudios geotécnicos para el diseño de la cimentación de los tanques, de los que se puede obtener la información requerida para clasificar el perfil de suelo. A partir de la información obtenida de los estudios y su clasificación, se consideran factores de amplificación dinámica F_a, F_d, F_s asociadas a:

- F_a , amplifica las ordenas del espectro de respuesta elástico de aceleraciones para diseño en roca.
- F_d , amplifica las ordenas del espectro de respuesta elástico de desplazamientos para diseño en roca.
- F_s , considera efectos como el comportamiento no lineal de los suelos, la degradación del periodo del sitio y los desplazamientos relativos del suelo.

Tabla 3.3 Perfil de suelo y factor de sitio F_a . Fuente (19)

Tipo de perfil del subsuelo	Zona sísmica	I	II	III	IV	V	VI
	valor Z (Aceleración esperada en roca, 'g)	0.15	0.25	0.30	0.35	0.40	≥0.5
A		0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
B		1	1	1	1	1	1
C		1.4	1.3	1.25	1.23	1.2	1.18
D		1.6	1.4	1.3	1.25	1.2	1.15
E		1.8	1.5	1.4	1.28	1.15	1.05
F		ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota

Tabla 3.4 Perfil de suelo y factor de sitio F_d . Fuente (19)

Tipo de perfil del subsuelo	Zona sísmica	I	II	III	IV	V	VI
	valor Z (Aceleración esperada en roca, 'g)	0.15	0.25	0.30	0.35	0.40	≥0.5
A		0.9	0.9	0.9	0.9	0.9	0.9
B		1	1	1	1	1	1
C		1.6	1.5	1.4	1.35	1.3	1.25
D		1.9	1.7	1.6	1.5	1.4	1.3
E		2.1	1.75	1.7	1.65	1.6	1.5
F		ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota

Tabla 3.5 Perfil de suelo y factor de comportamiento inelástico del subsuelo F_s . Fuente (19)

Tipo de perfil del subsuelo	Zona sísmica	I	II	III	IV	V	VI
	valor Z (Aceleración esperada en roca, 'g)	0.15	0.25	0.30	0.35	0.40	≥0.5
A		0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
B		0.75	0.75	0.75	0.75	0.75	0.75
C		1	1.1	1.2	1.25	1.3	1.45
D		1.2	1.25	1.3	1.4	1.5	1.65
E		1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2
F		ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota	ver nota

Nota: Para los suelos tipo F no se proporcionan valores de F_a , F_d ni de F_s , debido a que requieren un estudio especial, conforme lo estipula la sección 2.5.4.9.

3.2.3 Espectro Elástico de Respuesta según la Norma Ecuatoriana

El espectro elástico de respuesta de aceleraciones muestra la aceleración como fracción de la gravedad para diferentes periodos estructurales, el cual reconoce los efectos de la zonificación sísmica del Ecuador y de la influencia del perfil de suelo donde se ubica el proyecto. Adicionalmente, este espectro representa al sismo de diseño y obedece a una fracción de amortiguamiento respecto al crítico del 5%, normalmente aceptado para el hormigón; la forma del espectro y su derivación se muestran en la Figura 3.2.

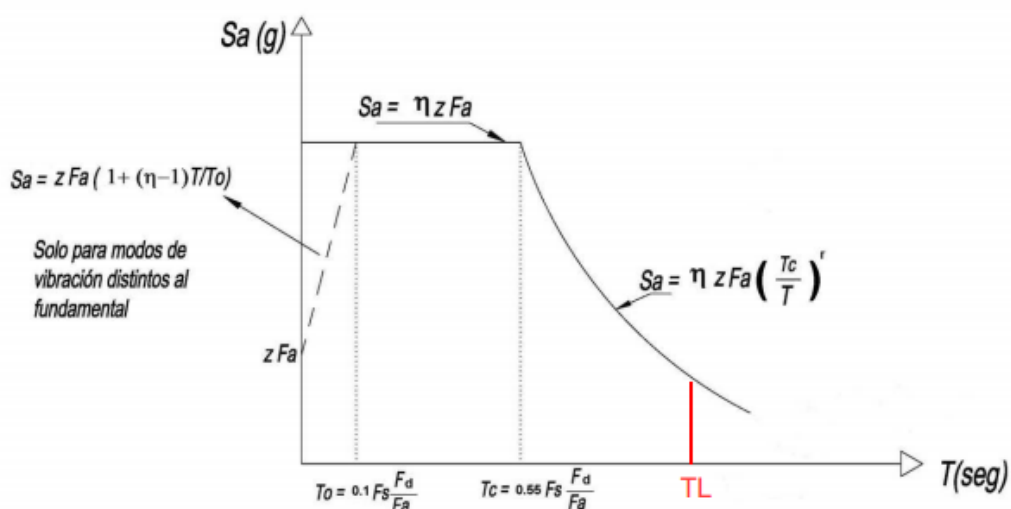


Figura 3.2 Espectro sísmico elástico de aceleraciones que representa el sismo de diseño. Fuente (19)

Obsérvese que se definen tres rangos de periodos de vibración estructural limitados por T_0 , T_c y T_L los cuales se expresan como función de los factores de amplificación y del comportamiento no lineal del suelo.

Adicionalmente, se nota la aparición de las variables η (Tabla 3.6) y r que dependen de la región del Ecuador y el tipo de perfil de suelo respectivamente. El factor r para perfiles A, B, C es igual a 1 y para perfiles D, E es igual a 1.5.

Tabla 3.6 Valores de los factores de la relación de amplificación espectral η

Región del Ecuador	η (Sa/Z) en roca
Costa (Excepto la provincia de Esmeraldas)	1.8
Sierra (Incluye la provincia de Esmeraldas)	2.48
Oriente	2.6

Tabla 3.7 Datos necesarios para construir el espectro elástico de respuesta de aceleraciones del proyecto.

Región / Provincia:	Oriente / Orellana
Zona Sísmica:	I
Factor Z:	0.15
Perfil de Suelo:	D
F_a :	1.6
F_d :	1.9
F_s :	1.2
η :	2.6
r :	1.5
T_o :	0.14 [seg.]
T_c :	0.78 [seg.]
T_L :	4 [seg.]

Con la información descrita anteriormente se puede construir el espectro de respuesta elástico de aceleraciones.

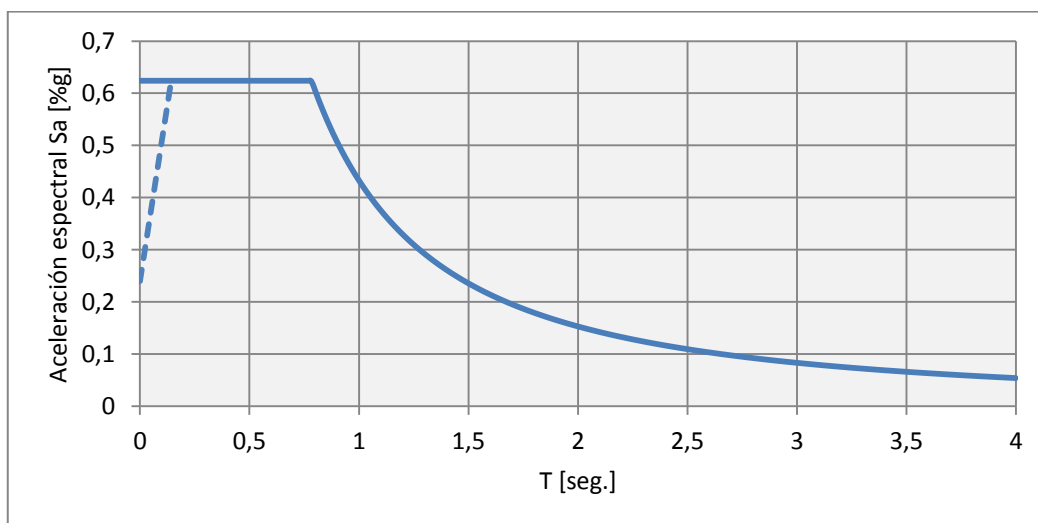


Figura 3.3 Espectro sísmico elástico de aceleraciones para la locación del proyecto. Fuente Elaboración Propia.

3.3 Aplicación de la Norma Americana API 650

Dado el carácter global de la aplicación de esta normativa, las expresiones de cálculo son presentadas en dos formas: una para las unidades tradicionalmente utilizadas en Estados Unidos (US customary units) y la otra en el Sistema Internacional (SI), sin embargo, en el desarrollo de la Aplicación de la Norma Americana API 650 para este tesis, solo se presentarán las formulas basadas en las unidades SI para todas las expresiones.

3.3.1 Periodos Estructurales de Vibración

Los periodos estructurales de vibración a tomar en cuenta son los correspondientes al modo impulsivo y convectivo, no obstante los métodos de diseño del Apéndice E son independientes del periodo impulsivo del tanque; por esta razón, se sugiere asumir un valor para el periodo impulsivo $T_i = 0.2$ [seg.].

El primer modo convectivo que produce el oleaje de la superficie se calcula con la ecuación:

$$T_c = 1.8 K_s \sqrt{D} \quad (3.1)$$

Donde,

$$K_s = \frac{0.578}{\sqrt{\tanh\left(\frac{3.68H}{D}\right)}} \quad (3.2)$$

3.3.2 Coeficientes de Aceleración Espectral

Dado que se tiene el espectro de respuesta de diseño para el proyecto (Figura 3.3), las ecuaciones que se aplican al cálculo de los parámetros de aceleración espectral deben ser aquellas utilizadas para los métodos probabilísticos o métodos mapeados mostrado en el Apéndice E de la norma (17).

Por tanto, el parámetro de aceleración espectral impulsiva es:

$$A_i = S_{DS} \left(\frac{I}{R_{wi}} \right) = 2.5 Q F_d S_o \left(\frac{I}{R_{wi}} \right) \quad (3.3)$$

$$A_i \geq 0.007$$

Nótese que $2.5 Q F_d S_o$ lleva a la ordenada S_o del máximo terremoto considerado a la aceleración espectral de diseño S_{DS} .

El parámetro de aceleración espectral convectiva se expresa como:

$$A_c = K S_{D1} \left(\frac{I}{T_c} \right) \left(\frac{I}{R_{wc}} \right) = 2.5 K Q F_V S_o \left(\frac{T_s}{T_c} \right) \left(\frac{I}{R_{wc}} \right) \leq A_i \quad (3.4)$$

Por otro lado, según la norma, el parámetro de aceleración vertical máximo puede tomarse como:

$$A_v = 0.14 S_{DS} \quad (3.5)$$

3.3.3 Pesos Efectivos del Líquido

Los pesos efectivos correspondientes a la contribución del modo impulsivo y convectivo pueden calcularse multiplicando el peso total del líquido W_P por las relaciones

$$W_i/W_P \text{ y } W_c/W_P.$$

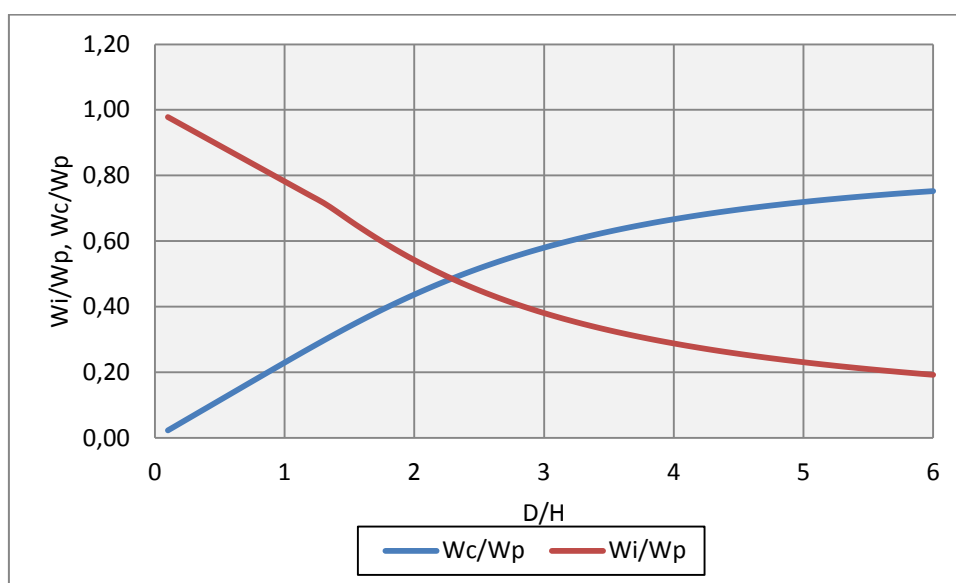


Figura 3.4 Relaciones W_i/W_p y W_c/W_p para el cálculo de los pesos efectivos. Fuente (17)

Las expresiones para calcular el peso efectivo impulsivo dependen de la relación diámetro – altura (D/H). Particularmente, las expresiones de la componente impulsiva para relaciones D/H menores a 1.33 (los tanques de estudio de esta tesis), se usa la siguiente ecuación:

$$W_i = \left[1 - 0.218 \frac{D}{H} \right] W_P \quad (3.6)$$

La expresión para el peso efectivo convectivo para cualquier relación H/D , se define así:

$$W_c = 0.230 \frac{D}{H} \tanh\left(\frac{3.67H}{D}\right) W_P \quad (3.7)$$

3.3.4 Alturas Efectivas desde la Base

Las alturas efectivas desde el fondo de la base al centro de acción horizontal de las fuerzas sísmicas originadas por los pesos efectivos, se calculan multiplicando la altura del nivel del líquido H por las relaciones X_i/H y X_c/H que se muestran en la Figura 3.5.

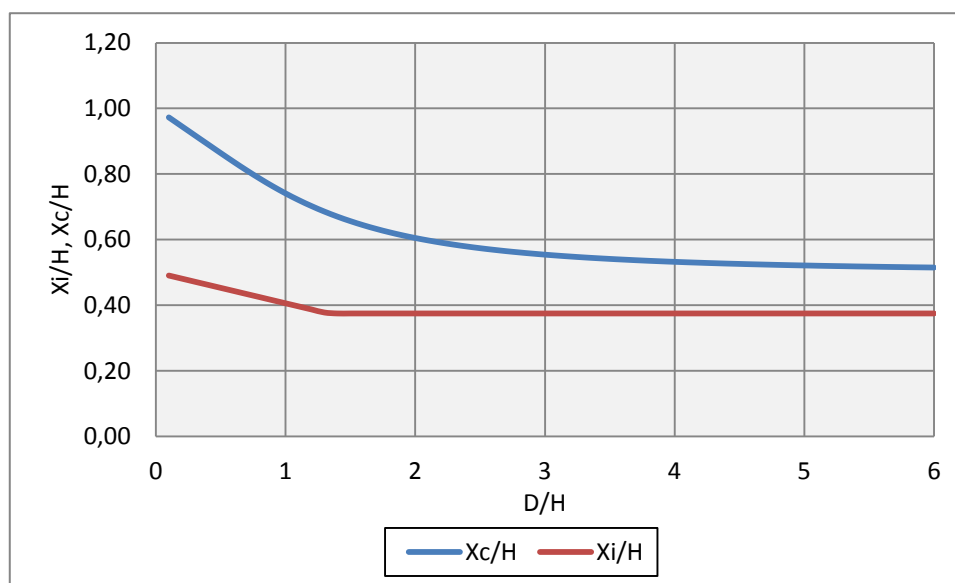


Figura 3.5 Relaciones X_i/H y X_c/H para el cálculo de las alturas efectivas. Fuente (17)

3.3.5 Cortante Basal

Las fuerzas sísmicas asociadas a las masas efectivas y las presiones dinámicas del líquido se emplean en la determinación las fuerzas laterales equivalentes. La particularidad del Apéndice E es que permite calcular el cortante basal sísmico como la combinación de la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados (SRSS) de las componentes impulsivas y convectivas.

$$V = \sqrt{V_i^2 + V_c^2} \quad (3.8)$$

$$V_i = A_i(W_s + W_r + W_f + W_i) \quad (3.9)$$

$$V_c = A_c W_c \quad (3.10)$$

Se observa que como parte de la componente impulsiva V_i , se incluyen los efectos de los pesos de las paredes W_s , techo W_r y fondo del tanque W_f .

3.3.6 Momento Volcante

Análogamente a la determinación del cortante basal, el momento de volcante debido a la acción sísmica se determina como la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados de las componentes impulsiva y convectiva multiplicado por los brazos de momento respectivos. Estos brazos de momentos incluyen las alturas efectivas asociadas al modo impulsivo, convectivo y las alturas desde el fondo del tanque al centro de gravedad de las masas de la pared y el techo.

$$M_{rw} = \sqrt{[A_i(W_iX_i + W_sX_s + W_rX_r)]^2 + [A_c(W_cX_c)]^2} \quad (3.11)$$

3.3.7 Esfuerzo de Compresión en la Pared

Dado que una de las suposiciones de los tanques de estudio fue considerarlos totalmente anclados, los tanque no se levantan de la base donde se apoyan (no uplift). Este hecho repercute en la formulación de la expresión del esfuerzo máximo longitudinal de compresión en la parte inferior de las paredes. Por tanto, la ecuación que se muestra a continuación considera un comportamiento del tipo “no uplift” condición que aplica para tanques mecánicamente anclados:

$$\sigma_c = \left(w_t(1 + 0.4A_v) + \frac{1.273M_{rw}}{D^2} \right) \frac{1}{1000 t_s} \quad (3.12)$$

Donde,

$$w_t = \left(\frac{W_s}{\pi D} + w_{rs} \right) \quad (3.13)$$

El esfuerzo máximo longitudinal de compresión σ_c debe ser menor que el esfuerzo sísmico permisible F_c , el cual incluye un incremento del 33% según la filosofía de diseño de esfuerzos permisibles (ASD) y considera el efecto de la presión interna producida por los líquidos. Según la metodología del Apéndice E, primero se evalúa la ecuación (3.14) y dependiendo si su resultado es mayor o menor que 44, se determina que ecuación de esfuerzo permisible F_c utilizar. En el caso de los tanques de estudio de la presente tesis, ambos valores son mayores que 44, por lo tanto las ecuaciones adecuadas se muestran a continuación:

$$\frac{GHD^2}{t^2} \geq 44 \quad (3.14)$$

$$F_c = \frac{83t_s}{D} \quad (3.15)$$

3.3.8 Esfuerzo Tangencial

Los esfuerzos tangenciales producidos por la excitación sísmica son característicos de los elementos cilíndricos en el que una fuerza actúa perpendicularmente a su radio y eje longitudinal a lo largo de un anillo circunferencial, en los que para obtener este esfuerzo se deben determinar las fuerzas tangenciales dinámicas impulsiva y convectiva además de la componente hidrostática.

Como se mencionó anteriormente, para los tanques de estudio propuestos se tiene $D/H < 1.33$, las ecuaciones presentadas a continuación dependen de la magnitud de esa relación.

Las expresiones para la fuerza tangencial impulsiva en las paredes son:

Para $\frac{D}{H} < 1.33, Y < 0.75D$

$$N_i = 5.22 A_i G D^2 \left[\frac{Y}{0.75D} - 0.5 \left(\frac{Y}{0.75D} \right)^2 \right] \quad (3.16)$$

Para $\frac{D}{H} < 1.33, Y \geq 0.75D$

$$N_i = 2.6 A_i G D^2 \quad (3.17)$$

La expresión para la fuerza tangencial convectiva en las paredes es:

$$N_c = \frac{1.85 A_c G D^2 \cosh \left[\frac{3.68(H-Y)}{D} \right]}{\cosh \left[\frac{3.68H}{D} \right]} \quad (3.18)$$

La fuerza tangencial en la membrana debido a la componente hidrostática del fluido en la base del tanque es:

$$N_h = 2.6(H - 1)DG \quad (3.19)$$

Finalmente el esfuerzo tangencial total combinado incluyendo los efectos de la aceleración vertical es:

$$\sigma_T = \sigma_h \pm \sigma_s = \frac{N_h \pm \sqrt{N_i^2 + N_c^2 + (A_v N_h)^2}}{t} \quad (3.20)$$

3.3.9 Altura Libre por Oleaje

Se debe dejar una altura libre entre el nivel del líquido y el tope entre las paredes y el techo para evitar daños producidos por el oleaje asociado al modo convectivo. La ecuación (3.21) representa dicha altura.

$$\delta_s = 0.5DA_f \quad (3.21)$$

Donde,

$$A_f = KS_{D1} \left(\frac{1}{T_C} \right) \quad (3.22)$$

De acuerdo a la norma se permite obviar la altura libre δ_s si se proveen alternativas como:

- Existe un contenedor secundario para controlar los derrames de producto.
- La zona cercana de contacto entre la pared y el techo se diseña para resistir el oleaje.

3.4 Aplicación de la Norma Neozelandesa

Las Recomendaciones de Diseño Sísmico de la NZSEE permiten realizar el análisis sísmico mediante dos conceptualizaciones simplificadas: tanques rígidos y tanques de pared flexible. En esta norma la consideración del tanque rígido es análoga al estudio realizado por Housner en 1963 (Figura 2.12) y el tanque de pared flexible es una derivación del modelo simplificado de Haroun y Housner de 1981 (Figura 2.15). A continuación se presentan los modelos masa – resortes presentados en la norma:

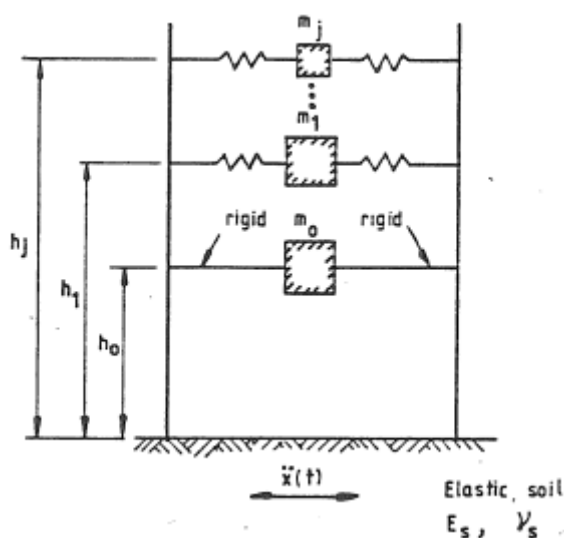


Figura 3.6 Modelo masa – resorte para sismo horizontal, tanque rígido. Fuente (18)

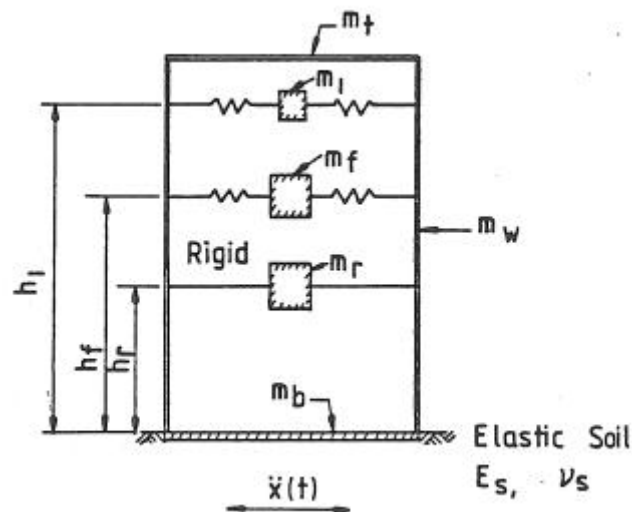


Figura 3.7 Modelo masa – resorte para sismo horizontal, tanque flexible. Fuente (18)

3.4.1 Periodos Estructurales de Vibración

El periodo impulsivo del primer modo horizontal para el tanque rígido está asociado a periodos cortos de vibración, por esta razón la norma neozelandesa permite asumir que el periodo impulsivo – rígido T_0 es igual a cero y el periodo impulsivo - flexible se expresa como:

$$T_f = \frac{5.61\pi H}{k_h} \sqrt{\frac{\gamma_l}{Eg}} \quad (3.23)$$

Donde el coeficiente del periodo impulsivo k_h se obtiene de la Figura 3.8 que depende de las relaciones: espesor de pared – radio y altura-radio.

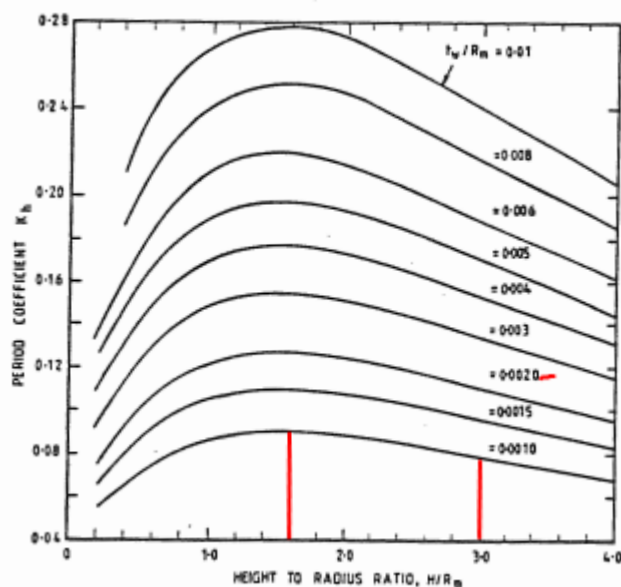


Figura 3.8 Coeficiente del periodo impulsivo k_h para el primer modo horizontal. Fuente (18).

En general, los valores para el periodo impulsivo – flexible del primer modo horizontal resultarían en periodos que evaluados en un espectro de respuesta, se ubicarían sobre la meseta superior forzando que los coeficientes de aceleración espectral del periodo impulsivo – flexible sean mayores que los del impulsivo – rígido.

Para tomar en cuenta los efectos de la interacción del sistema cimentación – tanque y el suelo, la norma propone realizar algunos ajustes al periodo impulsivo – flexible que resultan en un incremento de dicho periodo, sin embargo estos efectos no se toman en cuenta en esta tesis debido a las suposiciones iniciales para los tanques de estudio.

Se reconoce que los efectos de la flexibilidad de las paredes no influyen considerablemente al modo convectivo por tanto el periodo convectivo es independiente del tipo de tanque considerado (rígido o flexible).

El valor del periodo convectivo se obtiene a partir de la Figura 3.9 que muestra periodos adimensionales para los dos primeros modos de vibración y diferentes geometrías de tanques. Los periodos adimensionales corresponden a $T \sqrt{\frac{g}{R}}$ en el que T es despejado para definir el periodo convectivo.

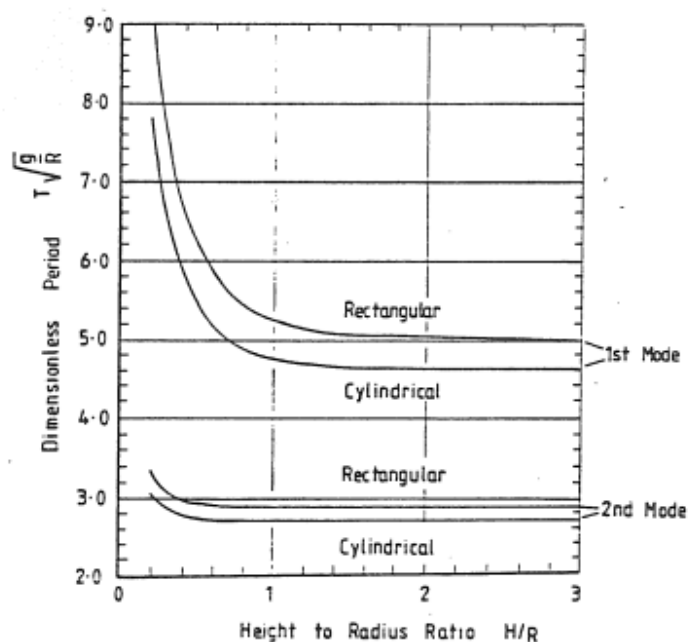


Figura 3.9 Periodos adimensionales para los modos convectivos. Fuente. (18)

3.4.2 Coeficientes Sísmicos de Diseño

En el documento original de 1986 se dan especificaciones para los coeficientes sísmicos de diseño, sin embargo, en un esfuerzo por vincular las normas más recientes existentes en Nueva Zelanda, el método de obtención de los coeficientes se referencia a la norma de diseño sísmico NZS 1170.5 del año 2004. El objetivo de esta sección es obtener los coeficientes de acción de diseño $C_d(T_j)$, para los modos convectivo e impulsivo. A continuación se presentan las expresiones adaptadas del NZS 1170.5 a las recomendaciones de la norma neozelandesa de 1986:

$$C_d(T_j) = C(T_j)k_f(\mu, \xi_j)S_p \quad (3.24)$$

$$C(T_j) = C_h(T_j)Z R_u N(T_j, D) \quad (3.25)$$

Donde j representa el modo de vibración apropiado (impulsivo – rígido, impulsivo – flexible, convectivo).

Para acoplar los parámetros sísmicos del Ecuador a los de NZS 1170.5, se hicieron las siguientes adecuaciones:

- El tipo de suelo estipulado por NZS 1170.5 como “Class C – Shallow soil sites” es el suelo análogo al tipo de perfil D de la norma NEC.
- El valor Z de NZS 1170.5 es análogo al factor Z de la zonificación sísmica del Ecuador e igual a 0.15
- El factor de falla activa cercana $N(T_j, D)$ fue analizado según el Mapa de Fallas y Pliegues Cuaternarias del Ecuador. (20)

En primer lugar, el factor de forma espectral $C_h(T_j)$ se obtiene de la Figura 3.10 en función del tipo de suelo y del periodo estructural considerado.

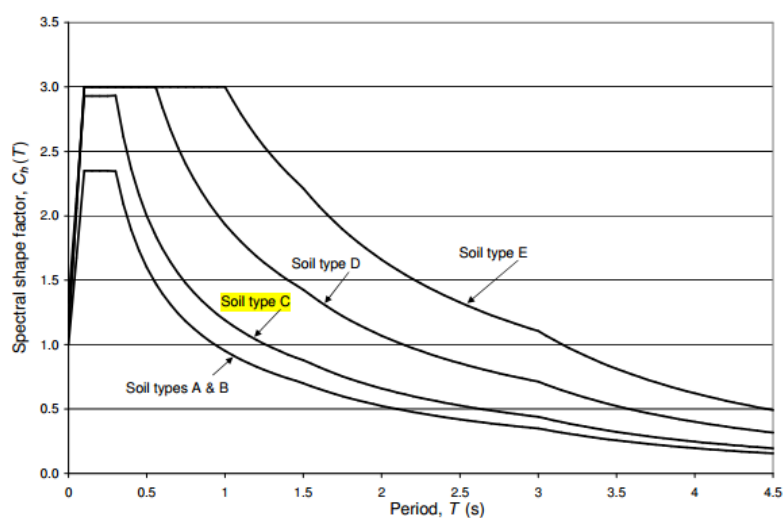


Figura 3.10 Factor de forma espectral $Ch(T_j)$. Fuente (21)

El factor de periodo de retorno R_u , se obtiene de la Tabla 3.8, se escogió un valor de 500 años dado que se aproxima al periodo de retorno del sismo de diseño de NEC (475 años).

Tabla 3.8 Factor de periodo de retorno R_u . Fuente (18)

Periodo de Retorno de Diseño	Factor de Periodo de Retorno
100	0.5
500	1.0
1000	1.3
2500	1.5

El factor de falla activa cercana $N(T_j, D)$ es un factor que amplifica la ordenada del espectro (factor de forma) cuando existe una falla considerable a menos de 20 km. Análogamente al Ecuador Figura 3.11, la falla más cercana a la ubicación sugerida del proyecto se encuentra a más de 130 km, por tanto el factor de falla cercana $N(T_j, D)$ se toma como 1.0, evidenciando que presumiblemente no habría efectos de amplificación debido a la distancia entre la falla y el proyecto.

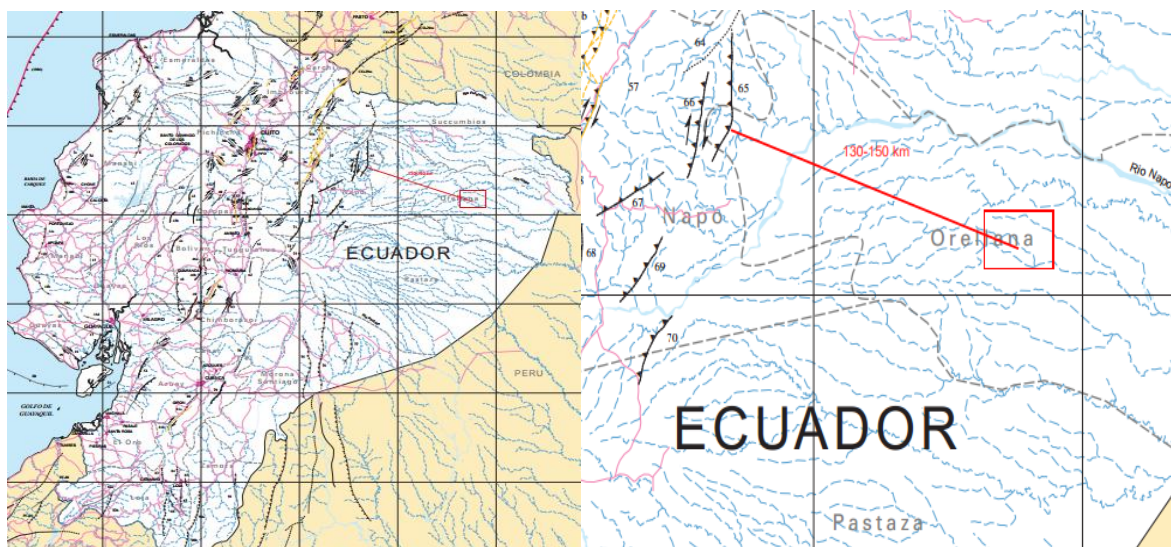


Figura 3.11 Mapa fallas y pliegues cuaternarios del Ecuador. Fuente (20)

El factor de corrección de espectro elástico para considerar los efectos de ductilidad y amortiguamiento $k_f(\mu, \xi_j)$ otorga la ductilidad esperada para los tanques de estudio que en este caso se espera sean lo menos dúctiles posibles dadas las suposiciones como anclaje total, no levantamiento, ni deslizamiento de la base, etc. Por tanto se considera un valor de ductilidad $\mu = 1.25$.

Los valores de amortiguamiento respecto al crítico sugeridos son 2% para el modo impulsivo de un tanque de acero y 0.5% para el modo convectivo.

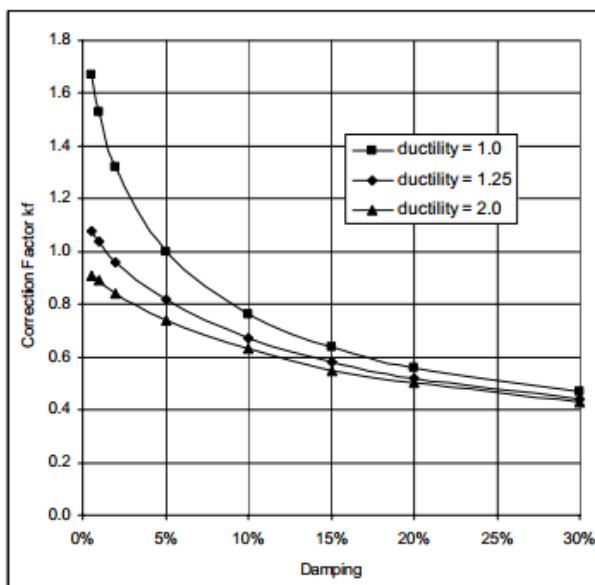


Figura 3.12 Factor de corrección espectral $k_f(\mu, \xi_j)$. Fuente (18)

Finalmente el factor de desempeño estructural S_p , se especifica igual a 1.0 para reconocer la limitada capacidad de ductilidad de los tanques de almacenamiento.

3.4.3 Componentes de Masa Impulsiva, Convectiva y sus Alturas

Al igual que en la norma API 650, las componentes de masa impulsiva y convectiva se determinan mediante la fracción de masa actuante (impulsiva o convectiva) para la masa total del líquido $\frac{m}{m_l}$, multiplicado por la masa total del líquido m_l .

En el caso de considerar un tanque rígido, la Figura 3.13 muestra las relaciones de masa con respecto a la masa total del líquido para las componentes impulsiva, y los dos primeros modos convectivos de este tipo de tanques para diferentes relaciones altura – radio H/R . Se observa que las relaciones altura – radio $H/R = 1.6$ y 3.0 correspondientes a los tanques de estudio están señaladas con líneas de color rojo para todos los gráficos de esta sección.

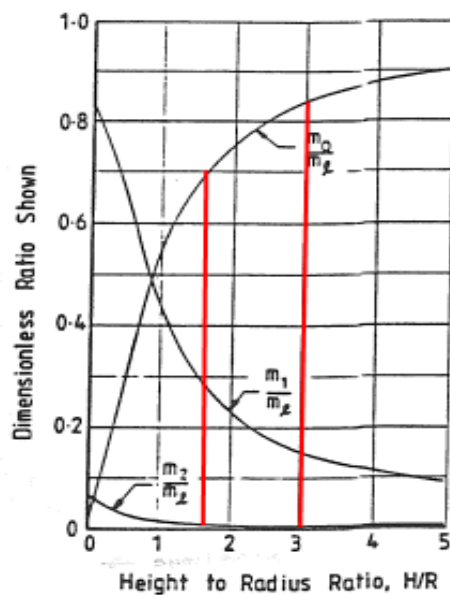


Figura 3.13 Componentes de masa impulsiva y convectiva. Fuente (18).

De igual forma como para las componentes de masa, se presentan las alturas de las masas impulsivas y convectivas como fracción de la altura H . Las alturas que se toman en cuenta son las correspondientes a h_0 y h_1 , impulsiva y convectiva respectivamente.

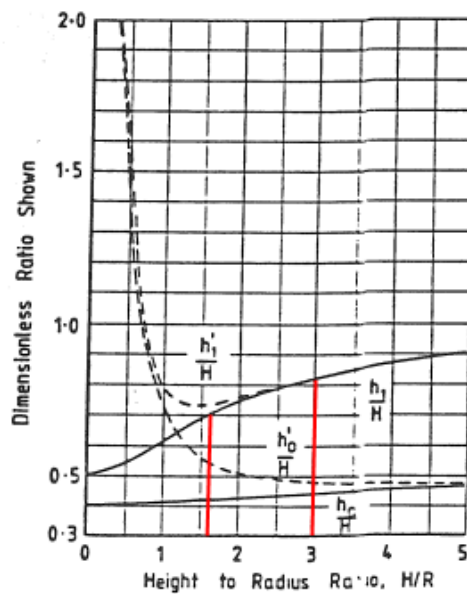


Figura 3.14 Alturas de la masa impulsiva y convectiva. Fuente (18).

Por otro lado, al tener en cuenta la flexibilidad del tanque (Figura 3.7) se notará la aparición de las masas impulsiva – rígida e impulsiva – flexible (m_r , m_f) pues estas son necesarias para definir los efectos impulsivos en este tipo de tanques. De hecho, la suma de estas masas es igual a la masa rígida $m_r+m_f = m_0$ presentada en la consideración de tanques rígidos.

Las componentes de masa impulsiva se muestran en la Figura 3.15 como fracción de la masa total del líquido para un rango de tanques de diferentes relaciones H/R . Observe que se definen las componentes de masa m_f y m_0 . La primera representa la masa asociada con el movimiento relativo entre pared – base debido a su flexibilidad y la segunda es la masa rígida exactamente igual a la indicada en la Figura 3.13. No se define una masa m_r puesto que está implícita y se define como $m_r = m_0 - m_f$.

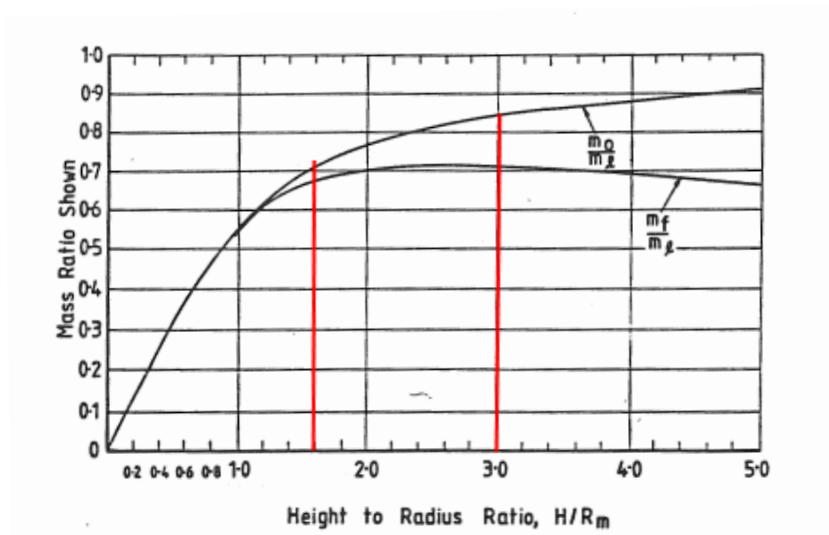


Figura 3.15 Componentes de masa impulsiva para tanques flexibles. Fuente (18).

Siguiendo el mismo formato, las alturas efectivas a las que estas masas actúan se indican en la Figura 3.16.

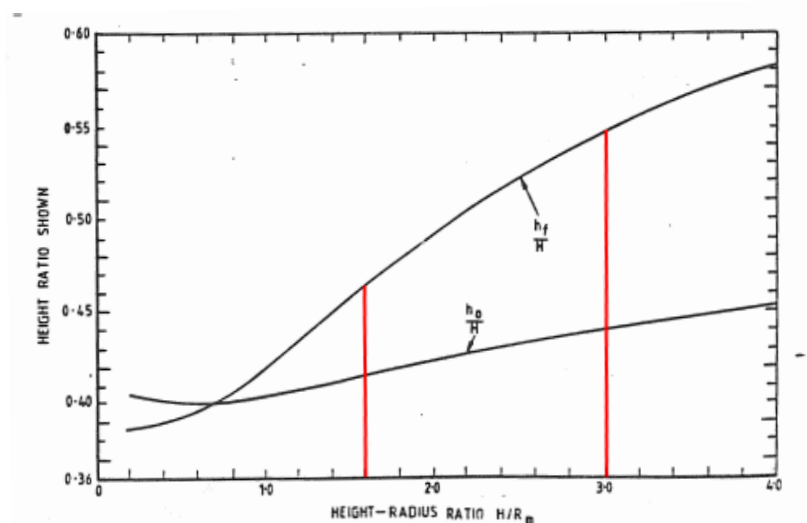


Figura 3.16 Alturas de las masas impulsivas para tanques flexibles. Fuente (18).

Nótese además que no se muestra una componente de masa convectiva para la consideración de tanque flexible debido a que se asume que es exactamente igual a la utilizada para tanques rígidos.

3.4.4 Cortante Basal

En esta sección se definirán dos expresiones para el cortante basal total correspondientes a tanque rígido y tanque flexible. Las componentes del cortante basal, justo por encima de la base, originadas por las fuerzas inerciales horizontales asociadas con las masas convectiva, impulsiva, paredes (m_w) y techo (m_t) se consideran en el cálculo del cortante basal total.

Componente de corte convectivo para tanque rígido y flexible:

$$V_1 = C_d(T_1)m_1 g \quad (3.26)$$

Componente del corte impulsivo para tanque rígido:

$$V_0 = C_d(T_0) (m_0 + m_w + m_t) g \quad (3.27)$$

Componente del corte impulsivo – rígido para tanque flexible:

$$V_r = C_d(T_0)m_r g \quad (3.28)$$

Componente del corte impulsivo – flexible para tanque flexible:

$$V_f = C_d(T_f) (m_f + m_w + m_t) g \quad (3.29)$$

Después de haber definido las componentes del cortante basal total, se definirá las ecuaciones combinando sus efectos utilizando el método de la raíz de la suma de los cuadrados (SRSS).

El cortante basal correspondiente al tanque rígido es:

$$V = \sqrt{V_1^2 + V_0^2} \quad (3.30)$$

El cortante basal correspondiente al tanque flexible es:

$$V = \sqrt{V_1^2 + (V_r + V_f)^2} \quad (3.31)$$

3.4.5 Momento Volcante

Esta sección utiliza una forma similar a la definición del cortante basal para designar las componentes del momento volcante, las cuales se originan de las fuerzas inerciales horizontales de los efectos hidrodinámicos del líquido, y de las acciones gravitacionales de la estructura del tanque, multiplicadas por su respectivo brazo de momento tomado desde la base a su centro de gravedad.

Componente convectiva del momento volcante para tanque rígido y flexible:

$$M_1 = C_d(T_1)m_1 g h_1 \quad (3.32)$$

Componente impulsiva del momento volcante para tanque rígido:

$$M_0 = C_d(T_0) (m_0 h_0 + m_w h_w + m_t h_t) g \quad (3.33)$$

Componente impulsiva – rígida del momento volcante para tanque flexible:

$$M_r = C_d(T_0) (m_0 h_0 - m_f h_f) g \quad (3.34)$$

Componente impulsiva – flexible del momento volcante para tanque flexible:

$$M_f = C_d(T_f) (m_f h_f + m_w h_w + m_t h_t) g \quad (3.35)$$

Cabe recalcar que los efectos de la pared y el techo dentro de las ecuaciones de M_0, M_f pueden ser obviados porque sus contribuciones no son considerables en el efecto total.

Las ecuaciones para los momentos volcantes totales combinando los efectos de las componentes se realizan utilizando el método de la raíz de la suma de los cuadrados (SRSS).

El momento volcante total correspondiente al tanque rígido es:

$$M_{OT} = \sqrt{M_1^2 + M_0^2} \quad (3.36)$$

El momento volcante total correspondiente al tanque flexible es:

$$M_{OT} = \sqrt{M_1^2 + (M_r + M_f)^2} \quad (3.37)$$

Particularmente los valores correspondientes a M_r pueden y generalmente son negativos, en estos casos la norma recomienda ignorar su valor en el cálculo del momento volcante total.

3.4.6 Esfuerzos en la Pared

En esta sección se muestra el procedimiento según la norma neozelandesa para determinar los esfuerzos totales combinados relacionados a los efectos tangenciales y de compresión en la pared del tanque. Las expresiones mostradas en este documento refieren solamente a aquellas que aplican a las condiciones de los tanques de estudio de la presente tesis (Figura 1.4), estas expresiones podrían no ser aptas para otras configuraciones de tanques.

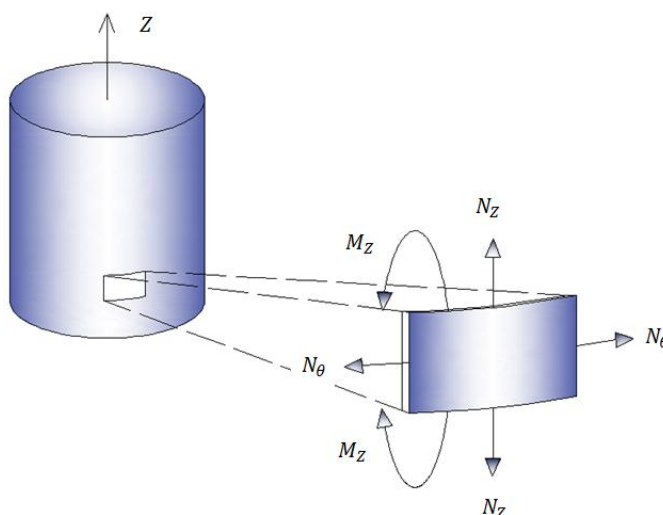


Figura 3.17 Resultantes de fuerzas de diseño para los tanques de estudio. Fuente Elaboración Propia.

En la Figura 3.17 se resumen las fuerzas asociadas a los esfuerzos tangenciales y axiales que la norma neozelandesa utiliza para evaluar el desempeño sísmico general de la estructura donde:

N_z , fuerza axial en la membrana

N_θ , fuerza tangencial en la membrana

M_z , Momento flector vertical

Sin embargo, se despreciarán los efectos del esfuerzo relacionado al momento vertical debido a que no alcanzan el 6% del esfuerzo de fluencia de 250 [MPa] para el acero de las paredes de los tanques de estudio.

3.4.6.1 Esfuerzo Tangencial

El análisis es realizado únicamente para la parte inferior del tanque (justo encima de la base) puesto que es ahí donde los efectos son más críticos. El esfuerzo tangencial se origina de la combinación de las componentes de presión hidrodinámica impulsiva, convectiva y vertical sobre las paredes, además la componente hidrostática es considerada para obtener el máximo esfuerzo tangencial combinado.

El procedimiento según la norma requiere comenzar con la determinación de las componentes de presión, para lo cual se debe definir un coeficiente relacionado a su distribución a lo largo de la profundidad del tanque, los mismos que son tomados como presiones adimensionales en la norma.

De aquí las componentes de presión son llevadas a su contribución equivalente de fuerza para lo cual se definen los coeficientes adimensionales $N_{\theta n}$, para cada componente. La forma general de la fuerza tangencial es:

$$N_{\theta} = N_{\theta n} R P \quad (3.38)$$

Donde

$N_{\theta n}$, coeficiente adimensional

R , radio

P , presión

A continuación se presentan las expresiones desarrolladas de las fuerzas tangenciales máximas correspondientes a cada componente:

Hidrostática	$N_{\theta h} = N_{\theta nh} R (\gamma_l H)$	(3.39)
--------------	---	--------

Convectiva	$N_{\theta 1} = N_{\theta n1} R (0.837 C_d(T_1)\gamma_l R)$	(3.40)
------------	---	--------

Impulsiva, rígida	$N_{\theta i} = N_{\theta ni} R (q_o(0)C_d(T_0)\gamma_l R)$	(3.41)
-------------------	---	--------

Impulsiva, flexible	$N_{\theta f} = N_{\theta ni} R (C_{if,h}C_d(T_f)\gamma_l R)$	(3.42)
---------------------	---	--------

Vertical	$N_{\theta v} = N_{\theta nh} R (C_v(T)\gamma_l H)$	(3.43)
----------	---	--------

Donde

γ_l , peso unitario del líquido

$C_d(T_1)$, coeficiente de acción sísmica del primer modo convectivo

$C_d(T_0)$, coeficiente de acción sísmica del modo impulsivo – rígido

$C_d(T_f)$, coeficiente de acción sísmica del modo impulsivo – flexible

Nótese que en las ecuaciones (3.39) a (3.43) la componente de presión se muestra siguiendo la forma general de la fuerza tangencial $N_\theta = N_{\theta n}R(P)$ donde la expresión correspondiente a la presión ha sido encerrada entre paréntesis.

Para encontrar los valores de las presiones, en primer lugar se deben definir los coeficientes de distribución de la presión hidrodinámica máxima. El valor adimensional máximo para la presión convectiva $q_1(z/H)$ es 0.837 según la expresión (3.40). Sin embargo, se observará que el valor real q_1 , a la profundidad considerada (cercana a la base) es muy bajo para los tanques de estudio. En este caso, se entiende que la norma neozelandesa sugiere tomar el valor máximo de distribución de la presión para combinarlo con las demás presiones.

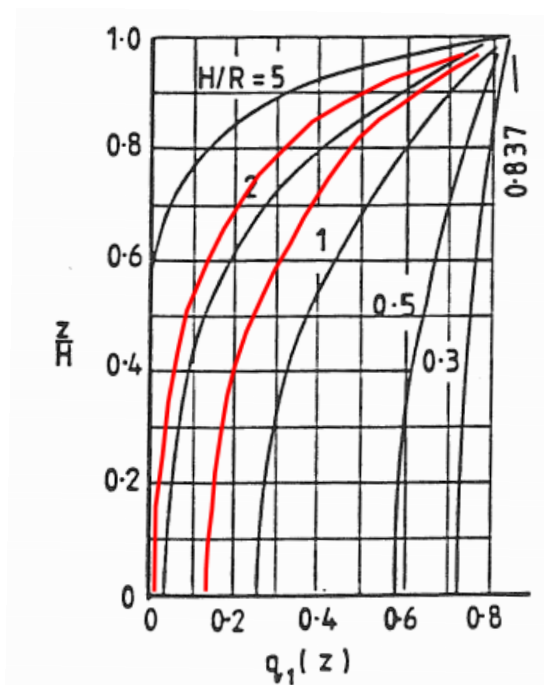


Figura 3.18 Distribución vertical de la presión convectiva adimensional. Fuente (18).

En el caso de la presión impulsiva, el valor máximo de la presión adimensional $q_0(0)$, en función de la relación altura – radio se define en la Figura 3.19. Se han marcado con línea de color rojo los valores correspondientes a los tanques de estudio.

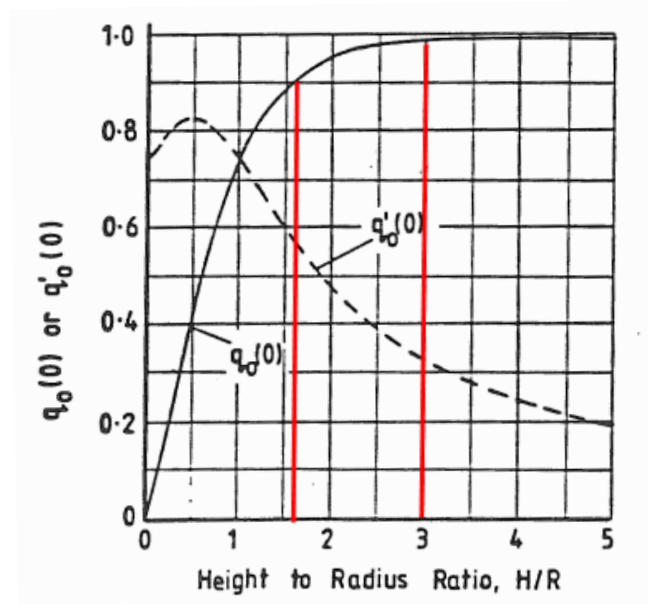


Figura 3.19 Valores máximos de la presión impulsiva adimensional en la base del tanque. Fuente (18).

En virtud de estudios más recientes del fenómeno de la distribución vertical de las presiones hidrodinámicas sobre tanques flexibles, se ha decidido incluir un factor para la presión impulsiva flexible normalizada $C_{if,h}$. Este factor reemplaza la sugerencia de utilizar el factor $q_0(0)$ de la presión impulsiva máxima, para la determinación de la presión impulsiva flexible, en los rangos $0.25 \leq H/R \leq 1.5$. El efecto de utilizar el factor $q_0(0)$ en tanques con relaciones altura – radio mayores a 1.5, resulta en valores demasiado conservadores de presiones por debajo de la media altura y subestima las presiones sobre la media altura (18).

Los factores de la presión impulsiva flexible normalizada $C_{if,h}$ utilizados para los tanques de estudio se muestran señalados en color rojo en la Figura 3.20.

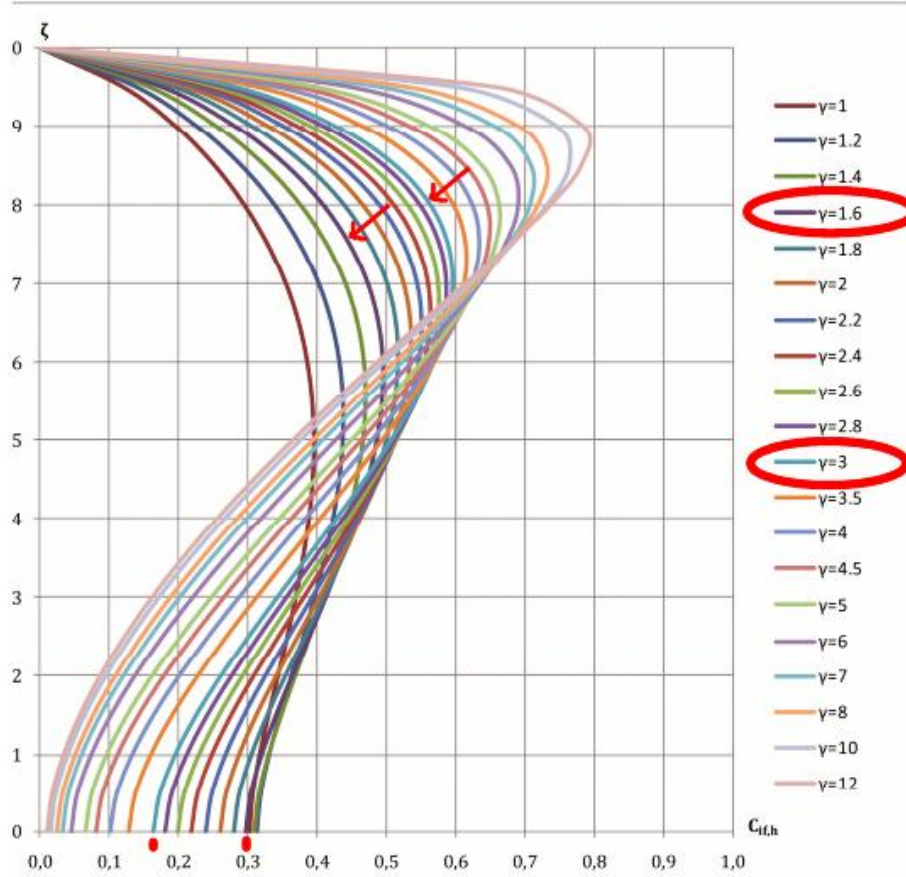


Figura 3.20 Factor de presión impulsiva – flexible normalizada $C_{if,h}$. Fuente (10)

Donde, ζ es una relación de altura adimensional del tipo z/H y γ representa diferentes rangos de relaciones altura – radio H/R .

Para llevar las presiones a fuerzas tangenciales, se deben definir unos factores de distribución adimensionales $N_{\theta n}$, para las componentes: hidrostática, impulsiva - rígida y convectiva, los cuales son obtenidos de gráficos correspondientes a cada componente para diferentes relaciones altura – radio H/R , mediante curvas que dependen de la relación radio – espesor de pared R/t . Un ejemplo del tipo de grafico presentado en la norma para los factores adimensionales se muestra en la Figura 3.21.

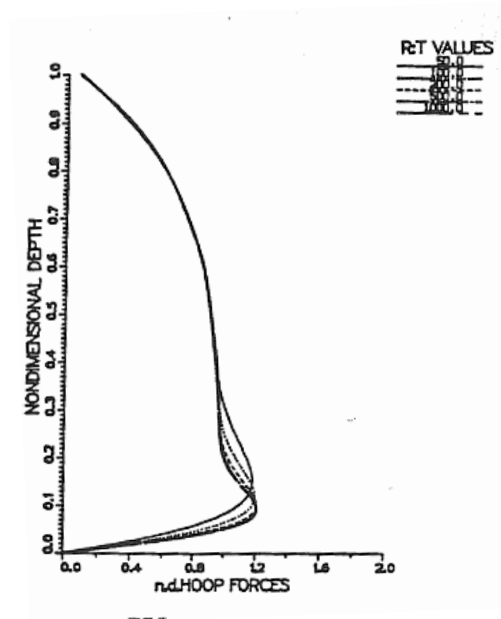


Figura 3.21 Ejemplo: Factores de fuerza tangencial adimensional impulsiva – rígida para $H/R=2$
Fuente (18)

Los gráficos mostrados en la norma muestran la distribución vertical para cualquier altura, y corresponden a relaciones H/R diferentes a las correspondientes a los tanques de estudios. Por lo tanto para simplificar y generalizar la aplicación de los factores $N_{\theta n}$, se realizó la Figura 3.22, en la cual se muestran los factores máximos (altura cercana a la base del tanque) para tanques en un amplio rango de H/R , para los factores de distribución de las componentes hidrostática, impulsiva y convectiva $N_{\theta nh}$, $N_{\theta ni}$, $N_{\theta n1}$, respectivamente.

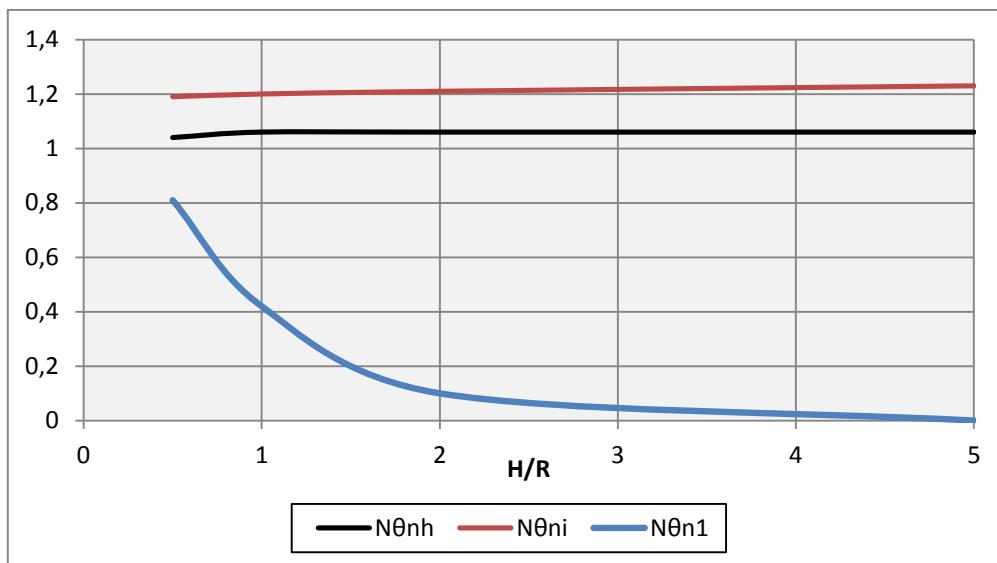


Figura 3.22 Factores de distribución adimensionales máximos para las fuerzas tangenciales $R/t=1000$. Fuente Elaboración Propia

Obsérvese que no se han definido factores $N_{\theta n}$ para las componentes: impulsiva – flexible y vertical, pues la norma utiliza el mismo factor impulsivo – rígido para la componente flexible y el mismo factor hidrostático para la componente vertical.

Para el siguiente paso, cada componente de fuerza tangencial es llevada a su participación equivalente de esfuerzo teniendo en cuenta la acción horizontal contra el espesor de la pared del tanque, definiendo las expresiones de esfuerzo para cada componente a continuación:

$$\text{Hidrostática} \quad f_{hh} = \frac{N_{\theta h}}{t} \quad (3.44)$$

$$\text{Convectiva} \quad f_{h1} = \frac{N_{\theta 1}}{t} \quad (3.45)$$

$$\text{Impulsiva, rígida} \quad f_{hi} = \frac{N_{\theta i}}{t} \quad (3.46)$$

$$\text{Impulsiva, flexible} \quad f_{hf} = \frac{N_{\theta f}}{t} \quad (3.47)$$

$$\text{Vertical} \quad f_{hv} = \frac{N_{\theta v}}{t} \quad (3.48)$$

Finalmente se muestran las expresiones para obtener el máximo esfuerzo tangencial combinado entre el efecto hidrostático y la resultante de esfuerzos tangenciales sísmicos.

El máximo esfuerzo tangencial combinado rígido se define como:

$$f_{maxr} = f_{hh} + \sqrt{f_{hi}^2 + f_{h1}^2 + f_{hv}^2} \quad (3.49)$$

El máximo esfuerzo tangencial combinado flexible se define como:

$$f_{maxf} = f_{hh} + \sqrt{f_{hf}^2 + f_{h1}^2 + f_{hv}^2} \quad (3.50)$$

3.4.6.2 Esfuerzo de Compresión en la Pared

El esfuerzo de compresión en la pared en tanques anclados que no se levantan de su base (no uplift) se origina debido a dos componentes, la primera debido al esfuerzo del peso propio de la pared y la segunda originada por el momento volcante. La expresión para calcular el esfuerzo debido al peso propio f_{pp} se define a continuación:

$$f_{pp} = \frac{m_w g}{2 \pi R t} \quad (3.51)$$

En tanques totalmente anclados a su cimentación, como los tanques de estudio de la presente tesis, los esfuerzos adicionales producidos por el momento volcante total se pueden aproximar considerando que el tanque se comporta como una columna tipo cantiléver, por lo tanto se define una expresión para el esfuerzo debido al momento de esta forma:

$$f_{MOT} = \frac{M_{OT}}{Z}, \quad Z = \pi R^2 t \quad (3.52)$$

Donde Z representa el módulo de sección del tanque

El esfuerzo de compresión total f_{CT} es la suma de las componentes:

$$f_{CT} = f_{pp} + f_{MOT} \quad (3.53)$$

Nótese que las expresiones mencionadas anteriormente son utilizadas únicamente para tanques anclados en los cuales no se permite el comportamiento tipo “uplift”; otras consideraciones y por ende otras ecuaciones, deberán utilizarse si se trata de tanques que exhiben un comportamiento de levantamiento de su apoyo.

Este esfuerzo f_{CT} es posteriormente chequeado contra pandeo de la membrana a compresión y contra colapso elasto – plástico, los cuales producen los típicos daños de “pata de elefante” o “tipo diamante”. A continuación se presenta una breve reseña del procedimiento para evaluar el esfuerzo de pandeo de las paredes sometidas a compresión con respecto a su esfuerzo de compresión f_{CT} , justo sobre la base del tanque.

En las ecuaciones (3.54) a (3.59) se empieza por calcular un esfuerzo de pandeo para un tanque perfectamente elástico f_{c1} , sabiendo que esta condición no es alcanzable en la práctica, se deben definir parámetros que reducen este esfuerzo de pandeo teórico. Por ejemplo, para tomar en cuenta las imperfecciones por construcción en las paredes, se define la relación de la máxima amplitud de imperfección de pared para el espesor $\frac{\delta}{t}$. A continuación se definen factores de evaluación $\bar{\sigma}$ y λ^2 , donde $\varphi\left(\frac{\delta}{t}\right) = 1.24$. Con estos factores definidos, se escoge la expresión adecuada para el esfuerzo de pandeo de membrana sometida a compresión uniforme f_0 , teniendo en cuenta que aun este esfuerzo no considera las presiones internas del líquido.

$$f_{c1} = 0.6 \frac{Et}{R} \quad (3.54)$$

$$\frac{\delta}{t} = \frac{0.06}{1} \sqrt{\frac{R}{t}} \quad (3.55)$$

$$\bar{\sigma} = 1 - \varphi\left(\frac{\delta}{t}\right) \left[\left(1 + \frac{2}{\varphi\left(\frac{\delta}{t}\right)} \right)^{1/2} - 1 \right] \quad (3.56)$$

$$\lambda^2 = \frac{f_y}{\bar{\sigma} f_{c1}} \quad (3.57)$$

$$\lambda^2 \leq 2; \quad f_0 = f_y \left(1 - \frac{\lambda^2}{4} \right) \quad (3.58)$$

$$\lambda^2 > 2; \quad f_0 = \bar{\sigma} f_{c1} \quad (3.59)$$

En la siguiente etapa del procedimiento (ecuaciones (3.60) a (3.63)), el esfuerzo de pandeo f_0 es corregido para tomar en cuenta los efectos de la presión interna mediante el factor \bar{p} , para así determinar el esfuerzo de pandeo de membrana sometida a compresión uniforme f_p . Finalmente, usando la expresión (3.63) se corrige el esfuerzo f_p mediante la consideración de los efectos de compresión flexionante, para obtener el esfuerzo de pandeo f_m .

$$\bar{p} = \frac{PR}{tf_{c1}} \quad (3.60)$$

$$P = P_H + \sqrt{P_i^2 + P_1^2} - P_v \quad (3.61)$$

$$f_p = f_{c1} \sqrt{1 - \left(1 - \frac{\bar{p}}{5}\right)^2 \left(1 - \left(\frac{f_o}{f_{c1}}\right)^2\right)} \quad (3.62)$$

$$\frac{f_m}{f_{c1}} \leq 0.19 + 0.81 \frac{f_p}{f_{c1}} \quad (3.63)$$

Finalmente el esfuerzo corregido f_m es evaluado con respecto al esfuerzo f_{CT} , debiendo ser este ultimo menor al esfuerzo corregido.

Despues de haber determinado el esfuerzo de pandeo general para las condiciones del tanque cilindrico, se procede a determinar el esfuerzo de pandeo f_{mp} que produciría colapso elasto – plastico, el cual produce daños por pandeo de pared del tipo “pata de elefante” o “diamante”. Las ecuaciones (3.64) a (3.66) se utilizan para determinar el esfuerzo que produce la falla elasto – plástica. Se observa que la presión considerada en este caso incluye la componente vertical P_v a diferencia que la presión considerada en la ecuación (3.61).

$$P = P_H + \sqrt{P_i^2 + P_1^2 + P_v^2} \quad (3.64)$$

$$s = \frac{R/t}{400} \quad (3.65)$$

$$f_{mp} \leq f_{c1} \left[1 - \left(\frac{PR}{tf_y} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{1}{1.12 + s^{1.5}} \right) \left[\frac{s + f_y/250}{s + 1} \right] \quad (3.66)$$

Finalmente, este esfuerzo relacionado a este modo de fallo es evaluado con respecto al esfuerzo de compresión calculado f_{CT} .

3.4.7 Altura de la Ola

El máximo desplazamiento vertical de la ola del modo convectivo se expresa en función de sus dos primeros modos de oleaje, asumiendo que sus contribuciones se combinan mediante el método de la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados SRSS.

$$d_{max} = R\sqrt{[0.84 C_d(T_1)]^2 + [0.07 C_d(T_2)]^2} \quad (3.67)$$

Donde $C_d(T_2)$ es el coeficiente de acción de diseño para el segundo modo convectivo.

3.5 Aplicación del Procedimiento Simplificado de Diseño

Este procedimiento simplifica el diseño sísmico de tanques de acero u hormigón cilíndricos apoyados en la base, sin embargo, su alcance es limitado y únicamente aborda el análisis elástico de tanques totalmente anclados y soportados rígidamente.

Dado que este procedimiento está basado en un análisis elástico (no se acepta daño), los resultados son significativamente más grandes que los de otros procedimientos, en los que sus resultados elásticos son divididos por factores de 3 o más para obtener las fuerzas de diseño.

El método utilizado para combinar los efectos convectivos e impulsivos, a diferencia de las normas que utilizan el método SRSS, es el método de la suma absoluta, el cual es el más conservador de los métodos existentes.

3.5.1 Periodos de Vibración

Los periodos de vibración estructural se definen mediante expresiones que dependen de la geometría, material del tanque y de coeficientes de ajuste impulsivo C_i y convectivo C_c .

Los periodos naturales de la respuesta impulsiva y convectiva se definen así:

$$T_{imp} = C_i \frac{H\sqrt{\rho}}{\sqrt{\frac{h}{r}} \times \sqrt{E}} \quad (3.68)$$

$$T_{con} = C_c\sqrt{r} \quad (3.69)$$

Donde

H , altura del nivel del líquido [m]

ρ , densidad $\left[\frac{kg}{m^3} \right]$

h , espesor uniforme de la pared [m]

r , radio del tanque [m]

E , módulo de elasticidad del material del tanque [N/m^2]

Los coeficientes de ajuste C_i , C_c se obtienen de Figura 3.23:

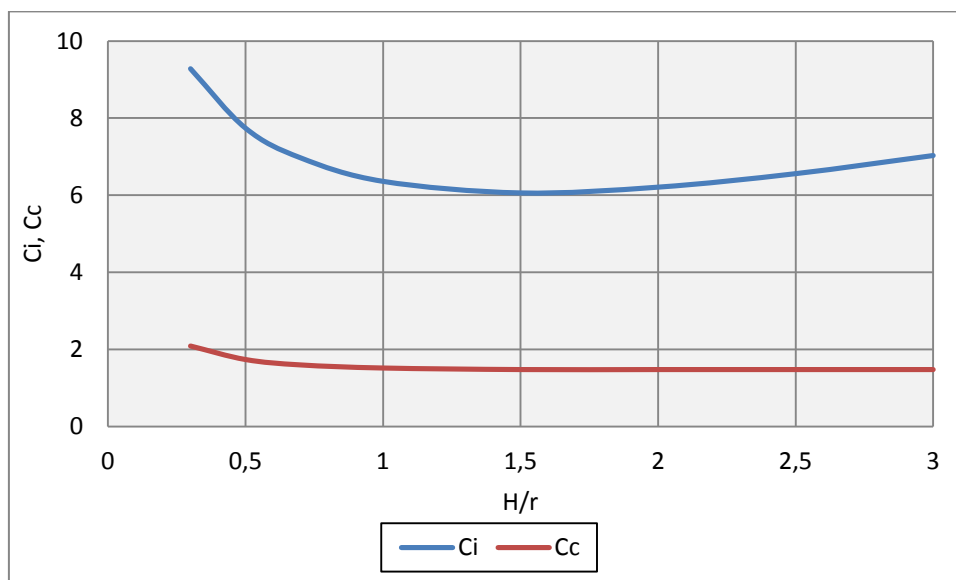


Figura 3.23 Coeficientes de ajuste C_i , C_c . Fuente Elaboración Propia.

3.5.2 Aceleraciones Espectrales

La aceleración a considerar en este procedimiento corresponde directamente a la aceleración espectral del periodo considerado, en base al espectro de respuesta de diseño. Para considerar los efectos de las componentes impulsivas se debe utilizar el espectro elástico de respuesta con un amortiguamiento respecto al crítico del 2% para tanques de acero, y para los efectos convectivos se utiliza el espectro con un amortiguamiento del 0.5%.

De la norma ecuatoriana NEC obtenemos el espectro de respuesta elástico de aceleraciones con un amortiguamiento del 5% para el concreto (Figura 3.3), sin embargo, para obtener los espectros con amortiguamientos del 2% y 0.5% se deben utilizar los factores de amplificación desarrollados por Newmark y Hall en 1982.

Tabla 3.9 Factores de amplificación del espectro de respuesta horizontal elástica. Fuente (22)

Amortiguamiento	ξ % =	5	2	0.5
Factor de aceleración	$\alpha_a(\xi)=$	2.12	2.74	3.68
Factor de velocidad	$\alpha_v(\xi)=$	1.65	2.03	2.59
Factor de desplazamiento	$\alpha_d(\xi)=$	1.39	1.63	2.01

Estos factores permiten obtener espectros con diferentes amortiguamientos a partir de un espectro definido bajo un amortiguamiento dado, de esta forma, el espectro definido por NEC ($\xi = 5\%$) es llevado a los espectros con los amortiguamientos asociados al modo impulsivo ($\xi = 2\%$) y convectivo ($\xi = 0.5\%$).

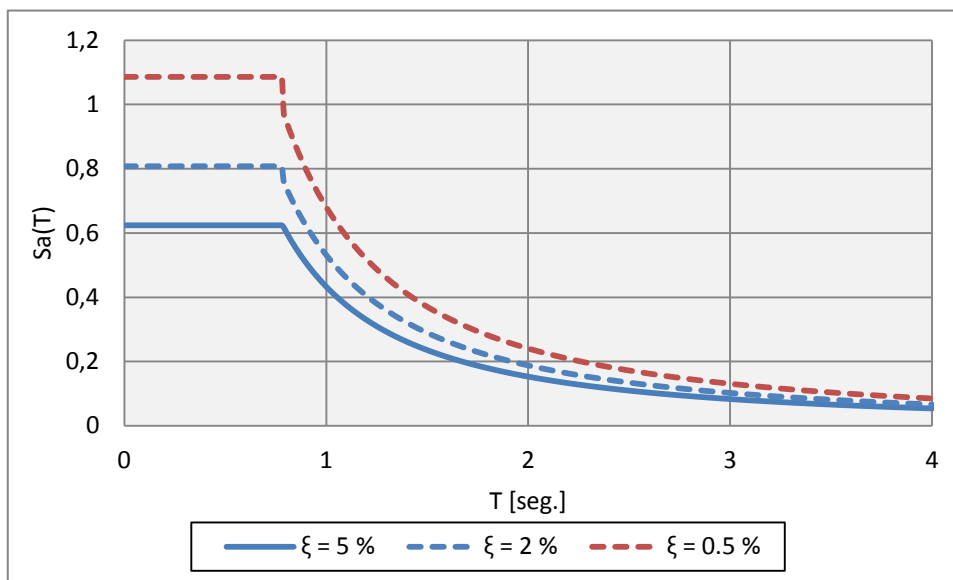


Figura 3.24 Espectros de respuesta en aceleraciones amortiguados al 0.5%, 2% y 5% para el sitio del proyecto. Fuente Elaboración Propia.

Finalmente conocidos los valores de los periodos convectivo e impulsivo se pueden evaluar sus aceleraciones espectrales de la forma $S_a(T_{con})$ y $S_a(T_{imp})$ respectivamente.

3.5.3 Masas y Alturas Efectivas

De forma análoga a las normas estudiadas anteriormente, se definen masas efectivas para los efectos impulsivos y convectivos, reconociendo que esto es una aproximación válida dado que el primer modo impulsivo y primer convectivo juntos representan entre el 85 a 98% de la masa total del líquido (15).

La masa impulsiva m_i y convectiva m_c , se obtienen de la Figura 3.25 como fracciones de la masa total del líquido m_l .

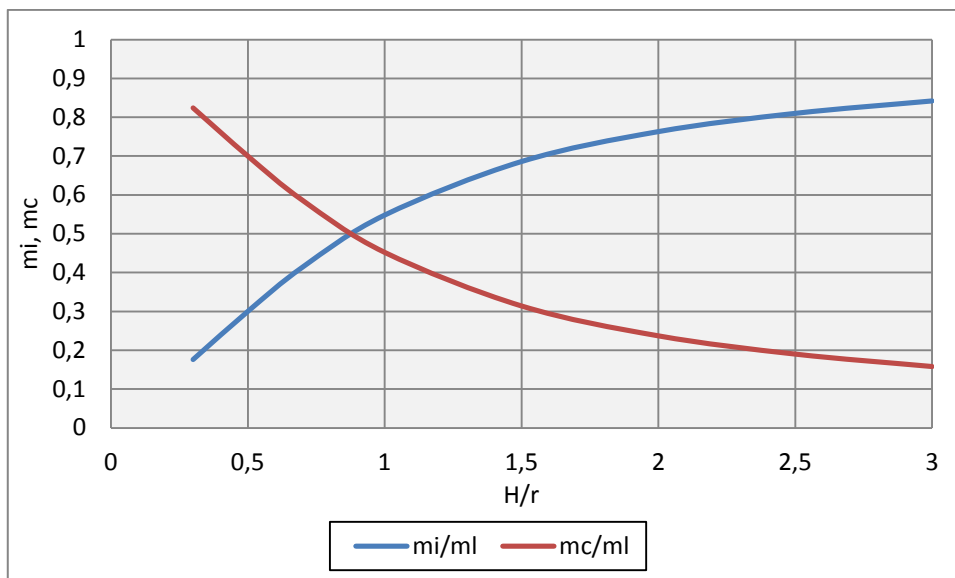


Figura 3.25 Masas efectivas m_i , m_c . Fuente Elaboración Propia.

Las alturas de los centroides de las presiones hidrodinámicas impulsivas h_i y convectivas h_c en la pared, se definen como fracción de la altura del nivel del líquido H .

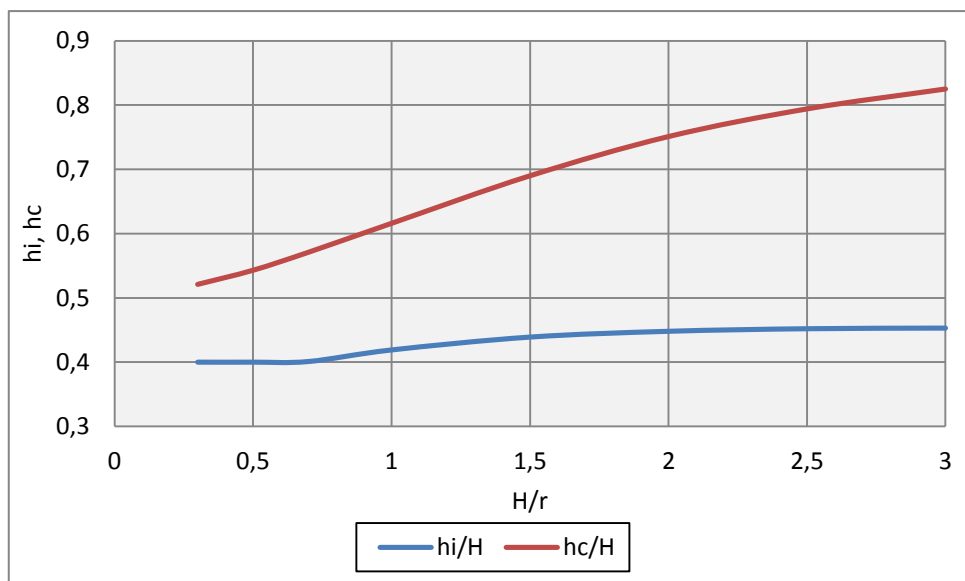


Figura 3.26 Alturas a los centroides de las presiones hidrodinámicas impulsiva h_i y convectiva h_c .
Fuente Elaboración Propia

Adicionalmente, las alturas a los centros de gravedad de la pared y el techo se denominan h_w y h_r respectivamente.

3.5.4 Cortante Basal

La particularidad de este método, a diferencia de las normas estudiadas anteriormente, es la combinación de las respuestas impulsivas y convectivas mediante la suma directa en reemplazo a la raíz de la suma de los cuadrados SRSS, por tanto la expresión del cortante basal total se define como la suma de las componentes impulsiva y convectiva de corte.

$$V = (m_i + m_w + m_r)Sa(T_{imp}) + m_c Sa(T_{con}) \quad (3.70)$$

Donde las masas de la pared y el techo se definen como m_w y m_r respectivamente.

3.5.5 Momento Volcante

El momento volcante justo por encima de la base del tanque se define también mediante la suma directa de las respuestas impulsiva y convectiva de momento de la siguiente forma:

$$M = (m_i h_i + m_w h_w + m_r h_r)Sa(T_{imp}) + m_c h_c Sa(T_{con}) \quad (3.71)$$

3.5.6 Altura de Ola

El desplazamiento vertical d , asociado al oleaje producido por el modo convectivo se define como:

$$d = r \frac{Sa(T_{con})}{g} \quad (3.72)$$

Donde g es la aceleración de la gravedad en [m/s^2].

3.6 Modelos Computacionales

La formulación del modelo computacional se realizará con el software basado en elementos finitos Sap2000 en un proceso de tres etapas: en primer lugar la obtención de un modelo dinámico equivalente, en segundo lugar un primer acercamiento al modelo computacional de los tanques, y finalmente la definición de los modelos finales a utilizarse.

3.6.1 Modelo Dinámico Equivalente

Como se ha podido observar hasta este momento, las diferentes normas de diseño simplifican los efectos hidrodinámicos mediante modelos mecánicos simplificados entre los cuales se destaca el modelo de Housner (Figura 2.12) como la base de todos los estudios posteriores. Para la definición del modelo dinámico equivalente, se utilizará el modelo de Housner (1963) y una variación del mismo que será válida para realizar un modelo de eje de corte de dos grados de libertad.

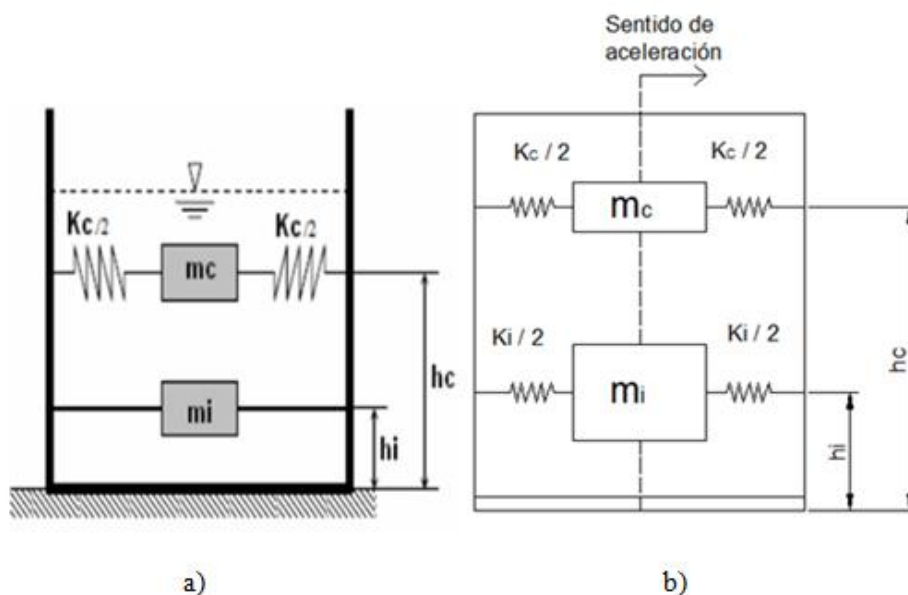


Figura 3.27 Modelos simplificados. a) Modelo de Housner (1963). Fuente (12). b) Interpretación del modelo de Housner. Fuente Elaboración Propia.

Los modelos representan la interacción del líquido con la estructura, en la cual los efectos hidrodinámicos se asocian a dos componentes (impulsiva y convectiva) ubicadas a una altura correspondiente. En la figura de la izquierda la masa de la componente impulsiva, según Housner, se fija rígidamente a las paredes del tanque y la masa convectiva es unida con elementos de rigidez equivalente por medio de resortes; análogamente, en la figura de la derecha, las dos componentes representadas por sus masas convectiva e impulsiva se unen a las paredes del tanque mediante resortes de rigidez equivalente k_c , k_i respectivamente. De esta forma se reconoce la presencia de una rigidez equivalente asociada al modo impulsivo, lo cual ayudará a determinar un modelo dinámico equivalente de dos grados de libertad.

La respuesta del sistema de dos grados de libertad puede ser obtenida mediante métodos simples de la dinámica de estructuras o por medio de la simplificación en dos sistemas de un grado de libertad. Los periodos naturales de vibración impulsiva y convectivo se encuentran alejados uno del otro, por lo que puede considerarse un sistema desacoplado en dos sistemas de un grado de libertad. Como se menciona en la norma neozelandesa, si la relación entre los periodos de los dos sistemas simples excede un valor de 2.5, estos pueden considerarse desacoplados para motivos de diseño (18).

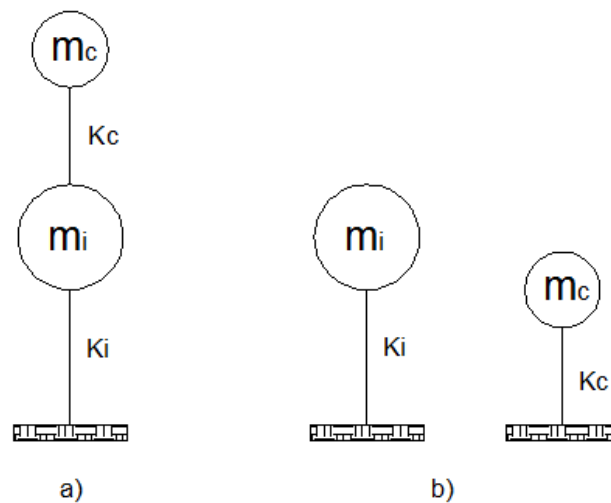


Figura 3.28 Modelo dinámico simplificado equivalente a) Sistema de dos grados de libertad. b) Sistema desacoplado de un grado de libertad. Fuente Elaboración Propia.

Considerando el sistema desacoplado como dos sistemas de un grado de libertad, se pueden obtener rigideces equivalentes para los sistemas impulsivo y convectivo por separado; pues a partir de las normas, se obtienen los primeros modos de vibración, T_i, T_c , de cada componente y por medio de estos obtener su frecuencia angular ω expresada en $[rad/seg]$.

$$T = \frac{2\pi}{\omega} \quad (3.73)$$

La rigidez asociada a la frecuencia angular impulsiva ω_i o convectiva ω_c queda determinada al despejar la ecuación de dicha frecuencia para la rigidez K correspondiente, y en donde m es la masa considerada en unidades adecuadas.

$$\omega = \sqrt{\frac{K}{m}} \quad (3.74)$$

Por tanto la expresión para calcular la rigidez equivalente K en este caso en $[N/m]$ se expresa de la siguiente forma:

$$K = \omega^2 m \quad (3.75)$$

Obsérvese que las rigideces calculadas son una aproximación muy simplificada que no representa el modelo real y solamente aplican para el modelo dinámico equivalente tipo péndulo invertido.

La interacción horizontal del modelo de péndulo invertido caracterizado por la rigidez de la barra y la masa asociada se muestra en la figura a continuación:

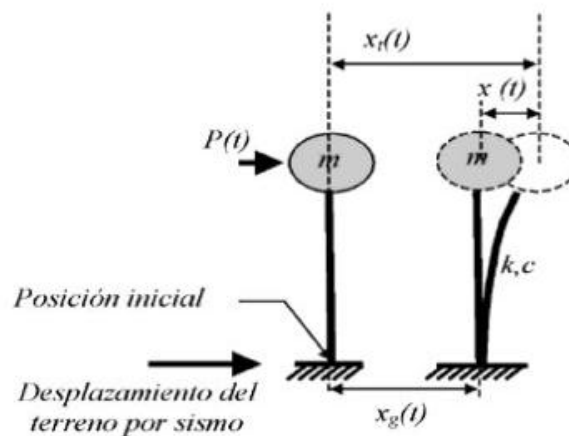


Figura 3.29 Modelo de un grado de libertad. Fuente (23)

Los resultados obtenidos para las rigideces equivalentes, masas participantes y periodos son caracterizados mediante un modelo de eje de corte en Sap2000, que servirá para calibrar los parámetros dinámicos en los modelos computacionales finales. Para realizar el modelo, se debe conocer la rigidez lateral de las barras teniendo en cuenta la restricción de los grados de libertad para una barra empotrada (1, 2, 3) en un extremo y libre de desplazarse en el sentido horizontal en el otro extremo (5, 6).

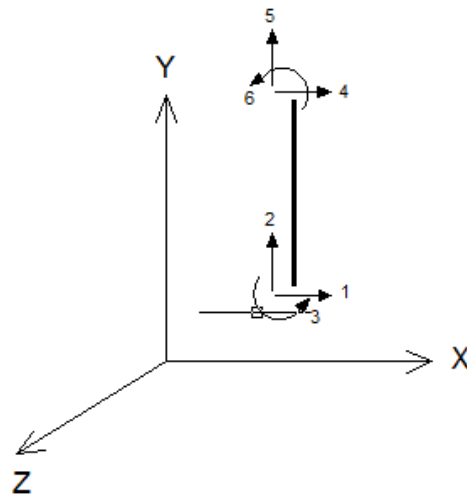


Figura 3.30 Grados de libertad de la barra del modelo dinámico. Fuente Elaboración Propia

Considerando las características de restricción a los grados de libertad, la rigidez del elemento resistente a carga lateral puede ser aproximada al comportamiento de una columna empotrada – articulada, definida mediante su longitud L , inercia de la sección transversal I y módulo de elasticidad del material E .

$$K = \frac{3EI}{L^3} \quad (3.76)$$

Para el modelo en Sap2000, se define la altura de las masa impulsiva y convectiva como la longitud de barra, la inercia de una sección transversal y el módulo de elasticidad equivalente calculado con la ecuación (3.77).

$$E = \frac{KL^3}{3EI} \quad (3.77)$$

A continuación se presenta el modelo de eje de corte realizado en Sap2000 para el tanque de estudio TK-7000 según la norma americana. Siguiendo el mismo procedimiento se calculan modelos equivalentes similares para cada norma y tanque de estudio utilizado en la presente tesis.

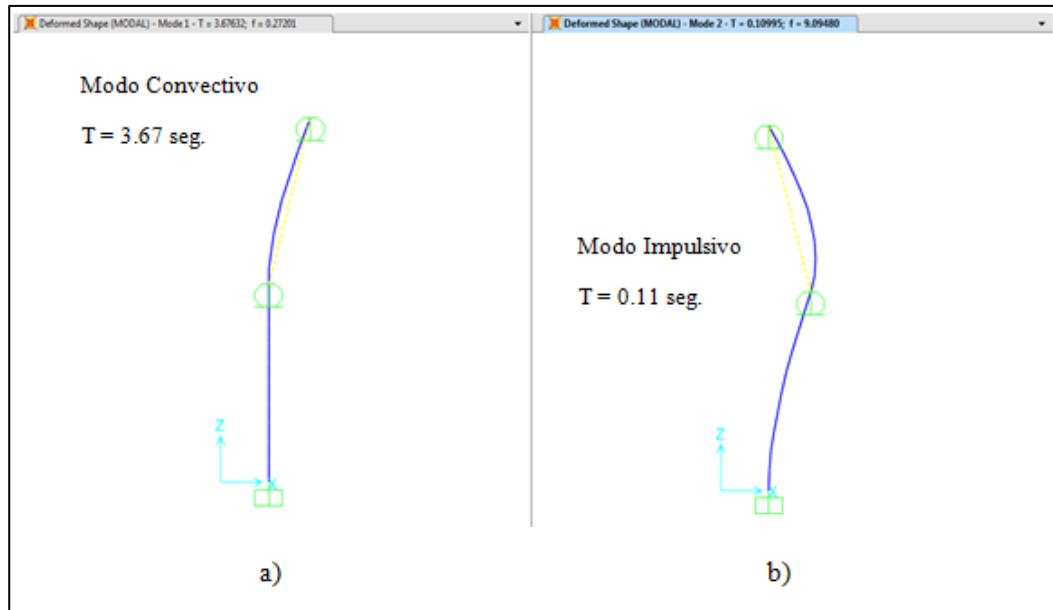


Figura 3.31 Modelo dinámico equivalente tipo péndulo invertido. a) Modo convectivo. b) Modo impulsivo. Fuente Elaboración Propia.

3.6.2 Aproximación al Modelo Computacional

La primera aproximación a un modelo computacional de los tanques de almacenamiento, se logra mediante la aplicación de un modelo en Sap2000, haciendo uso de elementos shell, y con la incorporación de parámetros dinámicos aplicables al modelo.

3.6.2.1 Elementos Shell

Los elementos shell son elementos área, típicamente triangulares o cuadriláteros, utilizados para modelar comportamientos combinados del tipo membrana y placa (flexión). Dado el comportamiento de los tanques cilíndricos que involucran efectos axiales y flexionantes, los elementos que mejor representan estas características son los shell.

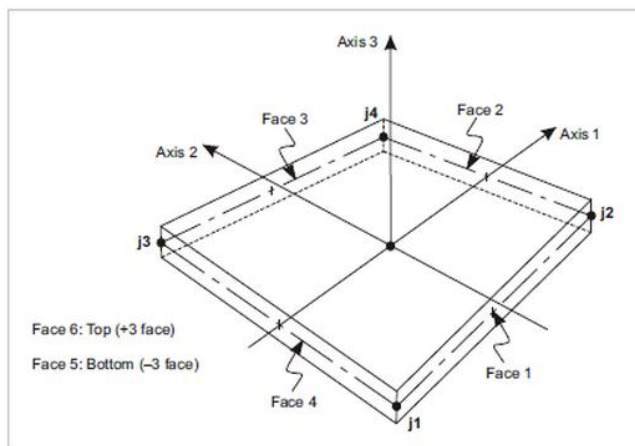


Figura 3.32 Orientación de ejes de los elementos shell en Sap2000. Fuente (24)

Obsérvese que la convención de direcciones que utiliza Sap2000 obedece la regla de la “mano derecha” y la dirección 3 es siempre perpendicular al plano definido por el elemento área. Además, debido a los reducidos espesores de las planchas de acero de los tanques, el elemento shell escogido para modelar es del tipo delgado “thin” el cual omite los efectos de corte transversal (dirección 3).

3.6.2.2 Definición del modelo

Con el objetivo de calibrar las variables de diseño y modelación en el programa Sap2000, se realizan modelos tridimensionales de los tanques de estudio mediante la aplicación de elementos shell en las paredes, y una distribución adecuada de las masas que representan los efectos hidrodinámicos del líquido. Los resultados de estos modelos de ajuste permitirán representar la interacción fluido – estructura para cada norma utilizada en la presente tesis.

La descripción de los procedimientos para definir el modelo de ajuste, que se presentan en adelante, aplican para el tanque de estudio TK-7000; sin embargo, los mismos procedimientos son extendidos para la definición del modelo del tanque TK-13500 con las obvias consideraciones de dimensiones y masas de las componentes hidrodinámicas.

Inicialmente se realiza el modelo de la estructura del tanque tomando en cuenta sus dimensiones, material y restricciones en la base; las paredes del tanque son definidas mediante un mallado “grosso” que en este primer modelo es de 12 divisiones en altura y 16 divisiones radiales.

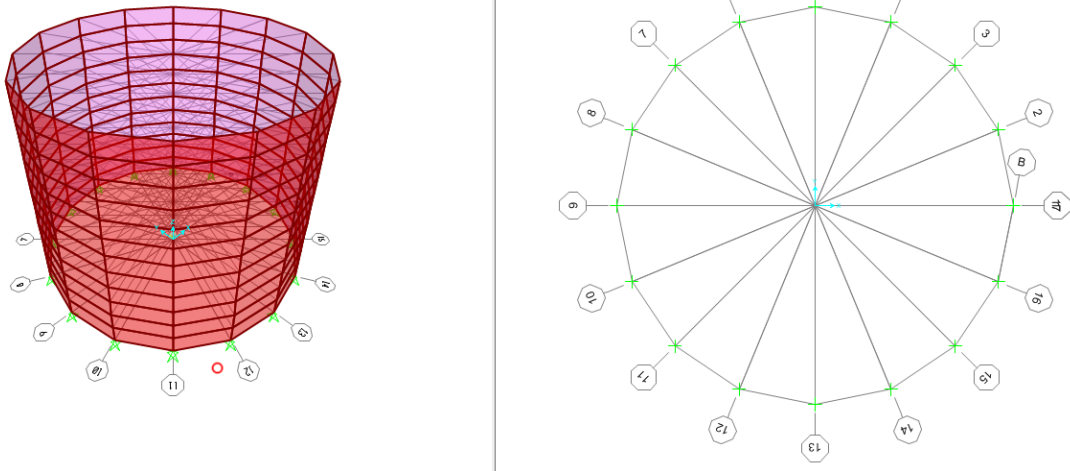


Figura 3.33 Mallado grueso del modelo computacional del tanque TK-7000. Fuente Elaboración Propia

La distribución de las componentes de masa hidrodinámica convectiva e impulsiva obedece las bases de estudio correspondientes a los efectos hidrodinámicos según Housner, y los procedimientos de cada norma.

La masa convectiva m_c , asociada al oleaje de la parte superior del líquido contenido, se ubica a su altura correspondiente h_c sobre la base, y para representar los efectos oscilatorios convectivos, se une la masa convectiva desde el centro del cilindro hacia las paredes por medio de elementos frame sin peso ni masa, a los cuales se asigna una rigidez tal que se alcance el periodo convectivo del oleaje del líquido. Para esto, en el programa Sap2000, se debe modificar el módulo de elasticidad del material, en un proceso de prueba y error, hasta lograr ajustar la respuesta modal convectiva.

Por otro lado, las restricciones utilizadas en las paredes permiten únicamente el movimiento horizontal en la dirección global “x” y liberan las restricciones de giro para que este efecto no tenga influencia en el análisis (12). Además, se asigna un apoyo simple en la junta central donde se encuentra asignada la masa convectiva; los resultados parciales de esta modelación se observan en la Figura 3.34.

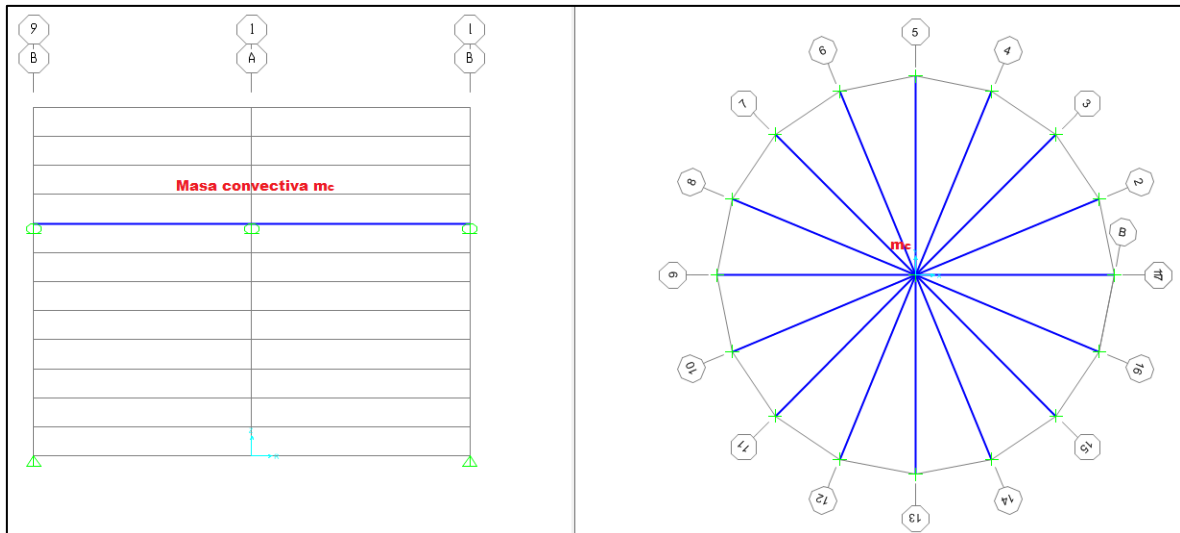


Figura 3.34 Asignación de la masa convectiva en el modelo de ajuste. Fuente Elaboración Propia

Para representar la interacción fluido – estructura de la componente impulsiva, se opta por repartir esta componente de masa alrededor de las paredes del tanque, de tal forma que se incorpora la premisa del movimiento solidario del líquido con la estructura del contenedor y en cierta forma el efecto de la flexibilidad de las paredes. Para distribuir la masa impulsiva en la pared del tanque, se debe definir una altura de distribución h_{di} , correspondiente al espacio ocupado por su volumen en el contenedor (25), esta altura de distribución se obtiene a partir de la relación volumétrica de la componente impulsiva respecto al volumen total o, en su defecto, a la relación de la masa impulsiva respecto a la masa total.

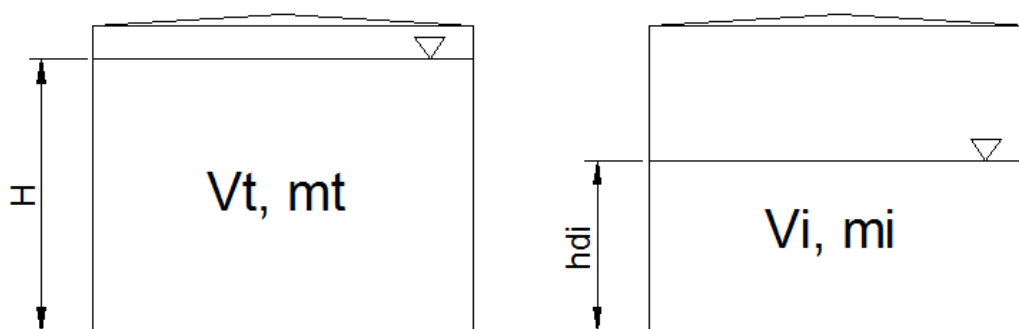


Figura 3.35 Definición de la altura de distribución para la masa impulsiva. Fuente Elaboración Propia

$$h_{di} = \frac{m_i}{m_t} H \quad (3.78)$$

Finalmente, se define la aportación de masa impulsiva en cada elemento área, como la división de la masa impulsiva total para el número de áreas definidas por la malla de la pared asociada a la altura de distribución definida en el paso anterior.

$$m_{i, shell} = \frac{m_i}{z_k r_k} \quad (3.79)$$

Donde,

z_k , número de divisiones asociada a la altura de distribución según el mallado

r_k , número de divisiones radiales

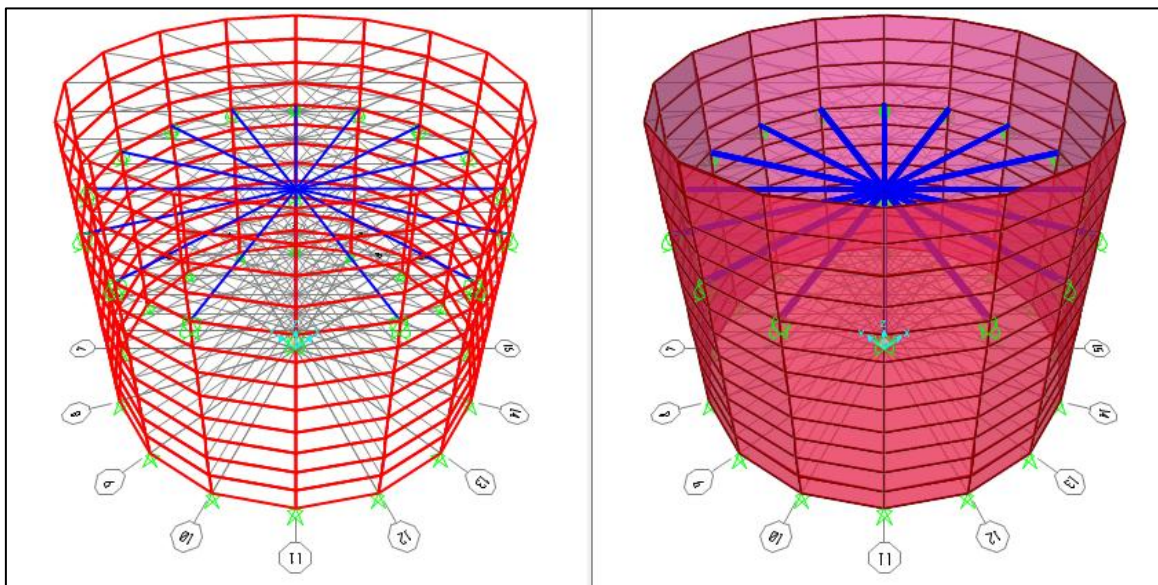


Figura 3.36 Modelo computacional de ajuste dinámico del tanque TK-7000.

De esta forma queda definido el modelo dinámico de ajuste, que representa los efectos de las componentes hidrodinámicas, periodos y modos de vibración. En adelante se definirá un modelo definitivo más refinado siguiendo el mismo procedimiento descrito en esta sección.

3.6.3 Modelos Computacionales Definitivos

En la sección anterior se mostraron los procedimientos para definir los modelos dinámicos de ajuste; sin embargo, como se puede observar en la Figura 3.36 la malla utilizada no tiene un nivel de refinamiento que asegure una adecuada proximidad al comportamiento dinámico de los tanques de almacenamiento. Por tanto, para obtener una mejor representación del comportamiento global de los tanques, se decide mejorar el tamaño de malla utilizado en las paredes del tanque según las siguientes recomendaciones:

- El tamaño de malla puede ser reducido mediante una serie de iteraciones hasta que dos corridas consecutivas arrojen resultados similares, o hasta alcanzar un equilibrio entre precisión de resultados y el tiempo computacional necesario para completarlo.
- Los elementos finitos ofrecen resultados más precisos cuando la relación entre el ancho y alto de los lados de un elemento – área individual (aspect ratio) es cercana a uno (25).
- En base a un documento de investigación del análisis sísmico por elementos finitos de tanques de almacenamiento, se pudo inferir que un mallado, en el que cada elemento shell posea un área menor a $0.30m^2$, es suficiente para representar el comportamiento global de los tanques (9).

Siguiendo las recomendaciones de mallado del modelo en elementos finitos, se obtienen los modelos computacionales definitivos cuyas características se muestran en la Tabla 3.10.

Tabla 3.10 Resumen de características de las mallas utilizadas para los tanques de estudio. Fuente Elaboración Propia

	TK-7000	TK-13500
Altura Total, H_T [m]	10.75	19.3
Radio, R [m]	6.1	6.1
Divisiones Z	24	32
Divisiones R	96	60
Shells	2304	1920
Aspect Ratio	1.1	0.94

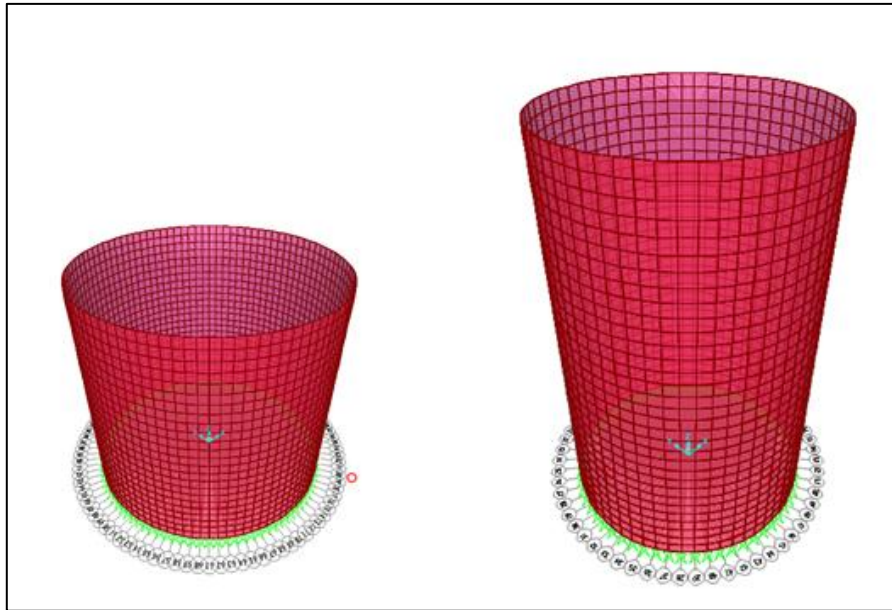


Figura 3.37 Mallado de los tanques de estudio TK-7000 y TK-13500. Fuente Elaboración Propia

Se definen dos modelos computacionales, a los cuales se los referirá como modelo dinámico y estático, por un lado para representar los resultados globales de la interacción fluido – estructura, y por otro para mejorar el tiempo computacional necesario.

3.6.3.1 *Modelo Dinámico*

Este modelo representa el comportamiento dinámico caracterizado por la distribución de masa impulsiva y convectiva, y en consecuencia la respuesta modal del sistema. Además, en este modelo se definirá el análisis modal y de espectro de respuesta correspondiente a cada tanque y norma de estudio.

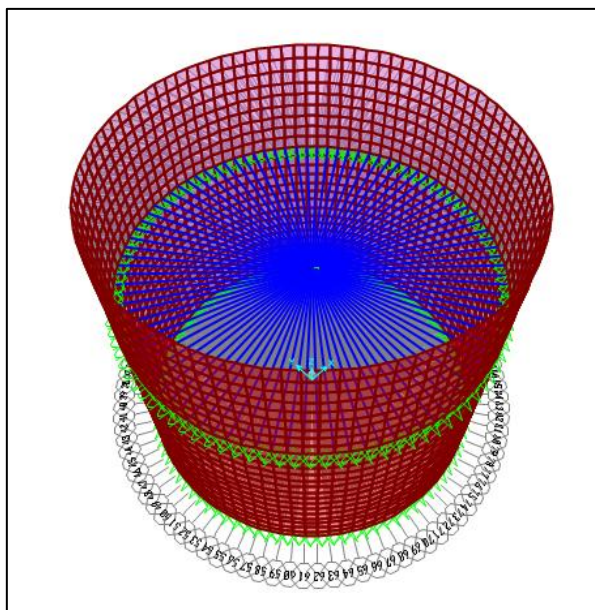


Figura 3.38 Modelo dinámico definitivo para el tanque de estudio TK 7000. Fuente Elaboración Propia

Los resultados obtenidos a partir de los tipos de análisis definidos en este modelo dinámico corresponden a:

- Periodos y modos de vibración
- Factores de participación modal
- Corte basal total
- Momento de vuelco

3.6.3.2 *Modelo Estático*

Sobre este modelo se representan los efectos de las fuerzas laterales asociadas a las componentes hidrodinámicas, las cuales se distribuyen siguiendo las recomendaciones de la norma ACI 350.3 (4.1.1 Fuerzas Dinámicas Laterales) y las de la norma ecuatoriana NEC (2.7.2.4 Distribución Vertical de Fuerzas Laterales). De esta forma, los resultados que se obtendrán de la aplicación de las fuerzas laterales, serán los correspondientes a los esfuerzos de compresión axial y tracción tangencial.

Para encontrar las fuerzas laterales distribuidas, se obtienen los pesos efectivos de las componentes hidrodinámicas impulsiva W_i y convectiva W_c , a partir de las recomendaciones de cada norma, y el peso de las paredes del tanque W_w definido a partir de las dimensiones y propiedades del material; igualmente, se obtienen las alturas corresponden a las distancias desde la base hasta los centros de gravedad de los pesos efectivos, las cuales están definidas en cada código.

Posteriormente, se relacionan los pesos efectivos, alturas y corte total calculado con el modelo dinámico, en la forma de fuerzas laterales F_x siguiendo la ecuación presentada en la norma ecuatoriana NEC:

$$F_x = \frac{W_x h_x}{\sum W_x h_x} V \quad (3.80)$$

Donde

W_x , peso efectivo considerado (impulsivo, convectivo, pared)

h_x , altura desde la base del tanque al centro de gravedad del peso efectivo considerado

V , corte total obtenido del análisis dinámico

A continuación, estas fuerzas laterales calculadas, se distribuyen como cargas distribuidas en un elemento frame, el cual se asigna sobre el perímetro del tanque ubicado a su altura correspondiente. Estas cargas distribuidas son asignadas bajo un mismo caso de carga de tipo “quake” y definidas en la dirección global “x”; además, los elementos frame utilizados no tiene peso ni masa, y su módulo de elasticidad es pequeño para restringir su contribución a la rigidez del tanque.

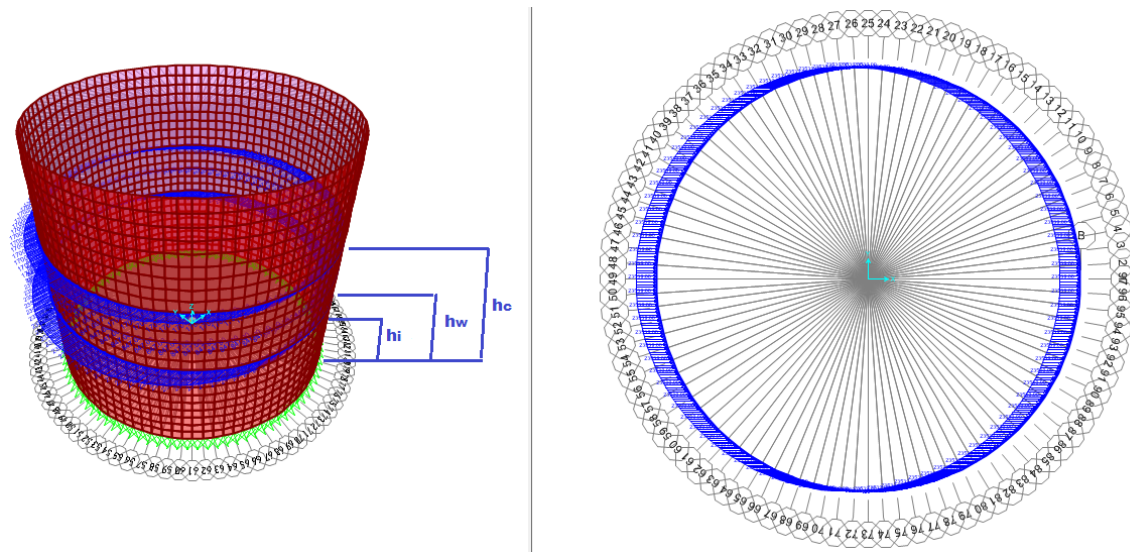


Figura 3.39 Aplicación de las fuerzas laterales como cargas distribuidas sobre elementos frame en el tanque de estudio TK-7000. Fuente Elaboración Propia

Adicionalmente, sobre este modelo se define la presión hidrostática, la cual aporta la mayor contribución al esfuerzo de tracción tangencial.

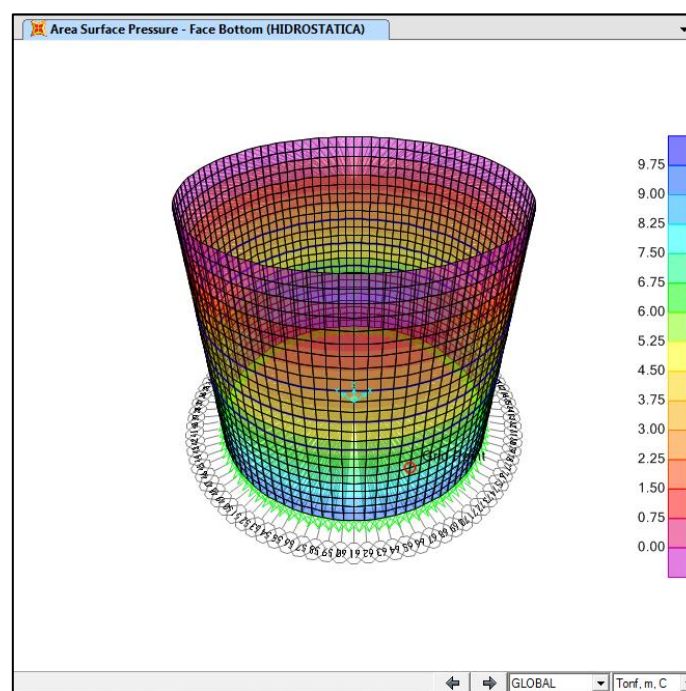


Figura 3.40 Asignación de la presión hidrostática en el tanque de estudio TK-7000. Fuente Elaboración Propia

4 Análisis de Resultados

4.1 General

En este capítulo se muestran los resultados obtenidos mediante la aplicación de las normas y los modelos de elementos finitos MEF para los tanques de estudio; los resultados obtenidos con las normas fueron calculados mediante una planilla de Excel elaborada en función de las expresiones y metodología descrita en el capítulo 3; así mismo, los resultados obtenidos a partir de los modelos de elementos finitos son los calculados con el programa Sap2000, los cuales fueron realizados de acuerdo a la sección 3.6. Finalmente, con estos resultados se realiza un análisis entre las normas empleadas y las modelaciones de elementos finitos para los tanques de estudio.

Para esta sección se ha definido arbitrariamente una nomenclatura general para referirse a los resultados globales. Los subíndices i , c son utilizados para designar los efectos impulsivos y convectivos respectivamente, de igual forma se utiliza la siguiente notación: T , periodos de vibración; C , coeficientes de aceleración; m , masas efectivas; h , alturas efectivas; V corte basal; M , momento volcante; d , desplazamiento vertical de la ola, y σ esfuerzos en la pared.

A continuación se presenta un resumen general de los resultados obtenidos con las normas, Tabla 4.1 y Tabla 4.2, para los tanques de estudio. Además se muestra un resumen de los resultados globales obtenidos para los modelos computacionales en la Tabla 4.3.

Tabla 4.1 Resultados del procedimiento simplificado y normas aplicadas para el tanque de estudio TK-7000 (H/R: 1.6)

NORMAS:	P. SIMPLIFICADO	API 650	R. NZSEE			
			T. RÍGIDO	T. FLEXIBLE		
<i>Periodos de Vibración</i> [seg.]	T_i	0.129	0.2	0	0.135	*T_f
	T_c	3.68	3.67	3.67	3.67	
<i>Coefficientes de Aceleración [%g]</i>	C_i	0.808	0.234	0.170	0.374	*C_d(T_f)
	C_c	0.096	0.133	0.041	0.041	
	C_v	-	0.087	0.262	0.262	
<i>Masas Efectivas Equivalentes [kg]x1000</i>	m_i	805	828	797	763	*m_f *m_r
	m_c	334	326	325	34 325	
<i>Alturas Efectivas Equivalentes [m]</i>	h_i	4.3	3.7	4.0	4.5	*h_f
	h_c	6.9	6.8	6.8	6.8	
<i>Cortes Basales [kN]</i>	V_i	6582	1979	1370	2893	*V_f *V_r
	V_c	314	424	129	57 129	
	V	6896	2024	1376	2952	
<i>Momentos Volcantes [MN-m]</i>	M_i	28.8	7.5	5.7	13.3	*M_r
	M_c	2.2	2.9	0.9	0.9	
	M	30.95	8.02	5.72	13.35	
<i>Altura de Ola [m]</i>	d	0.6	1.1	0.2	0.2	
<i>Esfuerzo de Compresión [MPa]</i>	σ_c	-	15.9	8.5	18.8	
<i>Esfuerzo Tangencial [MPa]</i>	σ_t	-	105.2	124.9	124.0	

* Referirse a la nomenclatura de la norma neozelandesa (tanque flexible)

Tabla 4.2 Resultados del procedimiento simplificado y normas aplicadas para el tanque de estudio TK-13500 (H / R: 3)

NORMAS:	P. SIMPLIFICADO	API 650	R. NZSEE		*T _f	
			T. RÍGIDO	T. FLEXIBLE		
<i>Periodos de Vibración</i> [seg.]	T _i	0.254	0.2	0	0.285	
	T _c	3.65	3.66	3.63	3.63	
<i>Coefficientes de Aceleración [%g]</i>	C _i	0.808	0.234	0.17	0.37	*C _d (T _f)
	C _c	0.098	0.133	0.041	0.041	
	C _v	-	0.087	0.26	0.26	
<i>Masas Efectivas Equivalentes [kg]x1000</i>	m _i	1804	1825	1793	1516	*m _f
	m _c	331	327	342	278	*m _r
<i>Alturas Efectivas Equivalentes [m]</i>	h _i	8.3	8.0	8.0	10.0	*h _f
	h _c	15.0	15.0	15.0	15.0	
<i>Cortes Basales [kN]</i>	V _i	14712	4328	2983	5751	*V _f
	V _c	319	428	136	462	*V _r
	V	15031	4349	2987	136	6214
<i>Momentos Volcantes [MN-m]</i>	M _i	123.0	34.8	24.0	57.5	*M _r
	M _c	4.8	6.4	2.0	2.0	
	M	127.7	35.4	24.1	57.6	
<i>Altura de Ola [m]</i>	d	0.6	1.1	0.2	0.2	
<i>Esfuerzo de Compresión [MPa]</i>	σ _c	-	50.0	27.5	63.6	
<i>Esfuerzo Tangencial [MPa]</i>	σ _t	-	151.8	185.3	184.3	

* Referirse a la nomenclatura de la norma neozelandesa (tanque flexible)

Tabla 4.3 Resultados de la aplicación de los modelos de elementos finitos a todas las normas.

TANQUE DE ESTUDIO:		TK - 7000			TK - 13500		
		MEF API 650	MEF R. NZSEE	MEF P. SIMPLIFICADO	MEF API 650	MEF R. NZSEE	MEF P. SIMPLIFICADO
<i>Periodos de Vibración</i>	T_i	0.110	0.108	0.107	0.220	0.218	0.214
	T_e	3.67	3.67	3.66	3.66	3.64	3.65
<i>Coefficientes de aceleración</i>		Según análisis modal - espectral			Según análisis modal - espectral		
<i>Masas efectivas</i>		De acuerdo a la norma considerada			De acuerdo a la norma considerada		
<i>Corte Basal [kN]</i>	V	1594	2394	5201	3457	5397	11754
<i>Momento Volcante [MN-m]</i>	M	7.24	10.55	22.65	36.08	56.01	117.74
<i>Esfuerzo Axial de Compresión [MPa]</i>	σ_c	11.4	16.7	36.6	39.4	60.5	125.5
<i>Esfuerzo Tangencial de Tracción [MPa]</i>	σ_t	135.2	145.6	-	196	218.9	-

4.2 Periodos y Modos de Vibrar

En primer lugar, se muestran los periodos de vibración calculados según las normas, conjuntamente a los periodos predominantes obtenidos con los modelos computacionales. En general, los resultados obtenidos muestran concordancia entre las normas y los modelos de elementos finitos, sin embargo, en el caso de los periodos convectivos, estos muestran variaciones mínimas debido a que fueron ajustados hasta que su respuesta modal coincidiera con la respuesta teórica. Por otro lado, los periodos impulsivos, asociados a los modos de vibrar con mayores factores de participación modal (FPM), exhiben valores muy cercanos a los obtenidos con las normas.

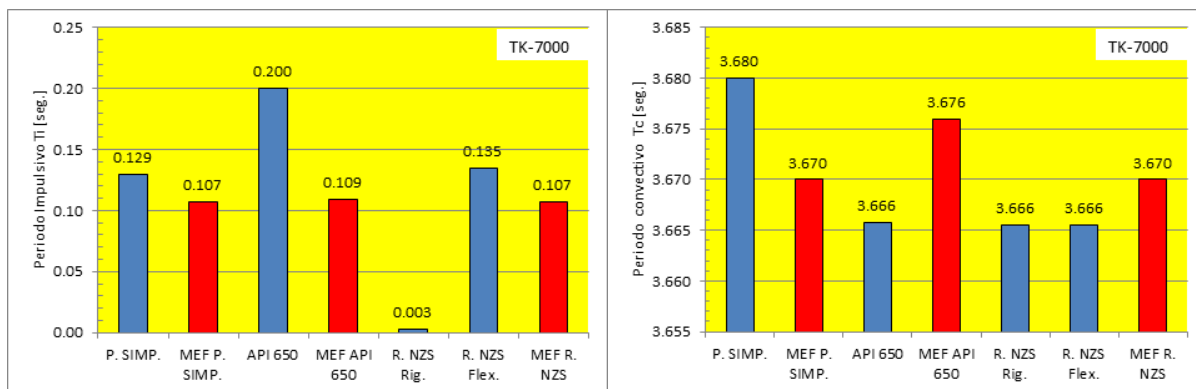


Figura 4.1 Periodos impulsivos y convectivos para el tanque de estudio TK-7000.

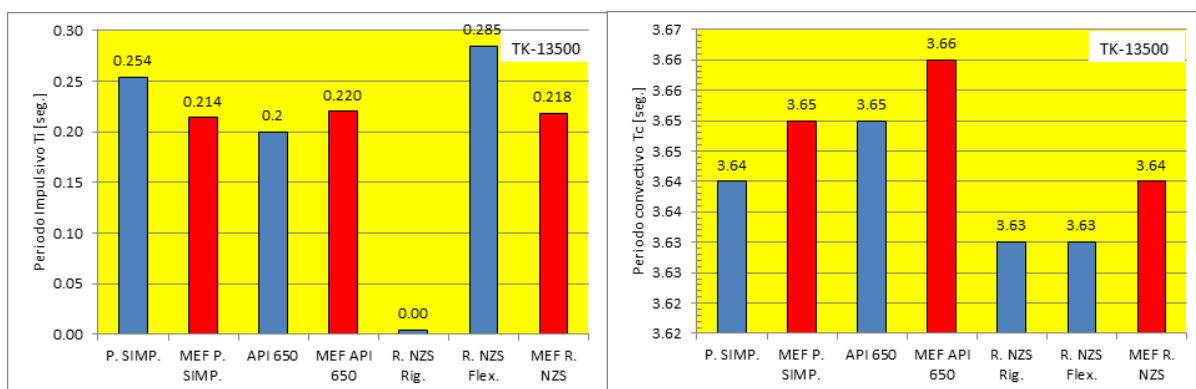


Figura 4.2 Periodos impulsivos y convectivos para el tanque de estudio TK-13500.

El análisis modal de los modelos computacionales permite encontrar un gran número de modos de vibrar, pero tan solo un número limitado de estos modos contribuye considerablemente a la respuesta global del sistema, por esta razón se deben encontrar las formas de vibrar de mayor participación modal dentro del análisis modal. A continuación se muestra un resumen de los modos de mayor participación en masa asociados a los modos convectivos e impulsivos de los modelos MEF.

Tabla 4.4 Periodos de los modos predominantes según su FPM para el tanque de estudio TK-7000

MODELO (TK-7000)	Modo	Periodo [seg.]	FPM (Dirección X)	FPM Acumulado (Dirección X)	N. modos
*MEF P. SIMP.	1	3.669	0.298	0.298	600
	277	0.107	0.582	0.881	
MEF API 650	1	3.676	0.285	0.285	800
	564	0.109	0.557	0.844	
	565	0.109	0.027	0.872	
MEF R. NZSEE	1	3.670	0.292	0.292	900
	566	0.107	0.564	0.859	
	567	0.107	0.013	0.872	

* Modelo con 18 divisiones en altura y 60 radiales (1080 Shells)

Tabla 4.5 Periodos de los modos predominantes según su FPM para el tanque de estudio TK-13500

MODELO (TK-13500)	Modo	Periodo [seg.]	FPM (Dirección X)	FPM Acumulado (Dirección X)	N. modos
MEF P. SIMP.	1	3.656	0.156	0.156	900
	247	0.214	0.691	0.847	
MEF API 650	1	3.666	0.153	0.153	700
	216	0.220	0.660	0.814	
	227	0.219	0.032	0.846	
MEF R. NZSEE	1	3.637	0.161	0.161	800
	216	0.218	0.655	0.816	
	227	0.217	0.031	0.847	

En la Tabla 4.4 y Tabla 4.5, el modo número 1 corresponde al primer modo convectivo y el resto de modos corresponden al primer y segundo modo impulsivo respectivamente.

Los resultados del análisis modal para los tanques TK-7000 (H/R : 1.6) y TK-13500 (H/R : 3) demuestran la premisa de que los primeros modos convectivos e impulsivos, juntos, representan entre el 85% y 98% de la masa total del líquido (15).

Los periodos predominantes obtenidos para los modelos computacionales están asociados a modos particulares de vibración, los cuales tienen una deformada que los caracteriza. Dadas las condiciones de modelación utilizadas en los tanques y la similitud de los parámetros de diseño de las normas, las deformadas toman formas similares para el mismo tipo de tanque de estudio, por esta razón, se muestran únicamente las deformadas de los modos principales de vibrar de los tanques realizados según la norma API 650. Las unidades se muestran en [mm].

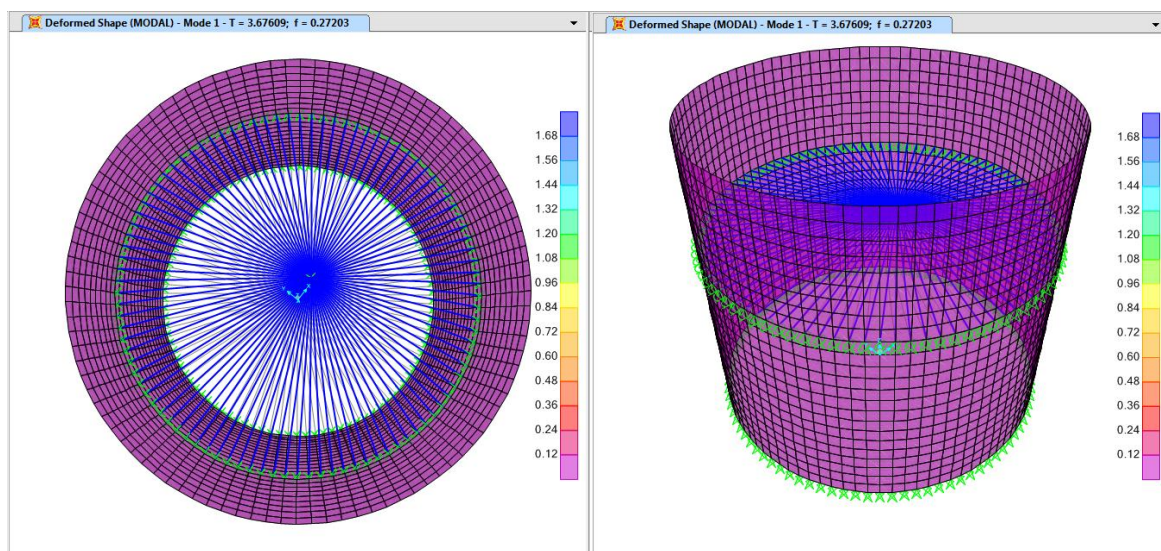


Figura 4.3 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 7000 según API 650)

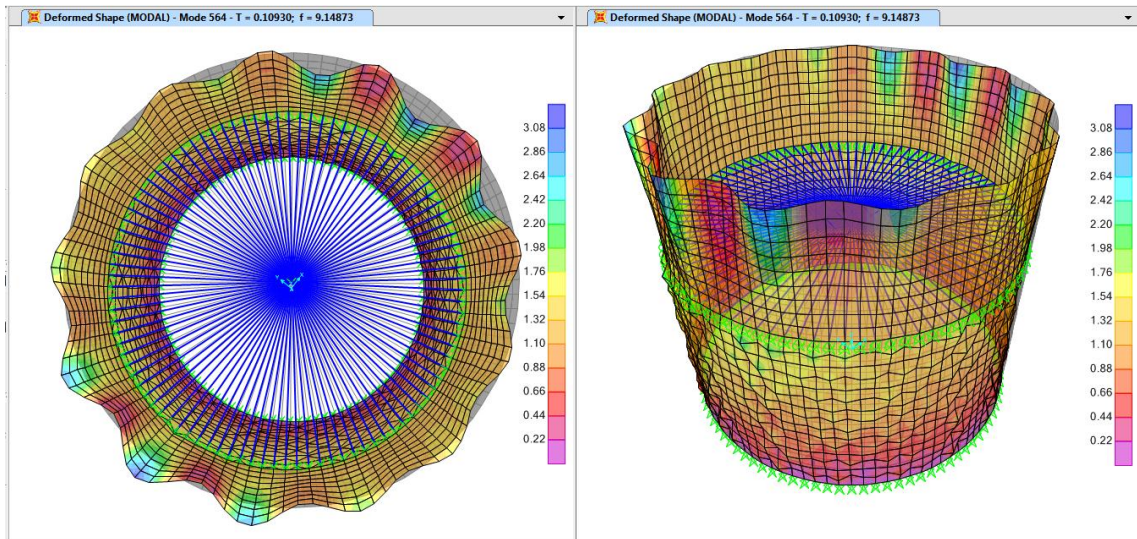


Figura 4.4 Deformada del modo 564 asociada al primer modo impulsivo. (TK 7000 según API 650)

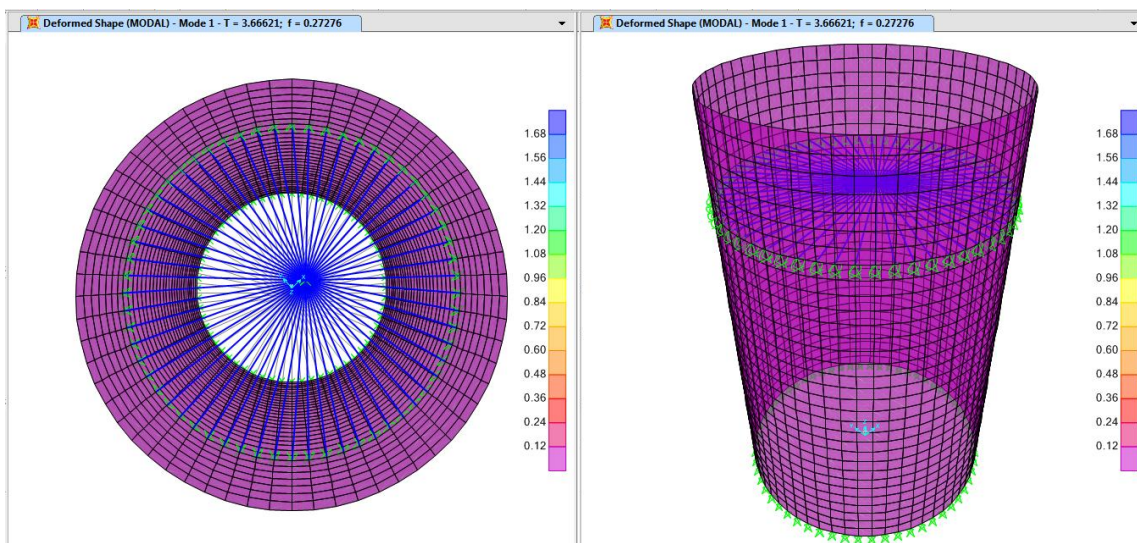


Figura 4.5 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 13500 según API 650)

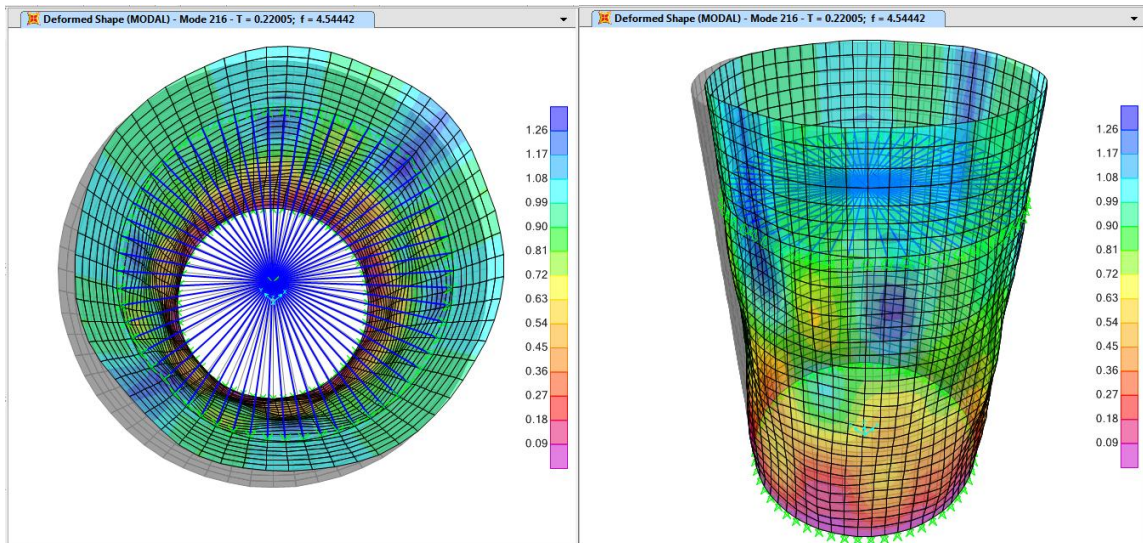


Figura 4.6 Deformada del modo 216 asociada al primer modo impulsivo. (TK 13500 según API 650)

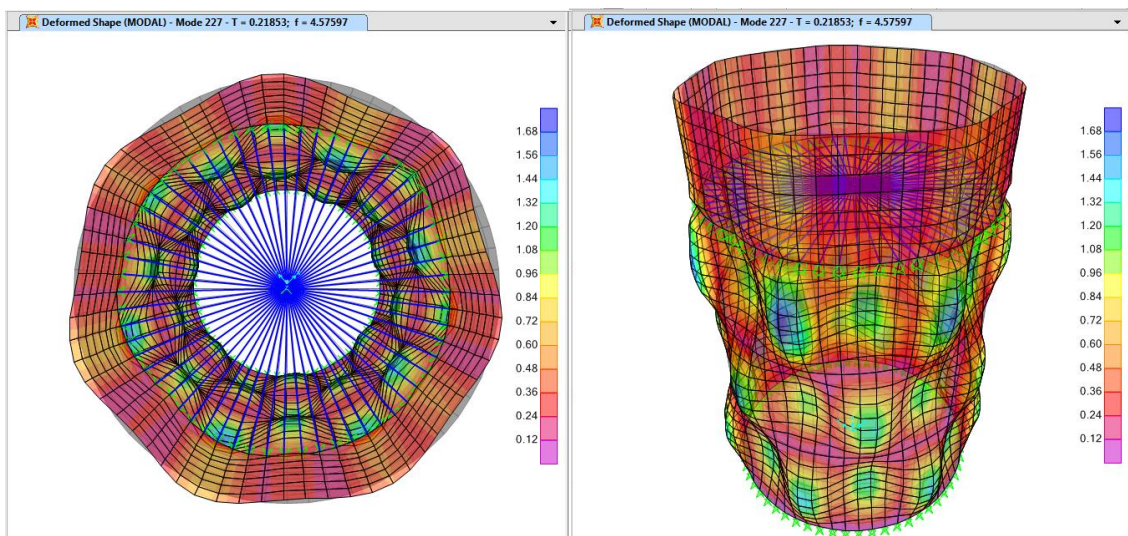


Figura 4.7 Deformada del modo 227 asociada al segundo modo impulsivo. (TK 13500 según API 650)

Nótese que las deformadas correspondientes al modo convectivo representan el movimiento de la parte superior del líquido que produce oleaje, por lo que en la vista de planta de esta deformada, se puede observar un movimiento horizontal relativo (dirección global x) del modo central donde se ha definido la masa convectiva a su altura correspondiente.

Las deformadas obtenidas a partir del análisis modal son una función de la forma del tanque, material y distribución de masa de las componentes hidrodinámicas, sin embargo, las deformaciones calculadas en [mm] son una aproximación debido a que obedecen el tipo de modelación realizada en el programa Sap2000. Una mejor representación de los fenómenos de interacción se obtendría al utilizar otro software de uso general, en el que el líquido pueda ser modelado por elementos tetraédricos de 8 nodos acoplados a los elementos shell en la zona de contacto con las paredes.

4.3 Coeficientes Sísmicos

Tanto la norma americana API como las recomendaciones de la norma neozelandesa, utilizan la filosofía de diseño de carga última, la cual utiliza factores de reducción o amplificación considerando amortiguamiento, ductilidad limitada, importancia de la estructura, sismo de diseño, para determinar los coeficientes sísmicos y las fuerzas de diseño.

Por otro lado, el procedimiento simplificado adoptado por el Eurocódigo, basa su metodología en un diseño plenamente elástico, en el cual las aceleraciones espectrales no incluyen reducciones en el diseño sísmico, por lo que los resultados obtenidos con este procedimiento alcanzan valores que al menos duplican o triplican los resultados presentados por las otras normas empleadas. Además este procedimiento no considera los efectos de la aceleración vertical en sus cálculos.

En las figuras a continuación se presentan los coeficientes de aceleración utilizados en cada norma.

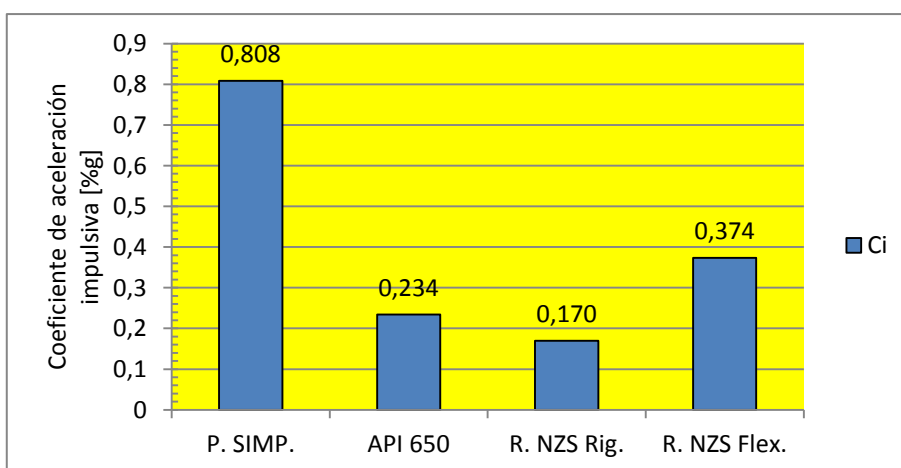


Figura 4.8 Coeficientes de aceleración horizontal impulsiva.

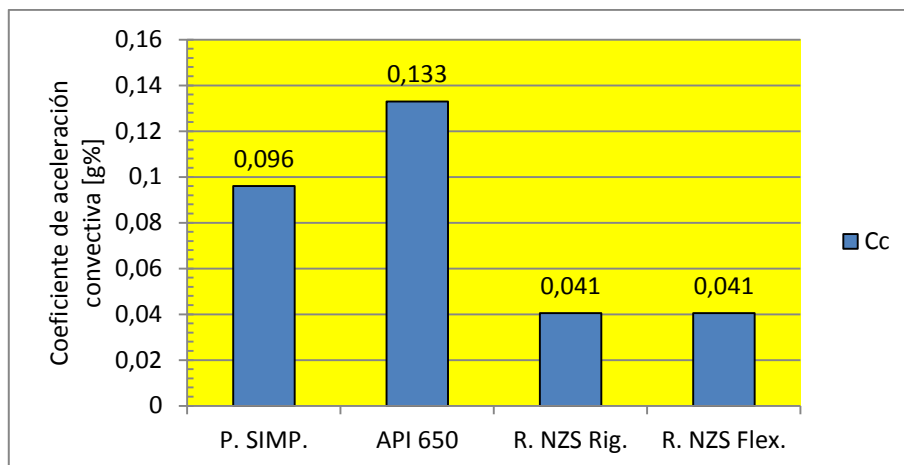


Figura 4.9 Coeficientes de aceleración horizontal convectiva.

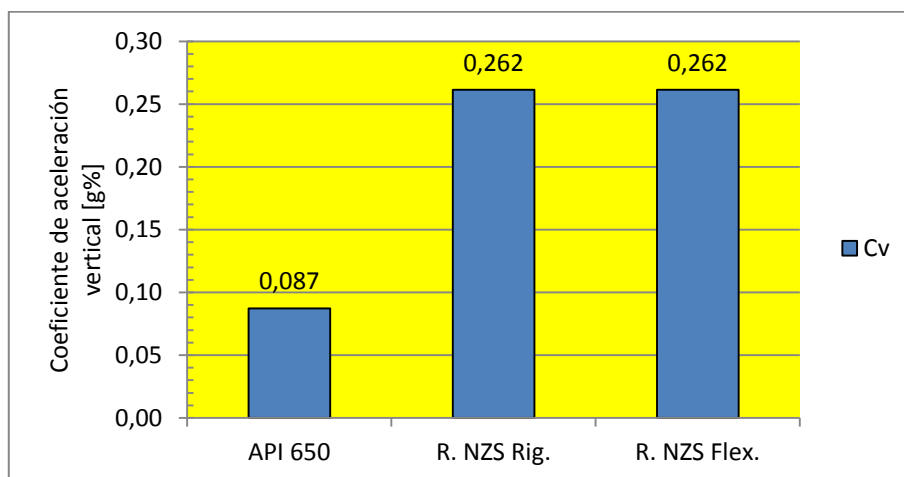


Figura 4.10 Coeficientes de aceleración vertical.

Entre las normas aplicadas, se puede observar que los coeficientes de aceleración impulsiva muestran mayor concordancia que los coeficientes de aceleración convectiva, los cuales muestran algunas diferencias considerables, sin embargo, la aportación modal convectiva es menor que la impulsiva y por tanto no afectan notablemente a la respuesta global. Por otro lado, las componentes de aceleración vertical dependen enteramente de la conceptualización de cada norma, por lo que sus valores contrastan unos con otros.

Para realizar los análisis dinámicos de los modelos computacionales, se deben definir espectros de respuesta que cubran un amplio rango de periodos asociados a los modos predominantes. Para esto se realiza el análisis de espectro de respuesta mediante la combinación cuadrática completa (CQC) para definir los efectos globales del sistema. Nótese que el método de combinación de los modelos computacionales difiere del utilizado en las normas (SRSS).

El análisis espectral requiere que los coeficientes sísmicos sean ingresados mediante espectros de aceleraciones, los cuales dependen de cada norma y están relacionados a cada respuesta: impulsiva y convectiva. Sin embargo, para el análisis de espectro de respuesta, el programa Sap2000 permite ingresar un solo espectro por cada caso de carga, por lo que es necesario generar un espectro combinado que caracterice las condiciones impulsivas y convectivas en un solo gráfico.

Debido al desacoplamiento de los modos de vibración, se pueden definir rangos de periodos sobre los cuales el comportamiento es, únicamente impulsivo, o convectivo. Para realizar los espectros combinados, se debe considerar las siguientes condiciones particulares a los modelos de los tanques de estudio:

- Los modos convectivos se caracterizan por presentar respuestas de periodos largos, usualmente mayores a 3 [seg.]
- La respuesta impulsiva es característica de periodo cortos, típicamente, estos periodos son menores a 0.5 [seg.].
- Existe un rango de periodos comprendidos entre 1 - 2 [seg.] en el que no existen participación modal por tanto son despreciables.
- Para unir las porciones de espectro impulsivo y convectivo (rango entre 1 y 2 [seg.]) se pueden interpolar o promediar los espectros en esta zona.

Con estas consideraciones, se realizan los espectros combinados que son ingresados en el programa Sap2000, los cuales son necesarios para generar el análisis de respuesta espectral.

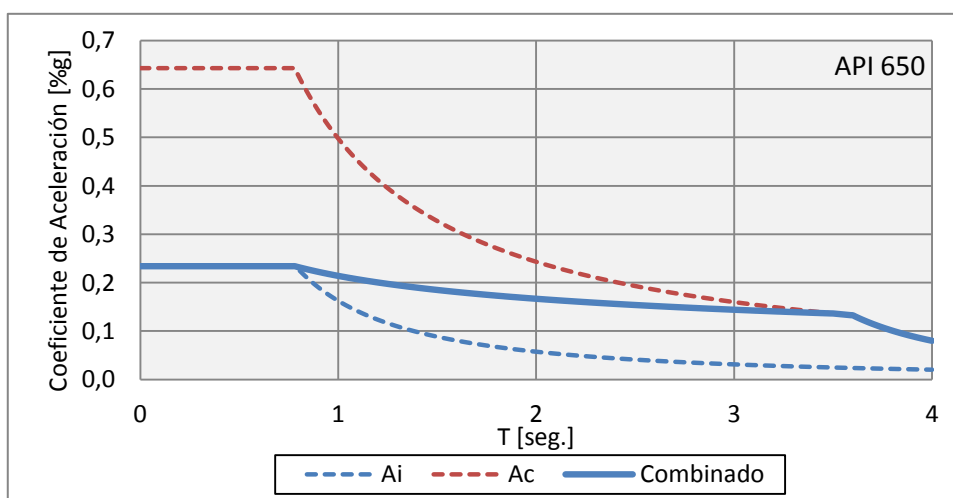


Figura 4.11 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF API 650.

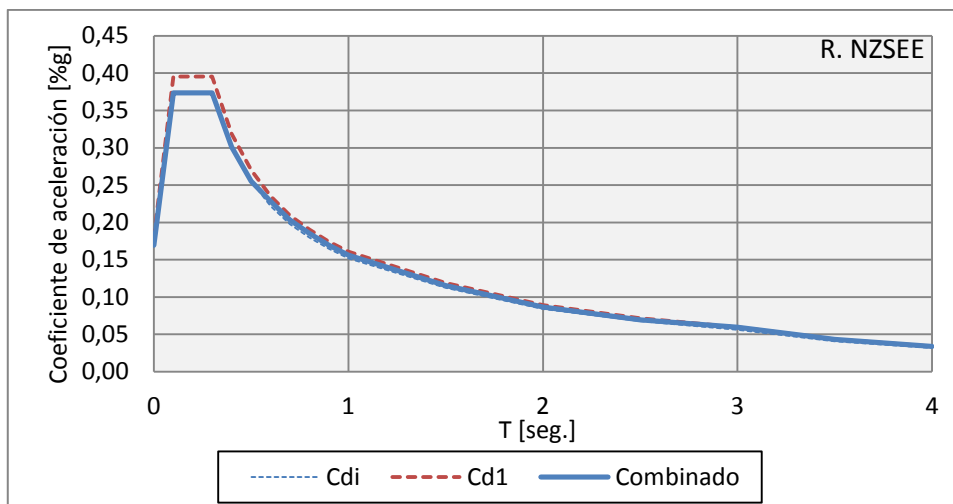


Figura 4.12 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF R. NZSEE

En el procedimiento simplificado, la respuesta impulsiva corresponde a un espectro de aceleraciones con un amortiguamiento del 2% asociado a las paredes de acero, y la respuesta convectiva está relacionado a un espectro con un 0.5% de amortiguamiento.

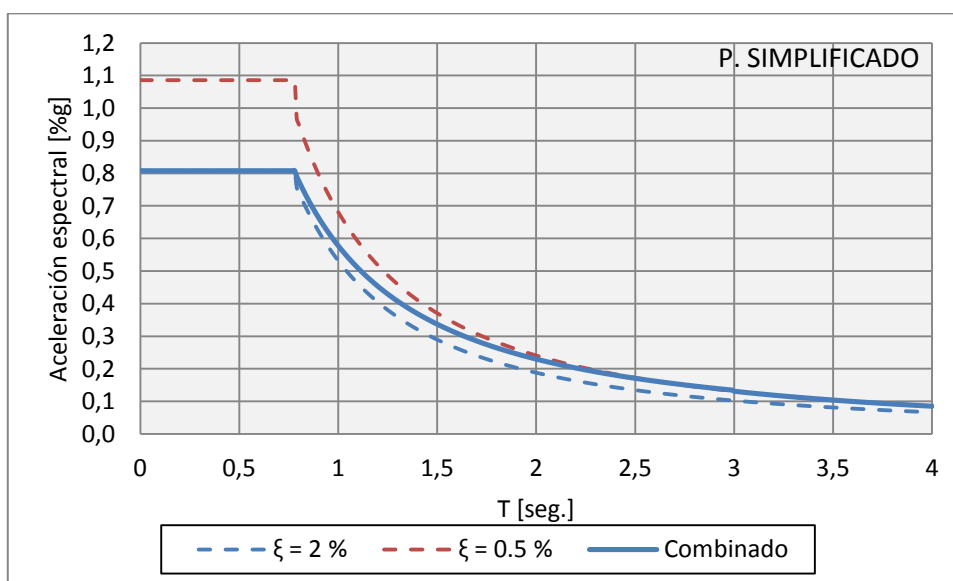


Figura 4.13 Espectro de respuesta combinado para el modelo MEF P. SIMP.

En resumen, los espectros de aceleraciones combinados asignan un coeficiente de aceleración a cada periodo de vibración obtenido en el análisis modal; finalmente, la respuesta global del sistema es calculada mediante la combinación de todos los modos por el método de combinación cuadrática completa CQC.

4.4 Reacciones en la Base: Corte y Momento

Existen diferencias en la metodología de obtención de corte basal y momento volcante; la naturaleza de estas diferencias radica en los métodos de combinación de las componentes hidrodinámicas utilizadas por las normas, el procedimiento simplificado, y los modelos computacionales.

Las normas API 650 y las recomendaciones de NZSEE utilizan el método de combinación SRSS, cuyo empleo se justifica ya que los valores modales máximos se encuentran lo suficientemente alejados (periodo convectivo varias veces más grande que el impulsivo) para ser considerados estadísticamente independientes (26). En comparación, el procedimiento simplificado utiliza el método más conservador mediante la suma absoluta de los valores de las respuestas modales, en el cual se asume que el modo impulsivo y convectivo ocurren al mismo tiempo.

Los modelos computacionales definidos en Sap2000 son estructuras tridimensionales que presentan un gran número de modos de vibrar, los cuales están asociados a periodos casi idénticos de participación modal no despreciable. Por esta razón, para el análisis de respuesta espectral, se decide utilizar el método de la combinación cuadrática completa CQC, la misma que es reconocida por brindar resultados más cercanos a la solución exacta.

Estas diferencias en la combinación de la respuesta, se verán identificadas en los resultados de corte basal y momento volcante entre las normas respecto a los modelos computacionales, en los que se alcanza una diferencia que varía entre un mínimo del 2% y máximo del 25%.

4.4.1 Corte Basal

Se presentan a continuación los resultados de corte basal total calculados según las normas, procedimiento simplificado, y modelos de elementos finitos (MEF), para los tanques de estudio.

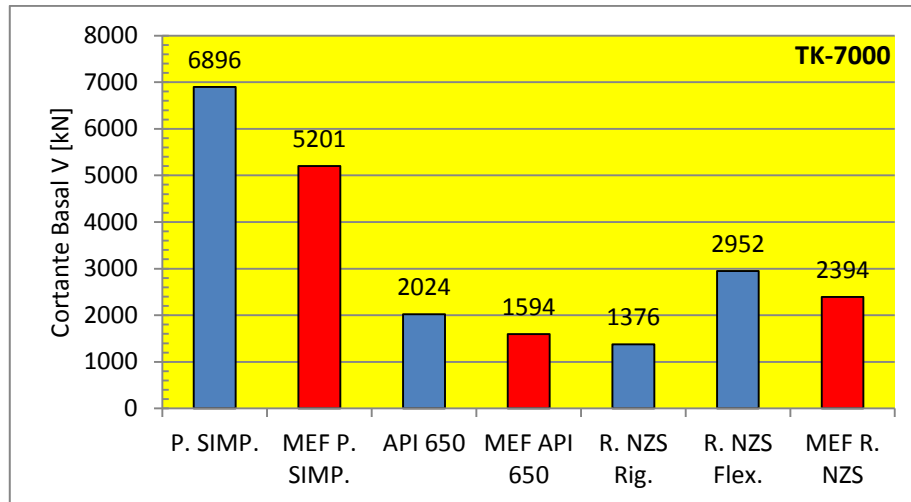


Figura 4.14 Resultados del Corte Basal para el tanque de estudio TK-7000.

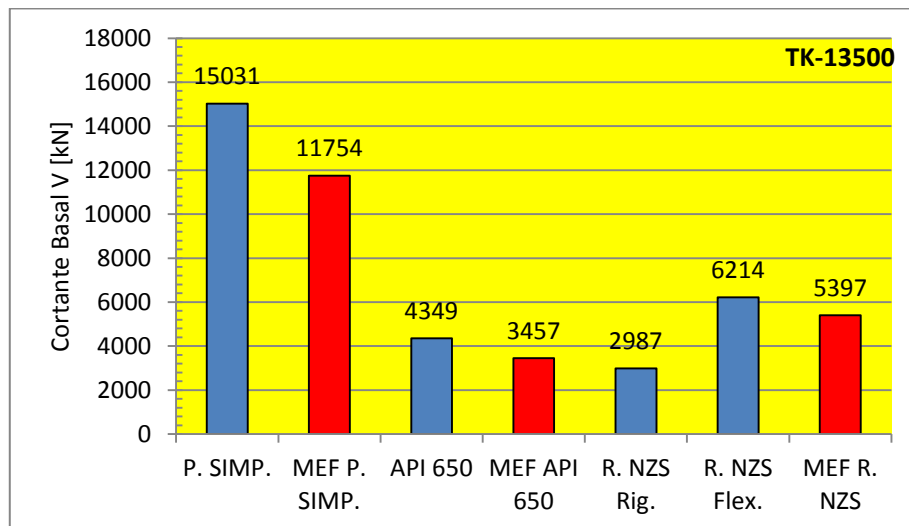


Figura 4.15 Resultados del Corte Basal para el tanque de estudio TK-13500.

Tabla 4.6 Diferencia porcentual entre resultados de corte basal entre normas y modelos de elementos finitos.

	TK-7000		TK-13500	
	V [kN]	Diferencia %	V [kN]	Diferencia %
P. SIMP.	6896		15031	
MEF P. SIMP.	5201	25%	11754	22%
API 650	2024		4349	
MEF API 650	1594	21%	3457	21%
R. NZS Flex.	2952		6214	
MEF R. NZS	2394	19%	5397	13%

Los resultados para corte basal calculados con las normas API 650 y las recomendaciones de la NZSEE exhiben cierta concordancia entre ellas pese a que los coeficientes de aceleración de estos procedimientos no son los mismos; más aún, cuando los resultados de las normas y el procedimiento simplificado se comparan a su respectivo modelo de elementos finitos (MEF), se encuentran diferencias porcentuales aceptables con un mínimo de 13% y máximo de 25%. Análogamente, en trabajos de investigación similares se menciona que es común encontrar diferencias de 30%, 35% y extraordinariamente hasta 70% entre los modelos MEF y su correspondiente modelo mecánico simplificado como los utilizados por las normas (27).

Tomando en cuenta las características del procedimiento simplificado, se podía prever que este valor sería el más conservador de todos y por tanto el que mayor diferencia porcentual presentaría. Para este caso, se encontraron diferencias porcentuales del 25%, 22% para los tanques TK-7000 y TK-13500 respectivamente.

Como se puede observar en la Tabla 4.6, no se han incluido los resultados para el corte basal calculado con la norma neozelandesa considerando tanques de paredes rígidas (R. NZS Ríg.), puesto que subestima considerablemente su respuesta de corte basal. Por un lado esto demuestra la premisa de que los efectos hidrodinámicos son considerablemente mayores al considerar la flexibilidad de las paredes en comparación a las paredes rígidas (15), por otro lado, el coeficiente asignado al periodo impulsivo – rígido es 2.2 veces menor al impulsivo – flexible ($2.2 C_d(T_o) = C_d(T_f)$), lo que resulta en valores de corte basal “rígido” de menos de la mitad del conseguido para el tanque de pared flexible. Por tanto, este corte basal no se compara con el resto de resultados y se lo toma únicamente como una referencia mínima.

En función de los resultados y sus diferencias porcentuales, para el tanque de estudio TK-13500, se observa una menor diferencia entre los valores calculados con los modelos de elementos finitos y los obtenidos con las normas.

4.4.2 Momento Volcante

A continuación se ilustran los resultados de momento volcante calculados según las normas, procedimiento simplificado, y modelos de elementos finitos (MEF), para los tanques de estudio.

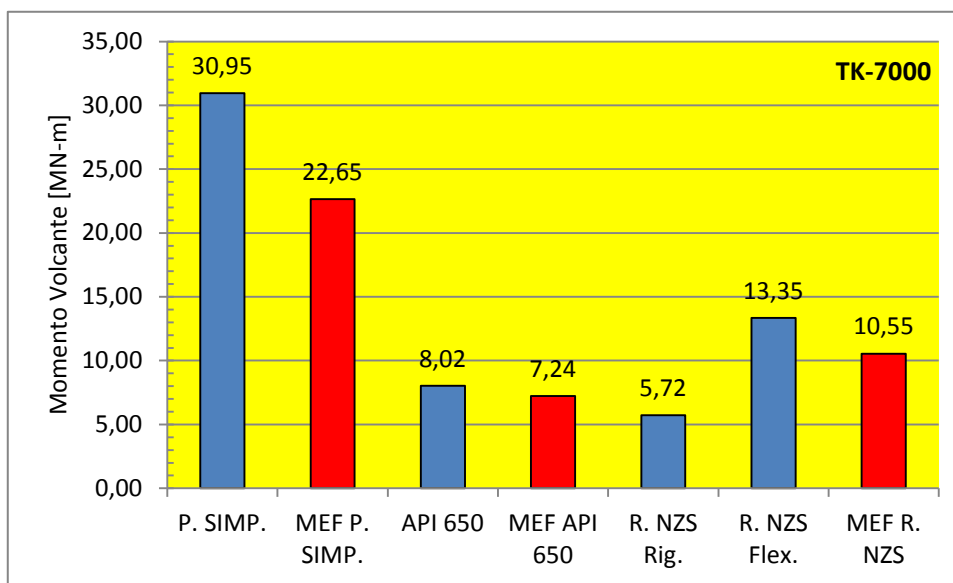


Figura 4.16 Resultados del Momento Volcante para el tanque de estudio TK-7000.

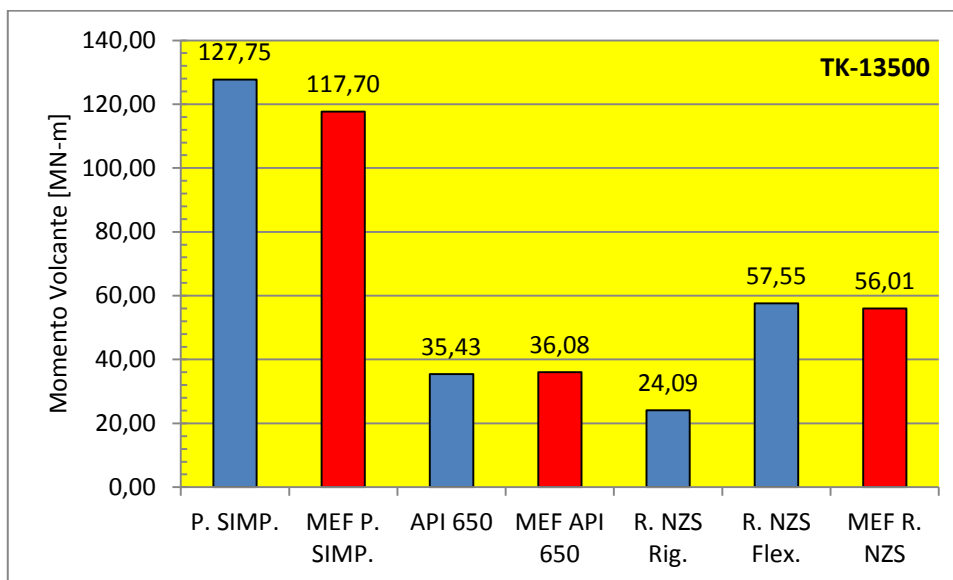


Figura 4.17 Resultados del Momento Volcante para el tanque de estudio TK-13500.

Tabla 4.7 Diferencia porcentual entre resultados de momento volcante entre las normas y modelos de elementos finitos.

	TK-7000		TK-13500	
	M [MN-m]	Diferencia %	M [MN-m]	Diferencia %
P. SIMP.	30.95	27%	127.75	8%
MEF P. SIMP.	22.65		117.70	
API 650	8.02	10%	35.43	2%
MEF API 650	7.24		36.08	
R. NZS Flex.	13.35	21%	57.55	3%
MEF R. NZS	10.55		56.01	

Nuevamente, los momentos volcantes calculados con el procedimiento simplificado son los valores más conservadores y muestran una diferencia porcentual de 27% y 8% para los tanques de estudio TK-7000 y TK-13500 respectivamente.

La observación realizada al cortante basal (R. NZS Ríg.) aplica de la misma forma para los momentos volcantes.

En general, los resultados de momentos entre las normas y sus modelos de elementos finitos muestran valores cercanos con una diferencia mínima de 2% y máxima de 21%. Además, se observa que las diferencias entre los resultados de las normas y los modelos MEF son menores para el tanque de estudio TK-13500 en comparación a las obtenidas para el tanque TK-7000.

4.5 Desplazamiento Vertical de la Ola

El desplazamiento vertical de la ola se produce por los efectos de oleaje asociados a los modos de vibración, principalmente del primer modo convectivo. En esta sección se presentan únicamente los resultados de desplazamiento vertical de la ola obtenida con las normas y el procedimiento simplificado; los efectos convectivos de desplazamiento vertical no se representaron en los modelos computacionales debido a las limitaciones de simulación del programa Sap2000 y el tipo de modelación escogida.

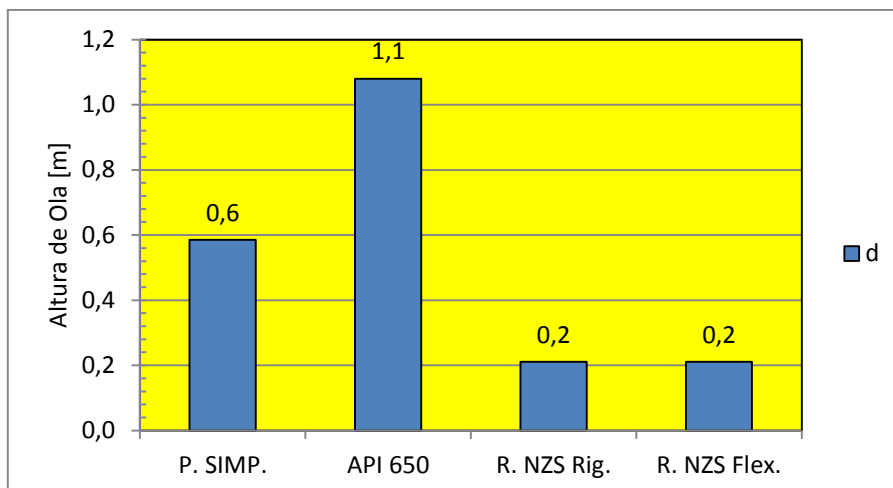


Figura 4.18 Desplazamiento vertical máximo de la Ola.

Los resultados obtenidos aplican para los dos tanques de estudio, debido a que las expresiones para calcular esta altura dependen principalmente de dos parámetros: radio del tanque y coeficiente de aceleración convectiva.

Se observa que los valores calculados con las recomendaciones de NZSEE difieren mucho de los valores calculado con la norma API y con el procedimiento simplificado, lo cual se debe a que su coeficiente de aceleración convectivo Cd_1 , es considerablemente más pequeño (0.041). Se recuerda que para la norma neozelandesa, se está utilizando una revisión actualizada del 2008 para definir las variables sísmicas, en reemplazo a los parámetros sísmicos que se obtendrían de aplicar el documento original de 1986; por tanto, se entiende que los coeficientes obtenidos por la revisión del 2008 son visiblemente menos conservadores que los del documento original. De esta forma, se infiere que la expresión de desplazamiento vertical del líquido del documento original es sensible a utilizar los nuevos coeficientes convectivos obtenidos con la revisión del 2008.

Finalmente, las alturas de ola aptas para analizar son las calculadas con la norma API y con el procedimiento simplificado, en las cuales, la norma americana es la que otorga el resultado más conservador.

4.6 Esfuerzos Coplanares en la Pared

Los esfuerzos que se consideran en esta sección son los correspondientes a la compresión axial y la tracción tangencial, los cuales son calculados en la parte inferior de la pared de los tanques donde sus efectos son mayores y donde típicamente causan daños a la estructura (sección crítica).

Estos esfuerzos son calculados para la norma americana y neozelandesa mediante las expresiones mostradas en el capítulo de Análisis Comparativo. Cabe recalcar que el procedimiento simplificado no presenta expresiones para calcular esfuerzos en la pared.

Los esfuerzos obtenidos en el programa Sap2000 obedecen la modelación presentada en la sección 3.6.3.2 Modelo Estático. Por otro lado, para observar los esfuerzos en el Sap2000, se debe entender las direcciones locales asignadas a los elementos shell.

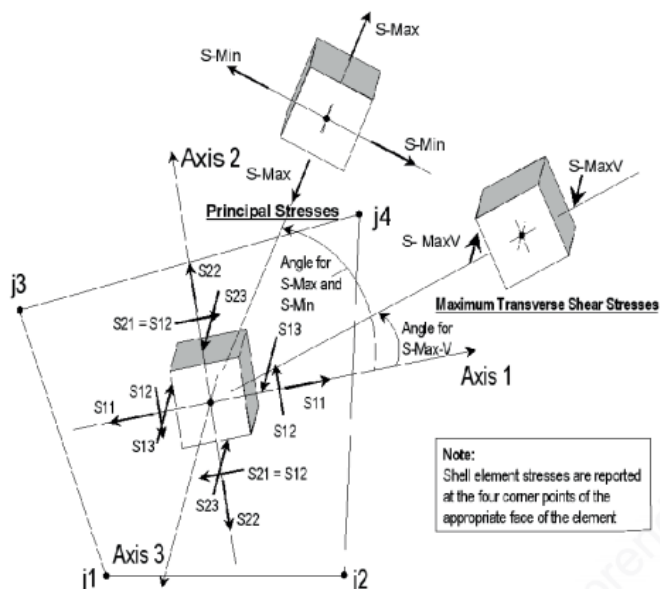


Figura 4.19 Direcciones y componentes de los elementos shell en el programa Sap2000. Fuente (28)

En los elementos tipo shell, la dirección 3 es siempre perpendicular al plano definido por el elemento área, en el cual se encuentran las direcciones 1 y 2, además, para cualquier orientación se debe cumplir con la “regla de la mano derecha”. Por tanto, las direcciones de interés para los esfuerzos en la pared quedan definidos como: S_{11} esfuerzo de tracción tangencial y S_{22} esfuerzo axial de compresión.

Por otro lado, la máxima respuesta sísmica de las paredes de acero puede estar limitada por un número de modos de fallo que incluyen el pandeo elástico o inelástico de la membrana a compresión (falla tipo diamante), el colapso elasto – plástico en la base de la pared (falla tipo pata de elefante) y la cedencia del material. Generalmente, los esfuerzos de compresión se restringen por los fenómenos de pandeo (pandeo o fallo elasto – plástico) y los esfuerzos tangenciales se limitan con el límite elástico del material f_y .

En las secciones en adelante se muestran las distribuciones de esfuerzos de compresión y esfuerzos tangenciales obtenidos en el Sap2000, únicamente para la norma API 650, el resto de resultados se pueden observar en el apéndice correspondiente. Considere que esta distribución de esfuerzos será similar para tanques de la misma clase debido a la similitud de la aplicación de los de las normas a los modelos computacionales.

4.6.1 Esfuerzo Axial de Compresión

Tanto la norma API 650 como las recomendaciones de NZSEE reconocen el hecho de limitar los esfuerzos de compresión, por un lado, la norma americana utiliza expresiones empíricas que toman en cuenta el efecto de la presión interna para calcular el esfuerzo sísmico permisible F_C (la metodología se ha definido en la sección 3.3.7), por otro lado, la norma neozelandesa ofrece un completo estudio y metodología para obtener esfuerzos limitantes asociados a dos modos de fallo: pandeo de la membrana a compresión y colapso elasto – plástico (las metodologías se han definido en la sección 3.4.6). En la norma neozelandesa se reconoce que el modo de fallo elasto – plástico se convierte en el fallo dominante cuando el esfuerzo tangencial sobrepasa los 100 [MPa] (18). Este efecto se justifica dado que, conforme se acerca al fondo del tanque, el acero se somete a un estado biaxial de carga representado por el esfuerzo tangencial, y en el peor de los casos el esfuerzo de compresión axial.

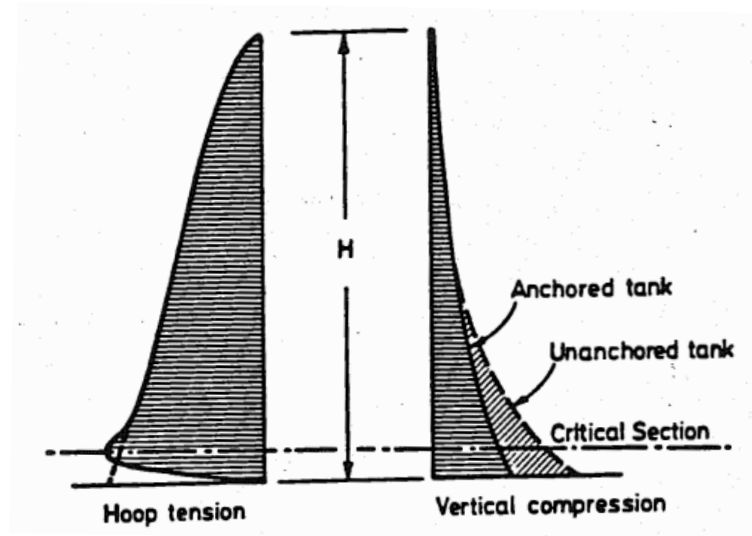


Figura 4.20 Sección crítica: Desarrollo del esfuerzo tangencial y compresión axial a lo largo de la profundidad del tanque. (18)

A continuación se presentan los resultados de compresión en la parte baja de la pared para las normas y los modelos computacionales. Además, se muestran los resultados de los esfuerzos límites admisibles aplicables a las normas americana y neozelandesa.

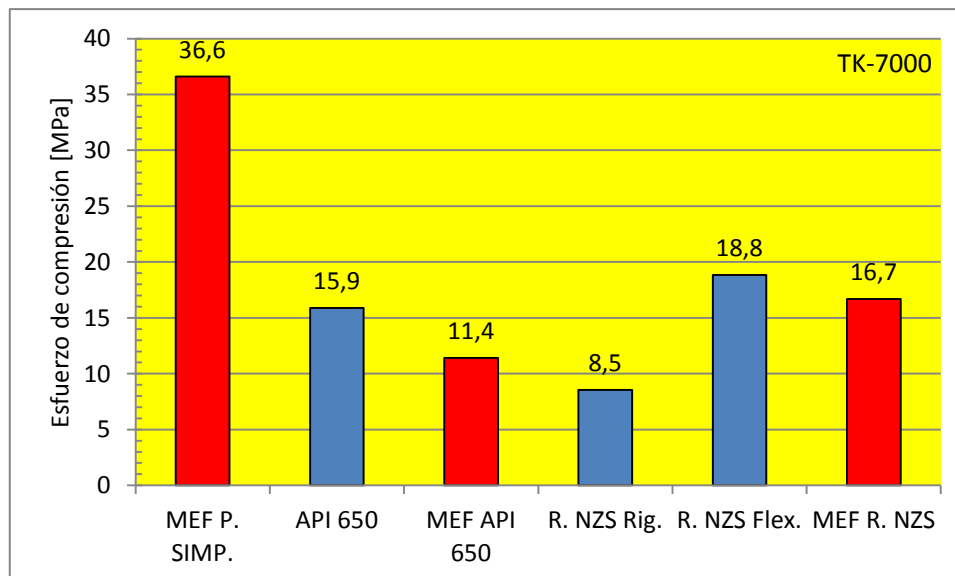


Figura 4.21 Resultados de los esfuerzos axiales de compresión para el tanque de estudio TK-7000.

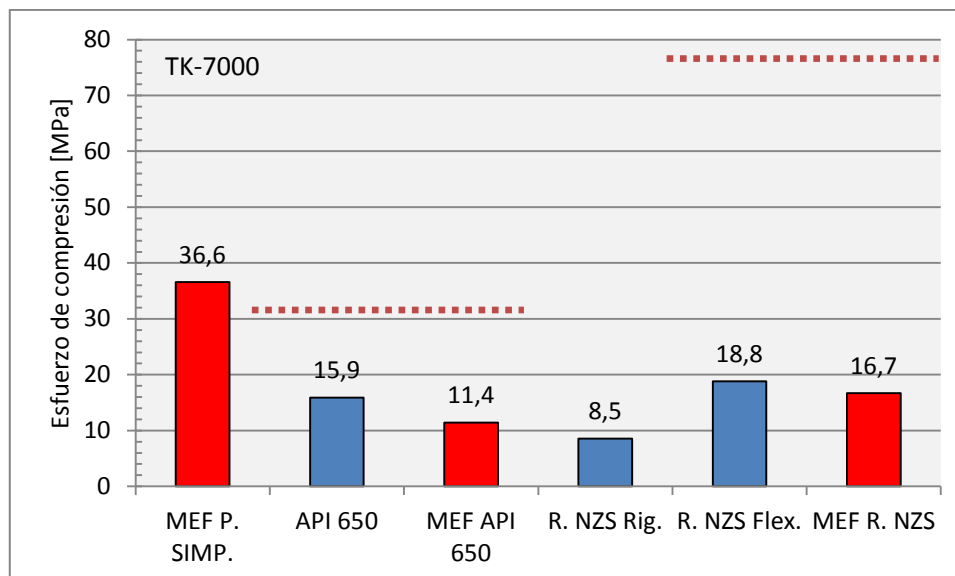


Figura 4.22 Esfuerzos axiales de compresión admisibles: API 32.4 [MPa], NZS 77.3 [MPa].

Los esfuerzos admisibles son calculados para cada norma y han sido señalados mediante líneas horizontales en la Figura 4.22, en el caso de la norma API 650 es igual a 32.4 [MPa] y para la norma neozelandesa es igual a 77.3 [MPa], mostrando así que para el tanque de estudio TK-7000 la norma neozelandesa es considerablemente más conservadora.

Si se observa la Figura 4.22, se notará la inclusión del esfuerzo de compresión del procedimiento simplificado aplicado a su modelo computacional correspondiente. Se recuerda que el procedimiento simplificado no presenta expresiones para los esfuerzos en la pared; sin embargo, la compresión ha sido calculada en los modelos computacionales. Teniendo en cuenta el esfuerzo admisible menos conservador, 32.4 [MPa], se notará que el espesor de pared propuesto igual a 6.35 [mm] tendría problemas para soportar la demanda de esfuerzo calculado con este procedimiento.

A continuación se incluyen la distribución de esfuerzos de compresión axial obtenidos para los esfuerzos S22 en la cara visible en Sap2000. Considere que la dirección “x” se indica perpendicular a la pantalla.

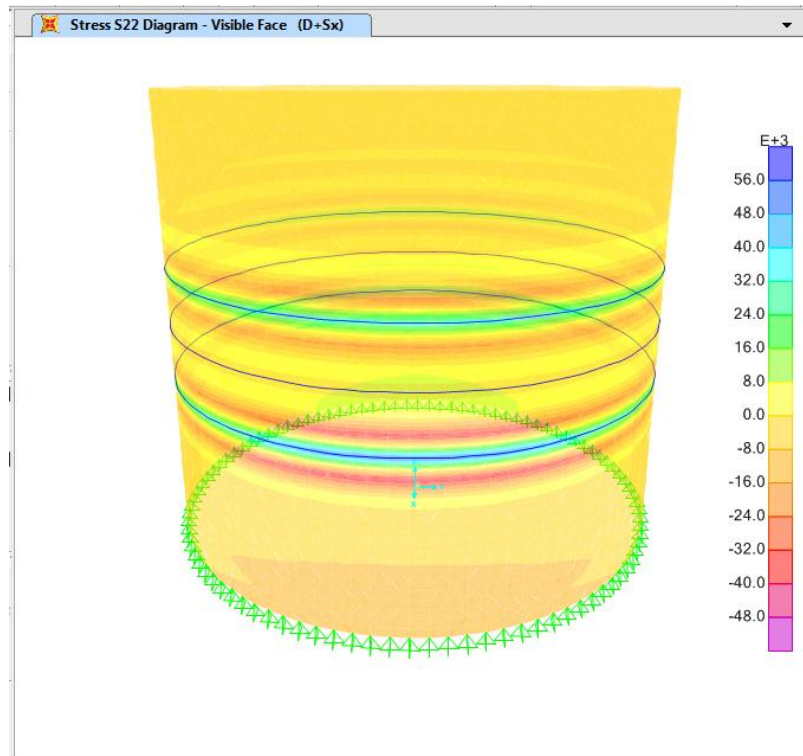


Figura 4.23 Esfuerzo de compresión axial [kPa] S22 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-7000.

Se ilustran a continuación los esfuerzos de compresión, esfuerzos límite y distribución de esfuerzos para el tanque de estudio TK-13500.

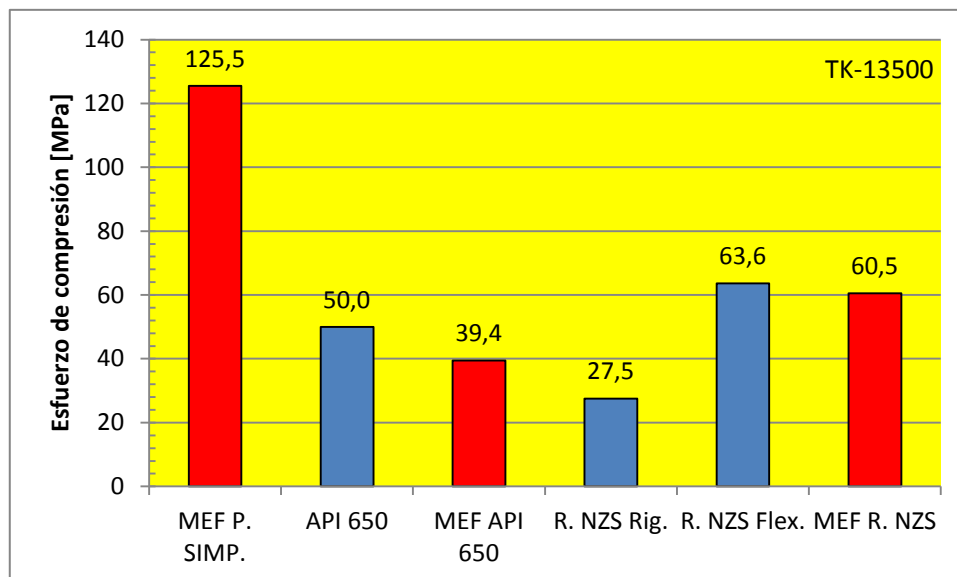


Figura 4.24 Resultados de los esfuerzos axiales de compresión para el tanque de estudio TK-13500.

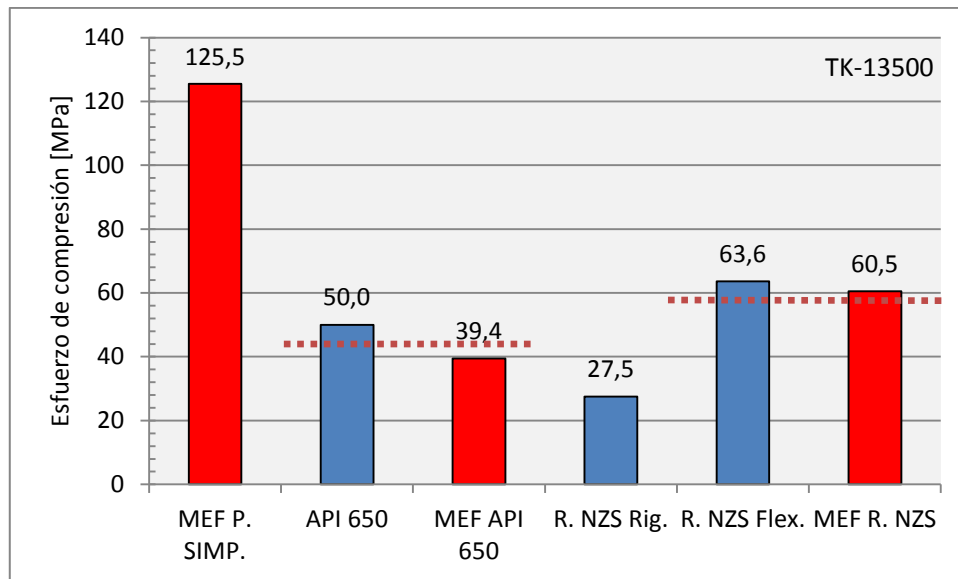


Figura 4.25 Esfuerzos axiales de compresión admisibles: API 43.2 [MPa], NZS 58.9 [MPa].

Como se observa en la Figura 4.25, el esfuerzo de compresión límite para la norma API 650 es 43.2 [MPa] y para la norma neozelandesa es igual a 58.9 [MPa]. Estos esfuerzos admisibles muestran mayor concordancia entre ellos, en comparación a los estipulados para el tanque TK-7000. En ambos casos advierten que la demanda de esfuerzos producidos en la parte inferior de la pared podría requerir un cambio de espesor (escogido 7.94 mm) al menos para el anillo de la pared relacionado a la sección crítica.

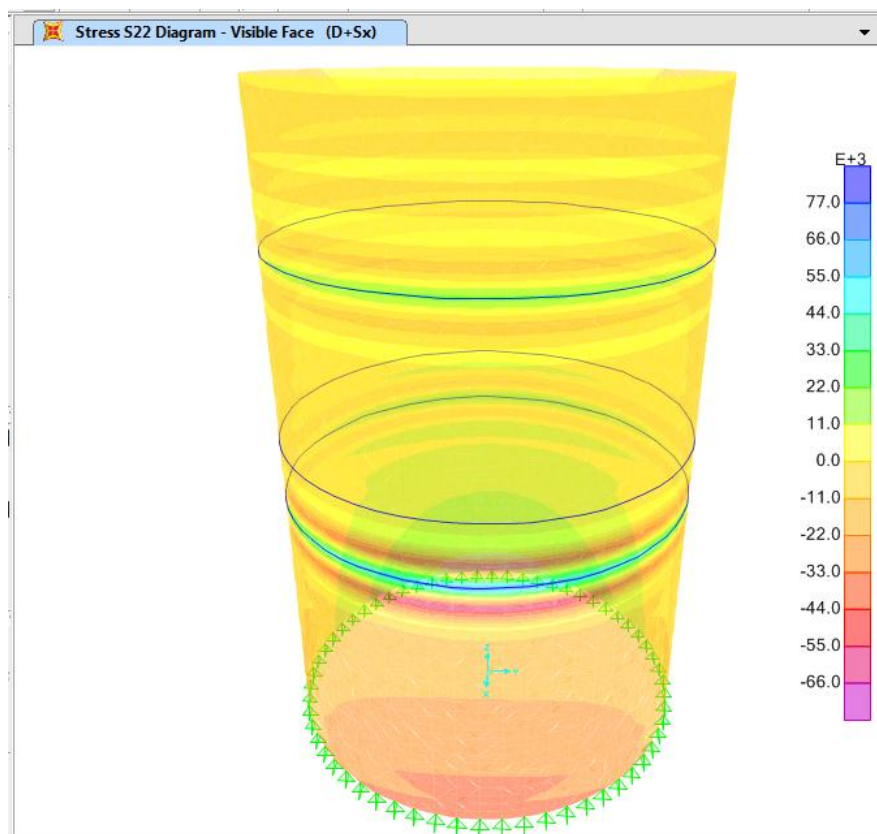


Figura 4.26 Esfuerzo de compresión axial [kPa] S22 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-13500.

Finalmente se presenta el resumen de los resultados obtenidos de esfuerzo axial de compresión para los tanques de estudio.

Tabla 4.8 Diferencia porcentual entre resultados de esfuerzos de compresión, S22, entre las normas y los modelos de elementos finitos.

	TK-7000		TK-13500	
	S22 [MPa]	Diferencia %	S22 [MPa]	Diferencia %
API 650	15.9	28%	50.0	21%
MEF API 650	11.4		39.4	
R. NZS Flex.	18.8	11%	63.6	5%
MEF R. NZS	16.7		60.5	

En base a los resultados obtenidos, se muestra que la norma americana ofrece valores de compresión más conservadores respecto a los calculados en los modelos. Además, la norma neozelandesa y su modelo computacional muestran resultados con diferencias del 11%, 5% para los tanques de estudio TK-7000 y TK-13500 respectivamente, lo que evidencia que la base teórica de las recomendaciones de NZSEE proporcionan una herramienta eficaz en el cálculo de la respuesta dinámica de los tanques.

4.6.2 Esfuerzo Tangencial de Tracción

En esta sección se muestran los resultados obtenidos para los esfuerzos de tracción tangenciales, esfuerzos límites, distribución de los esfuerzos obtenidos con Sap2000 y diferencias porcentuales respecto a sus respectivos modelos MEF.

Recuérdese que los esfuerzos tangenciales son una función de la presión interna ejercida en las paredes de un determinado espesor y su metodología de cálculo, según las normas, está basada en obtener el esfuerzo tangencial asociado a los efectos de las componentes hidrodinámicas para después añadirlo al esfuerzo tangencial hidrostático.

Por otro lado, dada la compleja distribución no – lineal de presión hidrodinámica, se ha decidido simplificar su modelación, de forma conservadora en el programa Sap2000. En esta aproximación de modelación, se ha tomado el esfuerzo tangencial producido por la presión hidrostática estática como punto de inicio, posteriormente, al esfuerzo tangencial hidrostático obtenido en Sap2000, se le ha añadido la componente de esfuerzo tangencial debido a las componentes hidrodinámicas calculadas por las normas.

A continuación se muestran los resultados obtenidos para el tanque de estudio TK 7000:

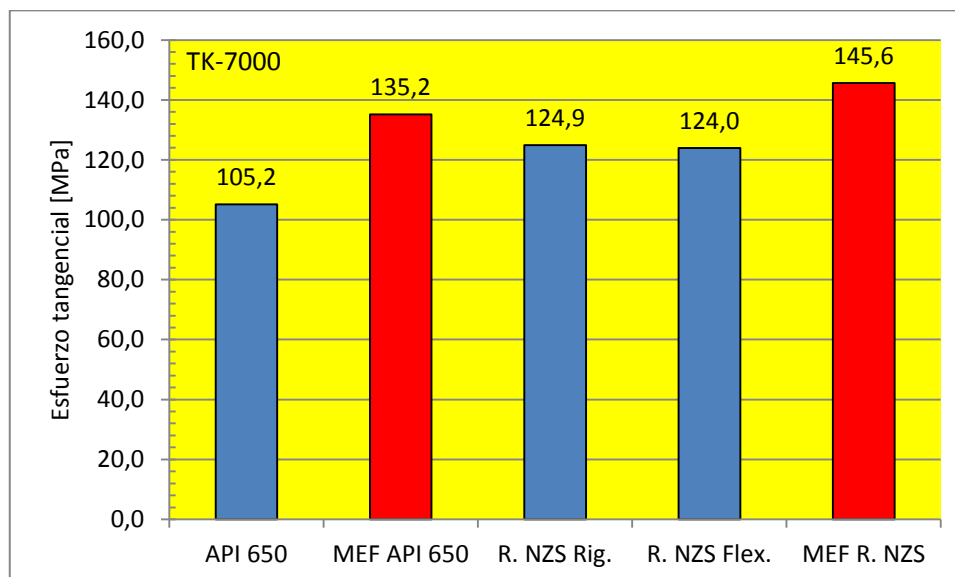


Figura 4.27 Resultados de los esfuerzos de tracción tangencial para el tanque de estudio TK-7000.

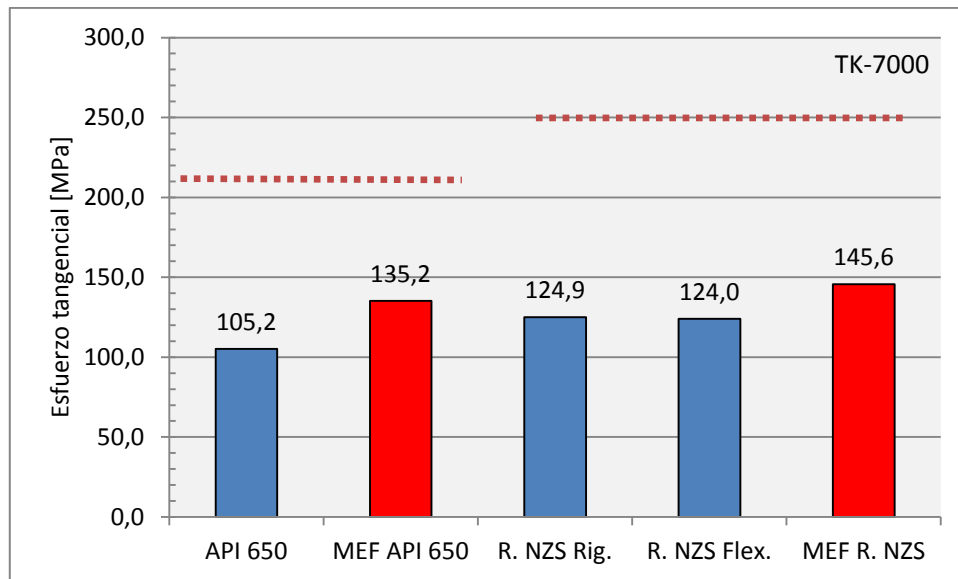


Figura 4.28 Esfuerzos tangenciales admisibles: API 213 [MPa], NZS 250 [MPa].

Según el criterio de la norma API 650 el esfuerzo admisible es de 213 [MPa] y para la norma neozelandesa es igual al límite elástico 250 [MPa]. De esta forma, se observa que la demanda de esfuerzo tangencial sobre las paredes de 6.35 [mm], por sí sola, no es un inconveniente pese a haber definido un valor conservador para los modelos MEF.

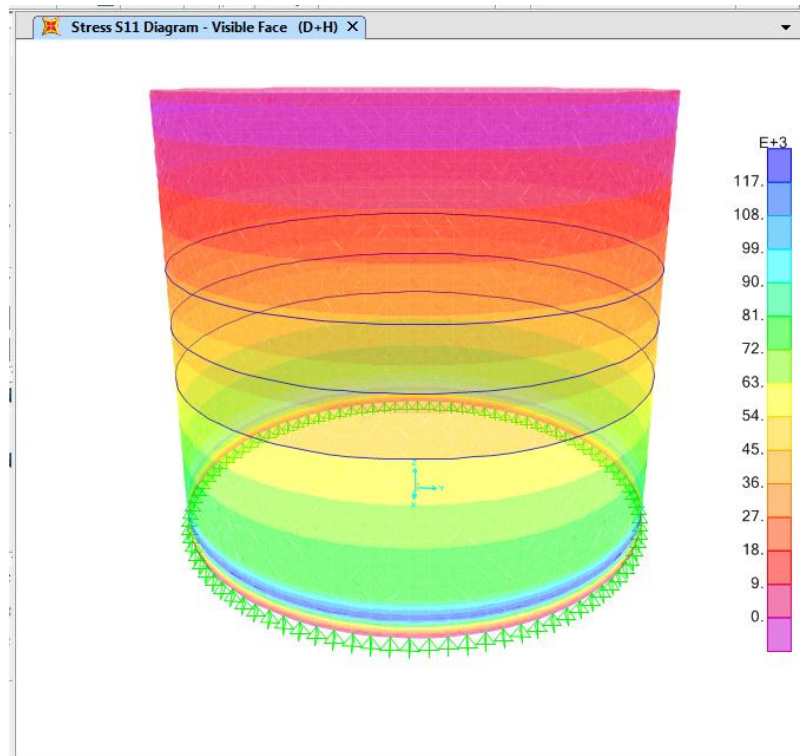


Figura 4.29 Esfuerzo de tracción tangencial hidrostático [kPa] S11 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-7000.

La distribución de esfuerzo tangencial hidrostático muestra su valor más crítico a una altura sobre la base de aproximadamente 0.50 [m], el cual ha sido tomado para aproximar el esfuerzo tangencial de los modelos MEF para este tanque de estudio. Además, se presenta la deformada debido a componente de presión hidrostática que muestra la tendencia a formar el modo de falla tipo “pata de elefante”.

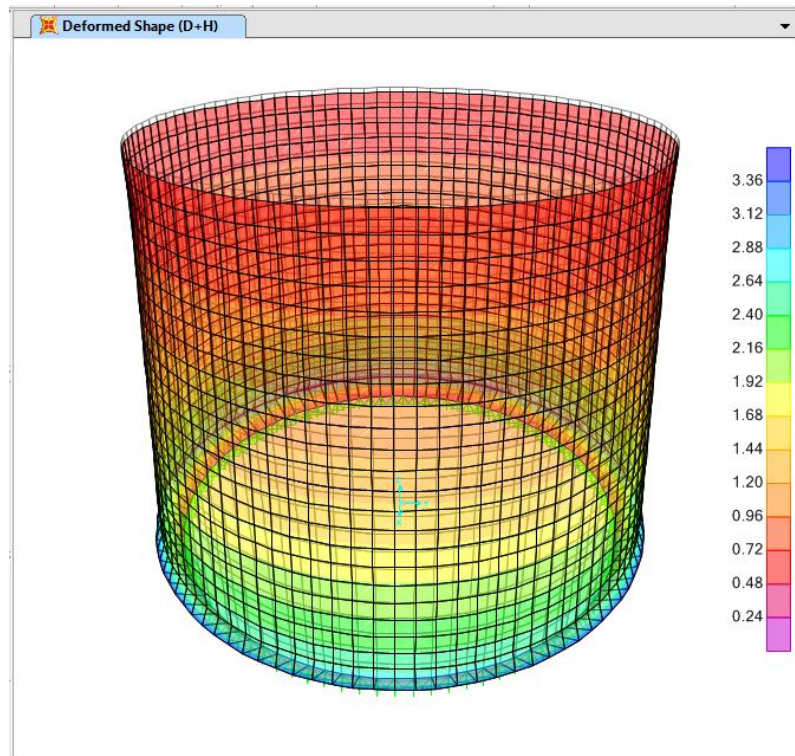


Figura 4.30 Deformada [mm] de la base del tanque tipo pata de elefante para el tanque de estudio TK-7000.

Se presenta a continuación los resultados obtenidos para el tanque de estudio TK 13500:

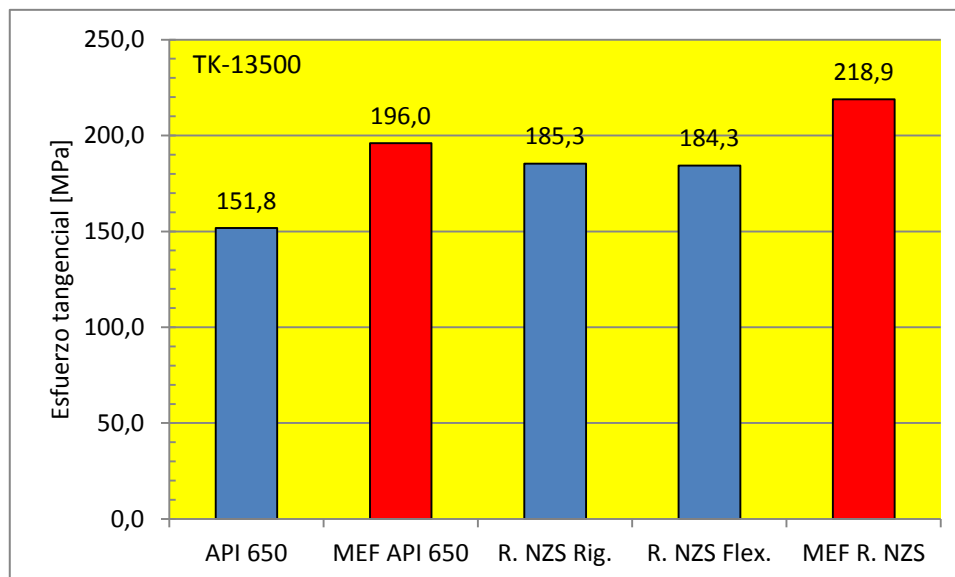


Figura 4.31 Resultados de los esfuerzos de tracción tangencial para el tanque de estudio TK-13500.

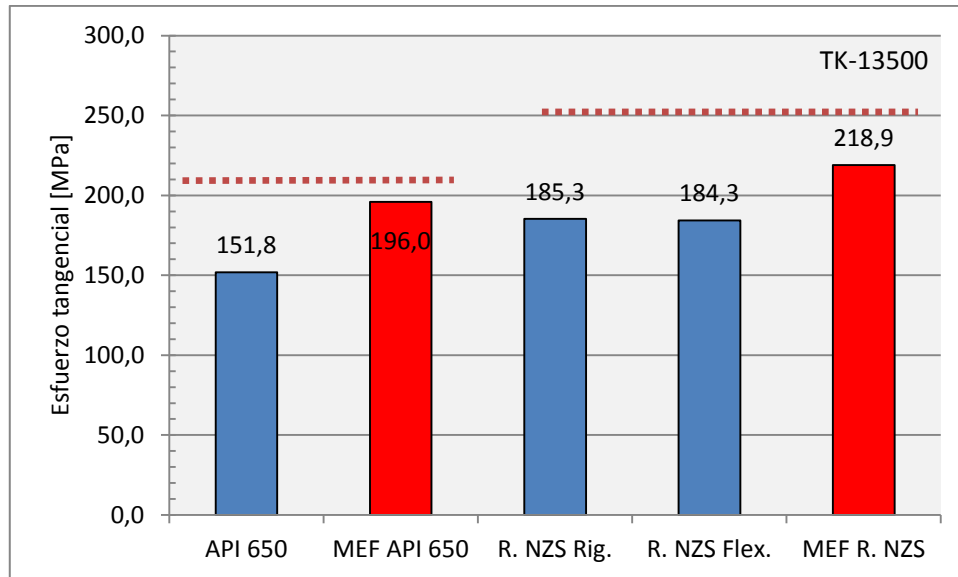


Figura 4.32 Esfuerzos tangenciales admisibles: 213 [MPa], 250 [MPa].

Los esfuerzos tangenciales admisibles, según las expresiones presentadas en las normas, son los mismos para cualquier geometría puesto que dependen de las características del material de la pared del tanque únicamente.

De igual forma que para el tanque de estudio TK-7000, el esfuerzo debido a la componente hidrostática ha sido calculado con la consideración de la geometría del tanque TK-13500 en el que se llega a tener una columna de 18.30 [m] de agua, sin embargo, la demanda causado por el esfuerzo tangencial, por sí solo, no es un problema para el espesor de 7.94 [mm].

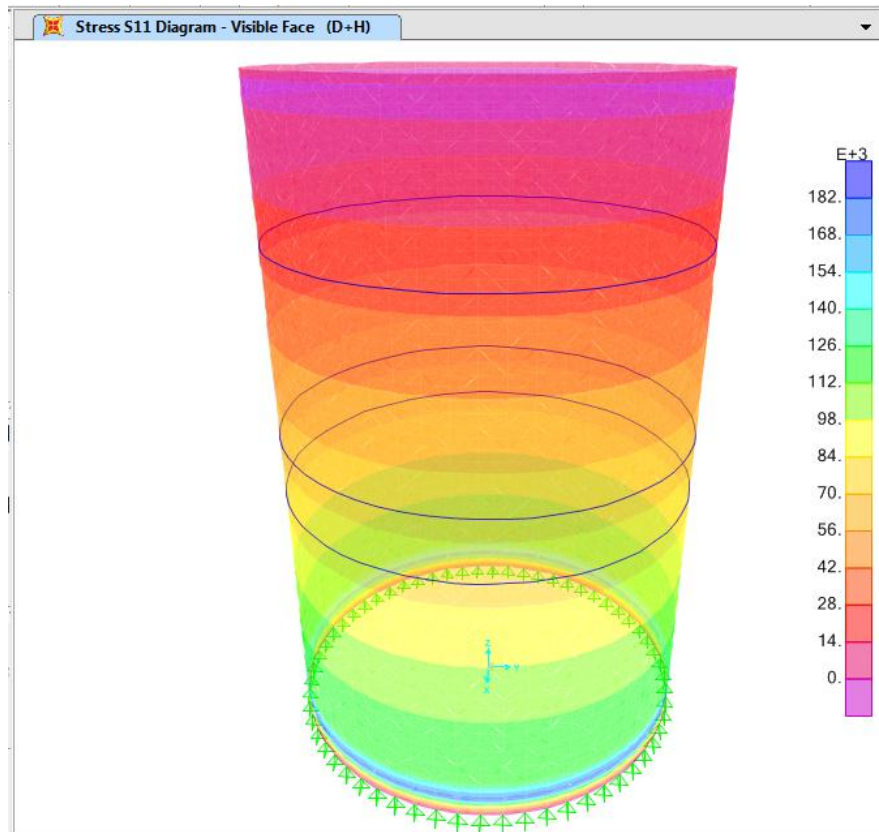


Figura 4.33 Esfuerzo de tracción tangencial hidrostático [kPa] S11 en Sap2000 para el tanque de estudio TK-13500.

Se muestra a continuación la tendencia de deformación debido al esfuerzo máximo tangencial hidrostático desarrollado en las cercanías de la base.

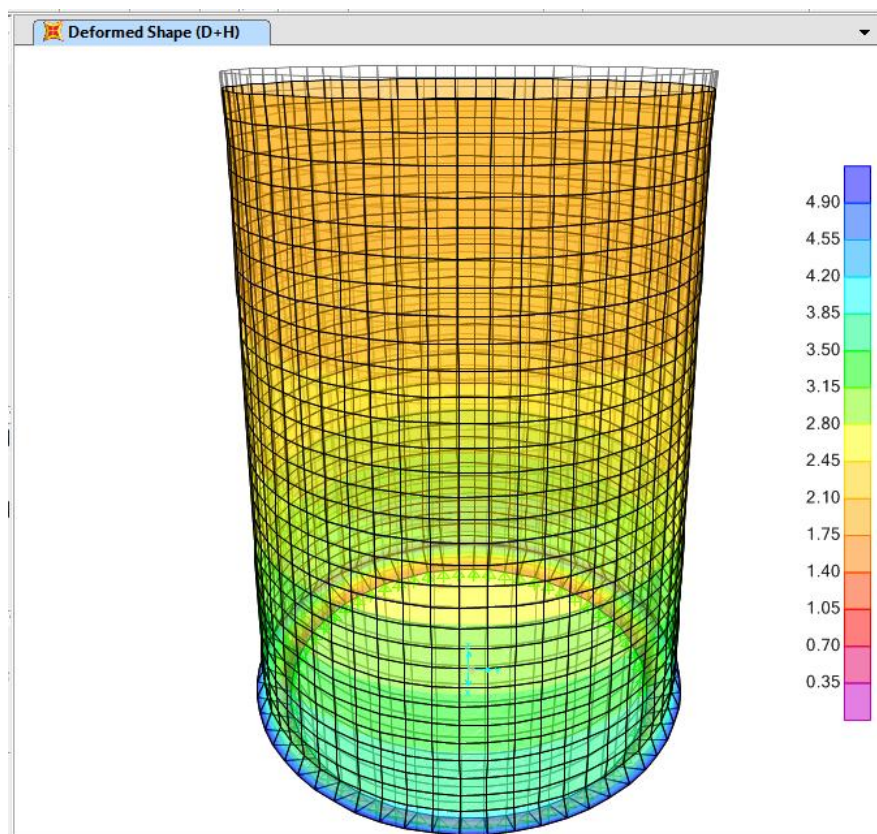


Figura 4.34 Deformada [mm] de la base del tanque tipo pata de elefante para el tanque de estudio TK-13500.

Tabla 4.9 Diferencia porcentual entre resultados de esfuerzos tangenciales, S11, entre las normas y los modelos de elementos finitos.

	TK-7000		TK-13500	
	S11 [MPa]	Diferencia %	S11 [MPa]	Diferencia %
API 650	105.17	22%	151.8	23%
MEF API 650	135.20		196.0	
R. NZS Flex.	123.98	15%	184.3	16%
MEF R. NZS	145.60		218.9	

Pese a que el esfuerzo tangencial calculado para los modelos MEF es una “aproximación conservadora”, estos permiten hacer un análisis con respecto a los obtenidos con las normas. Nótese que el esfuerzo considerado para los modelos MEF tiene una magnitud mayor que las calculadas por las normas para todos los casos.

Según los resultados registrados, se observa que la metodología utilizada por la norma neozelandesa, ofrece las menores diferencias porcentuales respecto a los esfuerzos que han sido aproximados para los modelos MEF.

4.7 Deformación Horizontal

A continuación se presenta la deformación horizontal de los tanques de estudio sometidos a las resultantes de carga sísmica estática obtenida en Sap2000. Estos resultados pretenden ser una aproximación del desplazamiento horizontal, dado que están condicionados a los estados de carga estática definidos en el modelo MEF. Los resultados se muestran para la norma API 650, los resultados obtenidos para la norma neozelandesa se pueden observar en un uno de los apéndices.

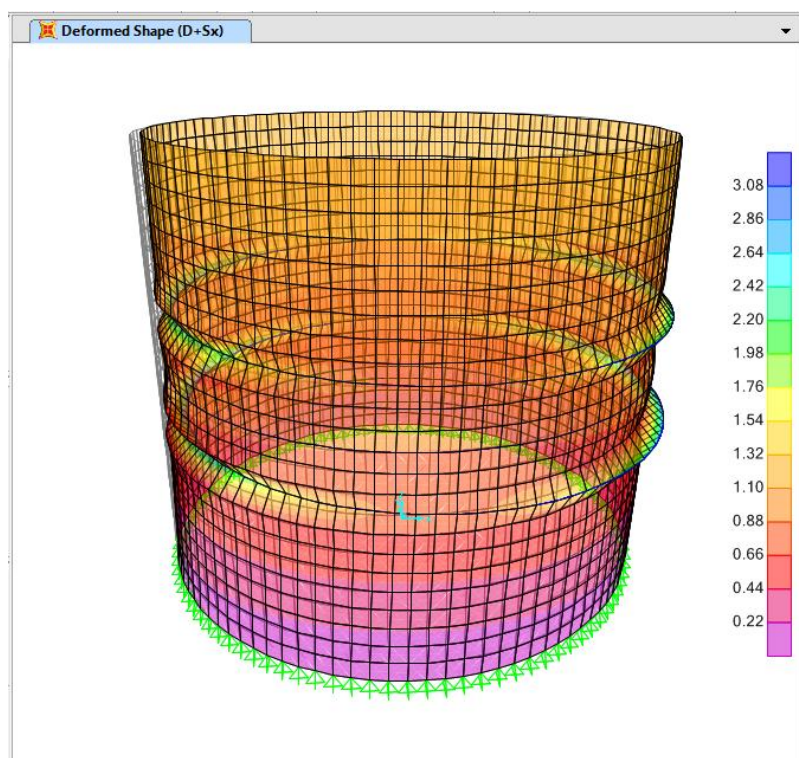


Figura 4.35 Desplazamiento horizontal del tanque de estudio TK-7000.

En el caso del tanque de estudio TK 7000, la deformación a considerarse es la mostrada en el borde superior del tanque e igual a 1.2 [mm]. Las deformaciones por debajo del borde superior son fácilmente mapeadas según la distribución de deformaciones en la Figura 4.35 obtenida en el Sap2000. Se desprecian las deformaciones correspondientes a la aplicación de las cargas resultantes sísmicas de origen estático.

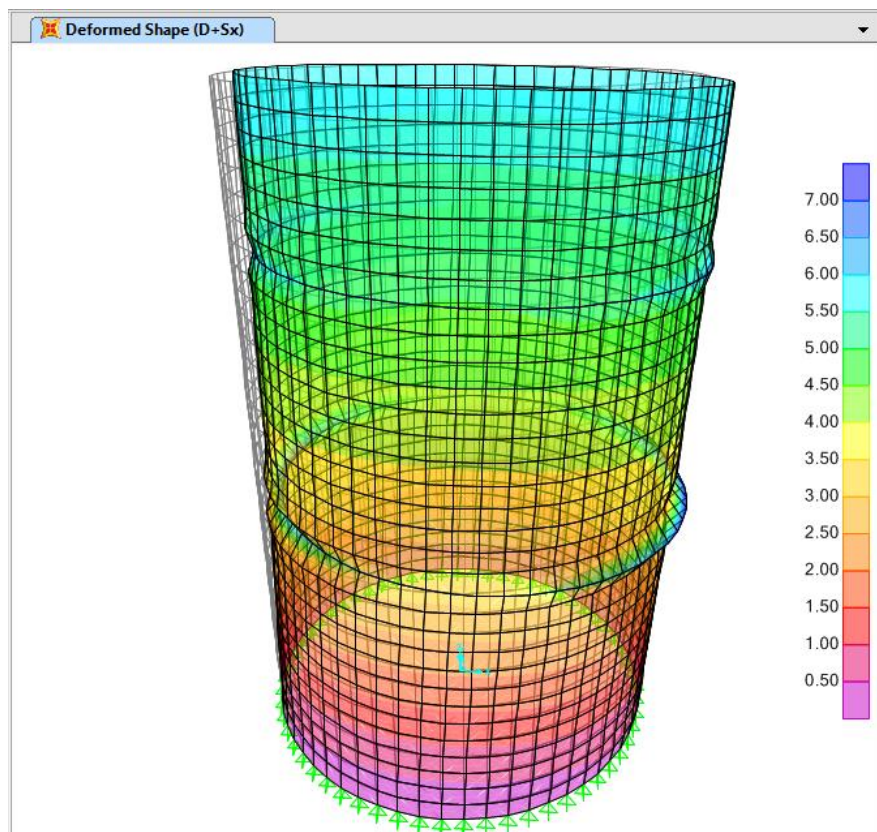


Figura 4.36 Desplazamiento horizontal del tanque de estudio TK-13500.

Para el tanque de estudio TK 13500 la deformación en el borde superior del tanque es igual a 5.7 [mm]. De igual forma, las deformaciones por debajo del borde superior se mapean según la distribución de deformaciones en la Figura 4.36. Se desprecian las deformaciones correspondientes a la aplicación de las cargas resultantes sísmicas de origen estático.

Tabla 4.10 Desplazamiento horizontal [mm] del borde superior de los tanques de estudio.

	TK-7000	TK-13500
	[mm]	[mm]
MEF API 650	1.2	5.7
MEF R. NZS	1.7	9.1
MEF P. SIMP.	3.9	19.4

5 Conclusiones y Recomendaciones

5.1 Conclusiones

Tomando en cuenta los parámetros de diseño sísmico más importantes (zonificación, tipo de suelo, factores de amplificación dinámica) la norma API 650 conjuntamente a su apéndice E, muestran la mayor compatibilidad con los postulados de la norma ecuatoriana NEC, y por ende una mejor aplicabilidad a la realidad sísmica del país.

De acuerdo a los factores de participación modal de masa obtenidos FPM, la contribución de componente impulsiva y convectiva está directamente relacionada con el parámetro altura – radio (H/R). Para tanques esbeltos como el tanque de estudio TK-13500, $H/R: 3$, la componente impulsiva es la que gobierna la respuesta, mientras que para tanques anchos con relaciones H/R típicamente menores a 1, la componente convectiva será la que mayor contribución aporte.

Las diferencias en los resultados obtenidos por las normas respecto al procedimiento simplificado, se atribuyen a la filosofía de diseño que emplean estas metodologías, por un lado las normas americana y neozelandesa realizan diseños de carga última e incluyen factores de reducción que reconocen la existencia de un cierto nivel de daño en la estructura, por otro lado el procedimiento simplificado utiliza un diseño netamente elástico en el que no se admite daño alguno en la estructura, por lo que la magnitud de sus resultados triplican los obtenidos con las normas.

En los resultados globales de respuesta calculados, existe concordancia entre los métodos analíticos y los modelos computacionales; las diferencias porcentuales entre los resultados son aceptables (27), mostrando variaciones entre resultados de un máximo del 27% y un mínimo del 2%.

Para las normas empleadas (método analítico) el uso del método de combinación de la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados SRSS, se justifica debido a la gran diferencia entre los periodos principales impulsivo y convectivo, no obstante la magnitud calculada resulta ser conservadora dado que asumen que son los únicos modos de vibración y que aportan casi la totalidad de la masa involucrada.

Entre los resultados obtenidos con los métodos de combinación CQC y SRSS en el análisis de respuesta espectral del programa Sap2000, el método CQC ofrece la respuesta más real debido a que incluye todos los modos de vibración en la respuesta, al contrario el método SRSS hasta cierto punto desprecia los modos de vibración secundarios, lo que conlleva a resultados de menor magnitud.

De los resultados globales de las normas respecto a los modelos computacionales, se observa la propensión de las normas a ser más conservadoras para tanques con relaciones $H/R \leq 1.6$, y la tendencia a subestimar la respuesta para tanques esbeltos ($H/R \geq 3$).

Entre los resultados de los modelos mecánicos simplificados con las consideraciones de pared rígida y flexible definidos en la norma neozelandesa, se evidencia que para tanques de pared delgada la suposición de pared rígida subestima la respuesta del sistema, mientras que al considerar la flexibilidad de la pared, los resultados teóricos son más precisos con respecto a los correspondientes modelos MEF.

El tipo de modelación utilizada en Sap2000 para los tanques de estudio mediante la definición de dos modelos (dinámico y estático) es conveniente; el primero representa las características dinámicas del cual se obtiene la respuesta global representada por el corte basal y el momento volcante, y el segundo muestra ser un método de modelación sencillo y eficaz para calcular esfuerzos en la pared y la propensión a la deformación horizontal.

5.2 Recomendaciones

Tomando en cuenta en conjunto el procedimiento simplificado y las normas empleadas en esta tesis, se recomienda utilizar la norma API 650 conjuntamente a su apéndice E como base para desarrollar cualquier pre diseño de tanques de almacenamiento en el país.

Debido a su gran base teórica y considerando los resultados obtenidos con las recomendaciones de la NZSEE, esta norma puede tomarse como base de estudio del fenómeno dinámico en tanques de almacenamiento sometidos a excitación sísmica.

Las recomendaciones de dimensionamiento presentadas por API 650, entre las más importantes alturas, diámetros, espesores de pared, etc., deben tomarse únicamente como mínimas. Como se pudo observar en los resultados, particularmente la sección dedicada a esfuerzos, los espesores considerados podrían llegar a tener problemas para resistir la demanda dinámica.

Utilizar espesores de pared uniformes simplifica las operaciones de cálculo y diseño computacional e incluso facilita las tareas relacionadas a la construcción, sin embargo es más eficiente utilizar diferentes espesores de pared distribuyendo su espesor de acuerdo a la demanda de esfuerzos.

El programa Sap2000 presenta algunas limitaciones de modelación de la interacción fluido – estructura como: modelación de un fluido tridimensional, asignación de presiones no lineales, acoplamiento del líquido y estructura en la región de contacto, etc. Si el objetivo es modelar minuciosamente la interacción fluido – estructura y los modos de oleaje convectivos, se recomienda utilizar otro software basado en elementos finitos de uso general, en el que el líquido pueda ser modelado por elementos tetraédricos de 8 nodos y acoplados a los elementos shell en la zona de contacto con las paredes.

Dado que las estructuras espaciales poseen un gran y complejo número de formas de vibrar dentro de las cuales existen frecuencias casi idénticas con factores de aportación de masa no despreciables, el uso de la combinación cuadrática completa (CQC) para definir los efectos globales del sistema resulta indispensable.

Considerando la importancia de la industria petrolera en el Ecuador, se observa la necesidad de crear una sección dedicada al diseño sísmico de tanques de almacenamiento en la norma ecuatoriana NEC, se podría adaptar el procedimiento simplificado (15) mediante factores de reducción, consideraciones de amortiguamiento y ductilidad limitada razonables a la realidad sísmica del país.

6 Referencias Bibliográficas

1. **Paris, Max.** CBCnews. [En línea] CBCnews, 2 de Febrero de 2012. [Citado el: 15 de Febrero de 2013.] <http://www.cbc.ca/news/politics/story/2012/02/02/max-paris-suncor.html>.
2. **Technical Response Planning.** EPA asks, "Where Are the SPCC Facilities?". [En línea] Technical Response Planning, 02 de Julio de 2012. [Citado el: 15 de Febrero de 2013.] <http://www.emergency-response-planning.com/blog/bid/53427/EPA-asks-Where-Are-the-SPCC-Facilities>.
3. **Jia, Z-H y Ketter, R.L.** *Experimental Study of 'Elephant Foot Bulge' Instability of Thin-Walled Metal Tanks*. Buffalo, New York : State University of New York at Buffalo, 1989.
4. **Malhotra, P. K.** *Seismic Design of Liquid Storage Tanks*. s.l. : American Society of Civil Engineers, 2006.
5. **Federal Emergency Management Agency.** FEMA E-74 Reducing the Risks of Nonstructural Earthquake Damage. [En línea] 16 de 10 de 2012. [Citado el: 23 de 02 de 2013.] <http://www.fema.gov/earthquake/fema-e-74-reducing-risks-nonstructural-earthquake-damage-89>.
6. **Compagnoni, M. E., Curadelli, R. O. y Martinez, C. A.** Análisis del Comportamiento Dinámico de Tanques Cilíndricos Bajo Excitación Sísmica. [aut. libro] Paul H. Kohan, Ricardo D. Quinteros, y Mario A. Storti Alberto Cardona. *Mecánica Computacional Vol XXXI*. Salta : Asociación Argentina de Mecánica Computacional, 2012.
7. **Indian Institute of Technology.** [En línea] [Citado el: 19 de Febrero de 2013.] http://www.iitr.ac.in/outreach/web/CIRCIS/PG/VCM/Chapter%203%20Fluid%20structure%20interaction_new.pdf.
8. **Vesenjaj, Matej, Mullerschon, Heiner y Hummel, Alexnader.** *Simulation of Fuel Sloshing - Comparative Study*. Bamberg, Alemania : DYNAmore GmbH, 2004.
9. *FEM Seismic Analysis of Steel Tanks for Oil Storage in Industrial Facilities.* **Di Carluccio, A., G., Fabbrocino y Manfredi, G.** Beijing, China : 14th World Conference on Earthquake Engineering, 2008.
10. **Meskouris, K., Holtschoppen, B. y Butenweg, C.** Seismic Analysis of Liquid Storage Tanks. [aut. libro] C. Grutzne, y otros, y otros. *Proceedings 2nd International Workshop on Active Tectonics, Earthquake Geology, Archaeology and Engineering*. Corinto, Grecia : INQUA-IGCP, 2011.
11. **Housner, G. W.** *Earthquake Pressures on Fluid Containers*. Pasadena, California : California Institute of Technology, 1954.

12. **Vidal, Gustavo F.** *Tesis de Pregrado: Diseño Sísmico de un Estanque de Hormigón Armado. Comparación del Código Norteamericano y las Recomendaciones Neozelandesas.* Concepción : Universidad Católica de la Santísima Concepción, 2007.
13. *Dynamics of Fixed-Base Liquid-Storage Tanks.* **Veletsos, A. S. y Yang, J. Y.** Tokyo : Proceedings of U.S.-Japan Seminar on Earthquake Engineering Research, 1976.
14. *Seismic Desing of Liquid Storage Tanks.* **Haroun, Medhat A. y Housner, George W.** TC1, Portland : ASCE, 1981, Vol. 107. ISSN 0148-9909.
15. *Simple Procedure for Seismic Analysis of Liquid - Storage Tanks.* **Maholtra, P. K., Wenk, T. y Wieland, M.** s.l. : Structural Engineering International, 2000.
16. **American Petroleum Institute.** *API 650 Welded Steel Tanks for Oil Storage.* Washington D.C. : API, 2007.
17. **New Zealand National Society for Earthquake Engineering.** *Recommendations for Seismic Design of Storage Tanks.* New Zealand : NZSEE, 1986.
18. *Revised NZSEE Recommendations for Seismic Design of Storage Tanks.* **Whittaker, D y Saunders, D.** New Zealand : 2008 NZSEE Conference, 2008.
19. **Norma Ecuatoriana de Construcción.** Peligro Sísmico y Requisitos de Diseño Sismo Resistente. [aut. libro] Varios. *Norma Ecuatoriana de Construcción.* Quito : s.n., 2011.
20. **U. S. Geological Survey y Instituto Geofísico de la Escuela Politécnica Nacional.** Mapa de Fallas y Pliegues Cuaternarias de Ecuador y Regiones Oceanicas Adayacentes. s.l. : Programa Internacional de la Litósfera, 2003.
21. **New Zealand Standard, NZS 1170.** Seismic Action - New Zealand. [aut. libro] New Zealand Society for Earthquake Engineering. *Structural Design Actions.* s.l. : NZSEE, 2004.
22. **Newmark, N. M. y Hall, W. J.** *Earthquake Spectra and Design.* Berkeley : Earthquake Engineering Research Institute, 1982.
23. **Vega, P. C.** *Cybertesis UPC.* [En línea] Universidad Peruana de Ciencias Aplicadas, 2008. [Citado el: 12 de Abril de 2013.] http://cybertesis.upc.edu.pe/upc/2008/vega_pc/html/TH.2.html.
24. **Kalny, Ondrej.** Csi Knowledge Base. *sitio web de CSi Berkeley.* [En línea] 03 de Agosto de 2012. [Citado el: 10 de Abril de 2013.] <https://wiki.csiberkeley.com/display/kb/Shell>.
25. **Hernández, Sergio.** *Tesis de Pregrado: Comparación del Diseño Sísmico de Estanques de Acero.* Concepción, Chile : Universidad Católica de la Santísima Concepción, 2007.

26. **MSC Software Corporation.** Patran User's Guide. [En línea] Febrero de 2010. [Citado el: 18 de Abril de 2013.] http://www.mssoftware.com/training_videos/patran/Reverb_help/index.html#page/Patran%20Users%20Guide/mesh.07.5.html.
27. **Wilson, Edward L.** *Three-Dimensional Static and Dynamic Analysis of Structures: A Physical Approach With Emphasis on Earthquake Engineering*. Berkeley : Computer and Structures, Inc., 2002. ISBN 0-923907-00-9.
28. *Numerical Investigation on Accuracy of Mass Spring Models for Cylindrical Tanks under Seismic Excitation.* **Goudarzi, M.A. y Sabbagh-Yazdi, S.R.** 3, Tehran : International Journal of Civil Engineering, 2009, Vol. 7.
29. **Hernández, Eliud.** *Manual de Aplicación del Programa SAP2000 v14.* s.l. : CSi Caribe.
30. **Abell, Mike.** CSi Knowledge base. *sitio web de Csi Berkeley.* [En línea] 15 de Enero de 2013. [Citado el: 10 de Abril de 2013.] <https://wiki.csiberkeley.com/display/kb/Thin+vs.+Thick+shells>.
31. **European Committee for Standardization.** Part 4: Silos, tanks and pipelines. *Eurocode 8: Design of Structures.* Brussels : CEN, 2003.

Apéndice A: Deformada de los modos de vibración principales

En las figuras a continuación, los valores de la distribución de deformaciones se presentan en unidades de [m] (E-3) o [mm] (E+0).

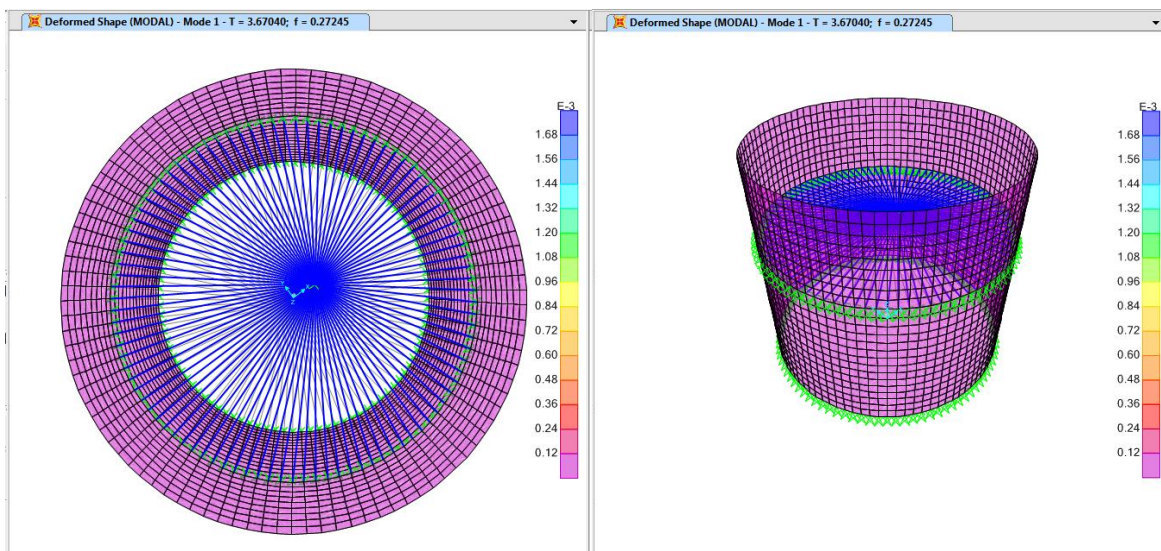


Figura A.1 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 7000 según NZS)

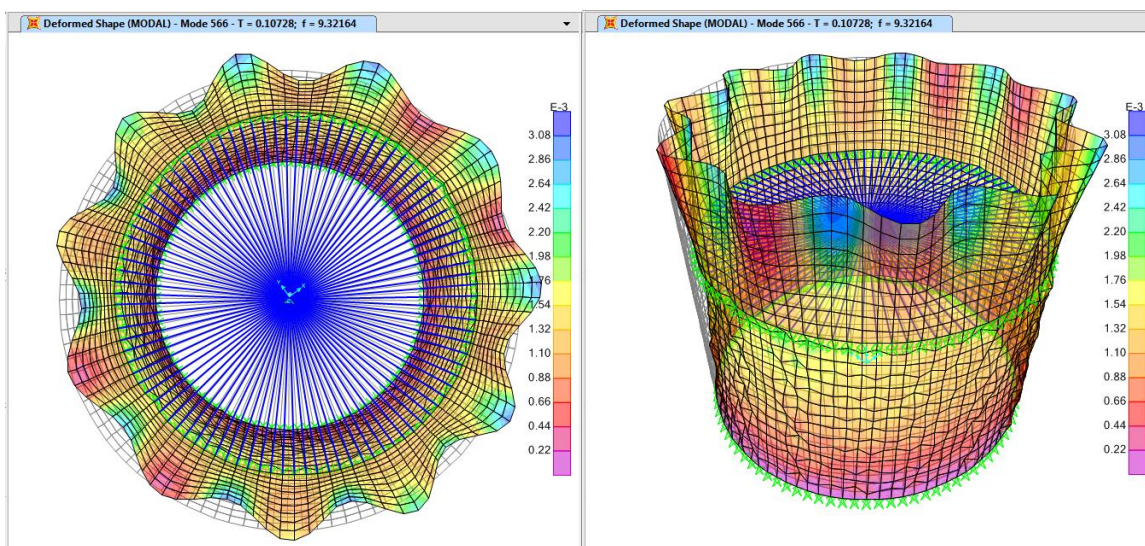


Figura A.2 Deformada del modo 566 asociada al primer modo impulsivo. (TK 7000 según NZS)

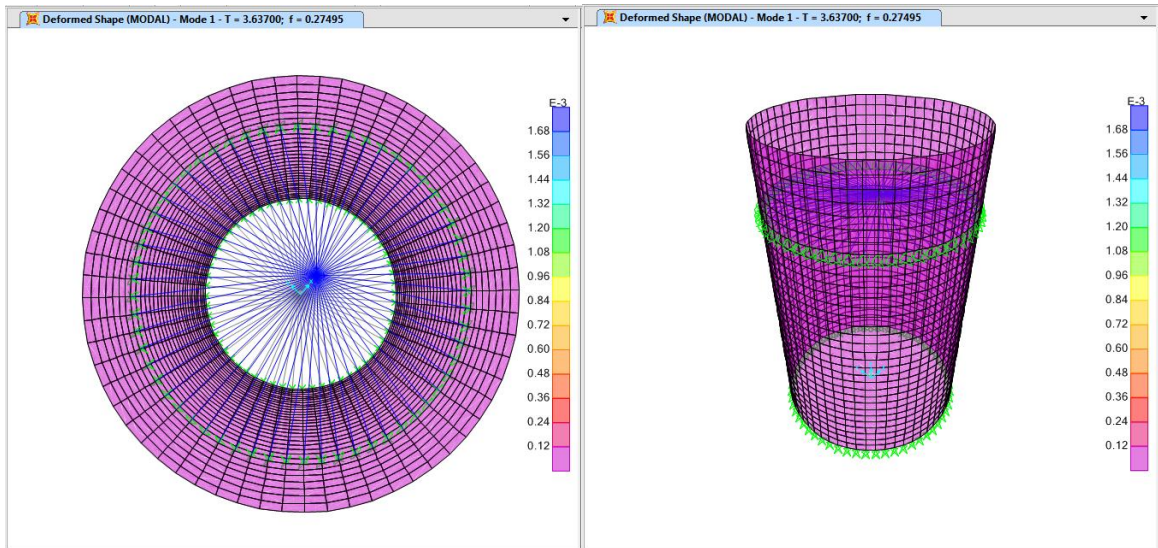


Figura A.3 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 13500 según NZS)

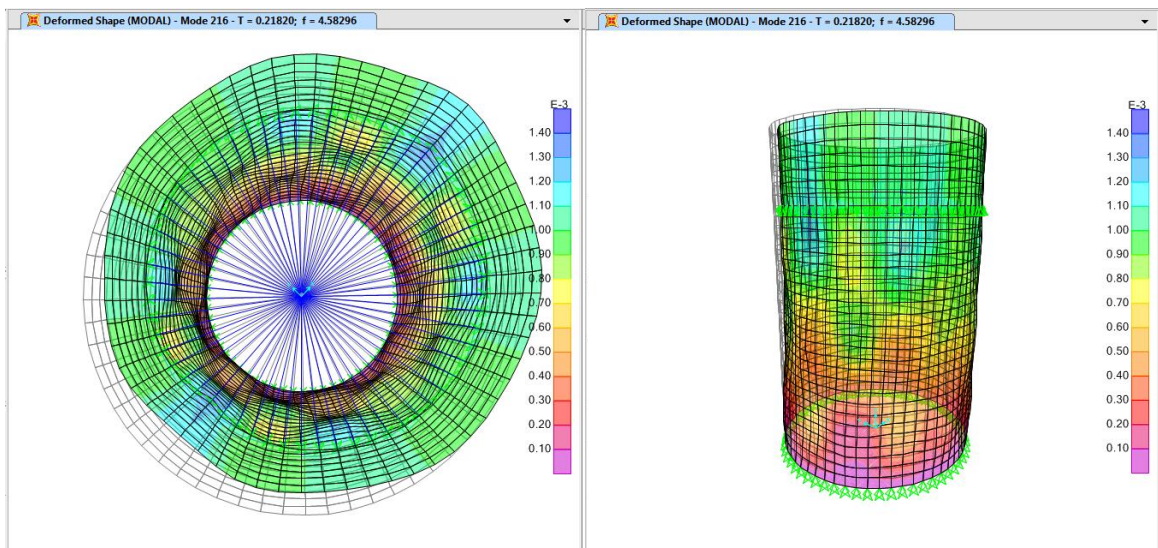


Figura A.4 Deformada del modo 216 asociada al primer modo impulsivo. (TK 13500 según NZS)

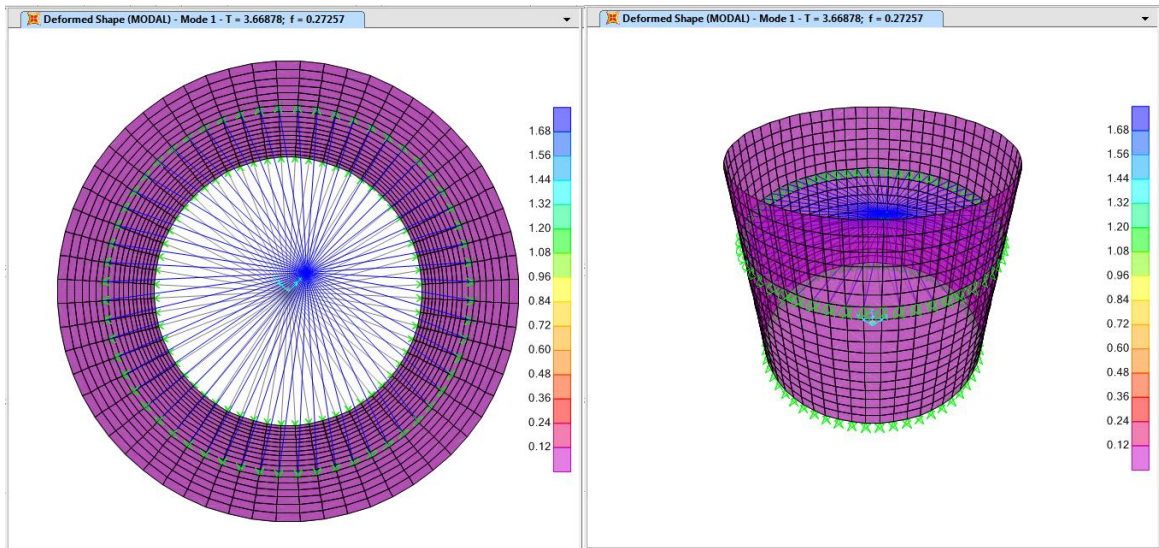


Figura A.5 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 7000 según P. Simplificado)

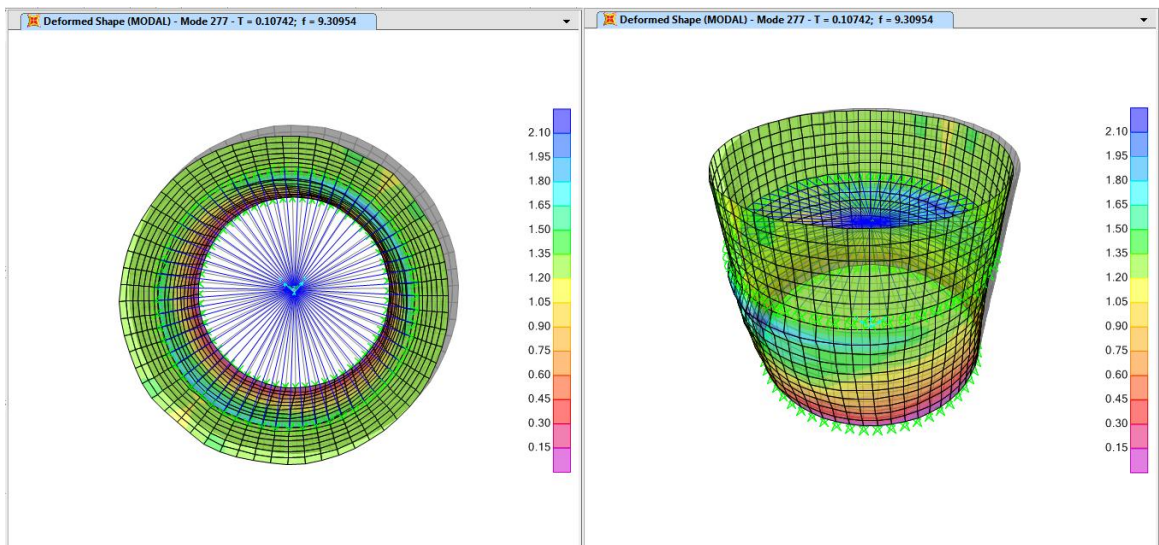


Figura A.6 Deformada del modo 277 asociada al primer modo impulsivo. (TK 7000 según P. Simplificado)

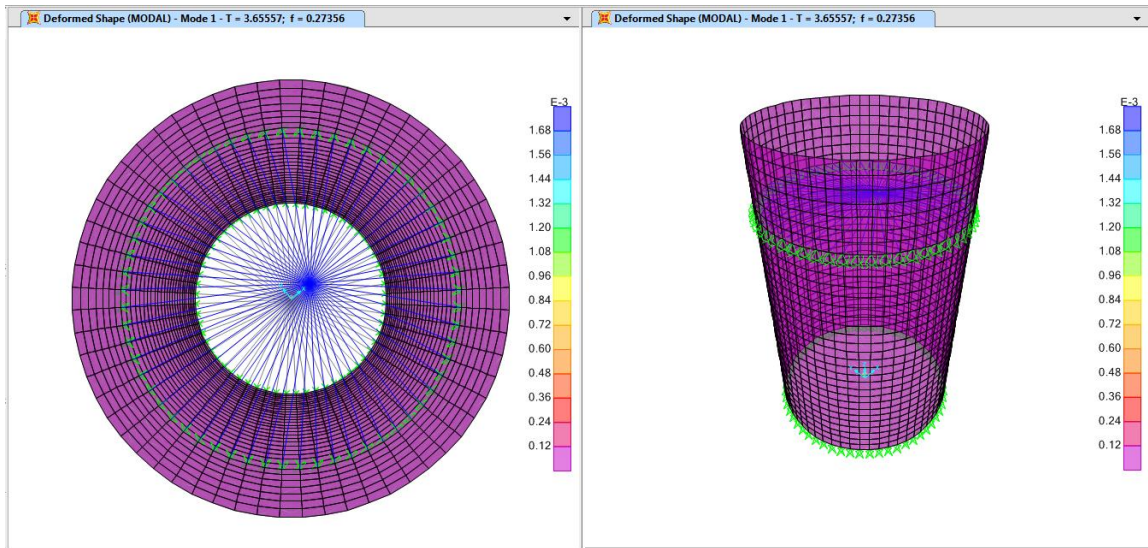


Figura A.7 Deformada del modo 1 asociada al primer modo convectivo. (TK 13500 según P. Simplificado)

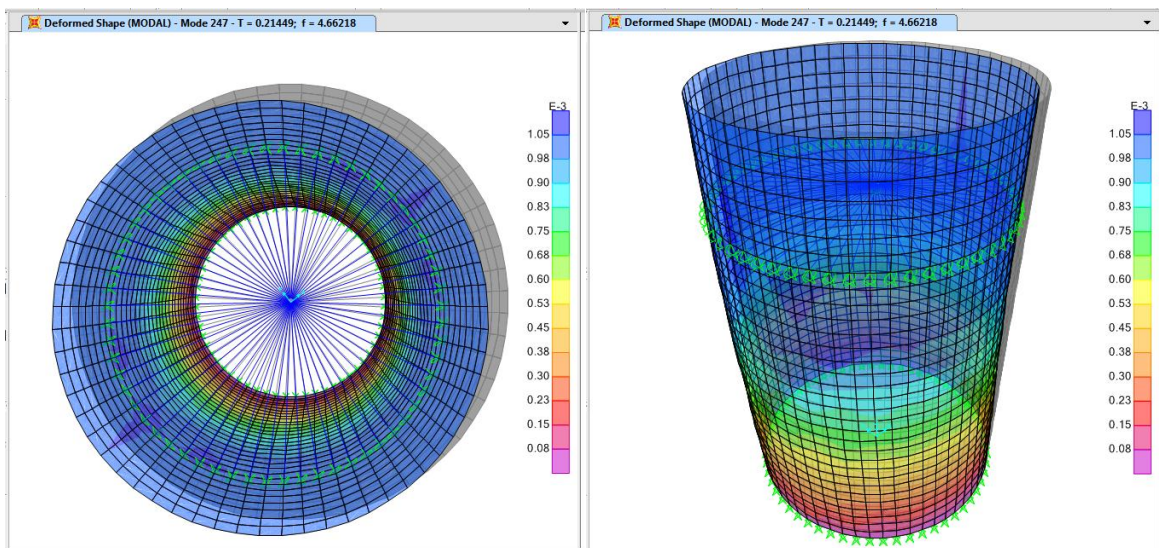


Figura A.8 Deformada del modo 247 asociada al primer modo impulsivo. (TK 13500 según P. Simplificado)

Apéndice B: Esfuerzos de Compresión

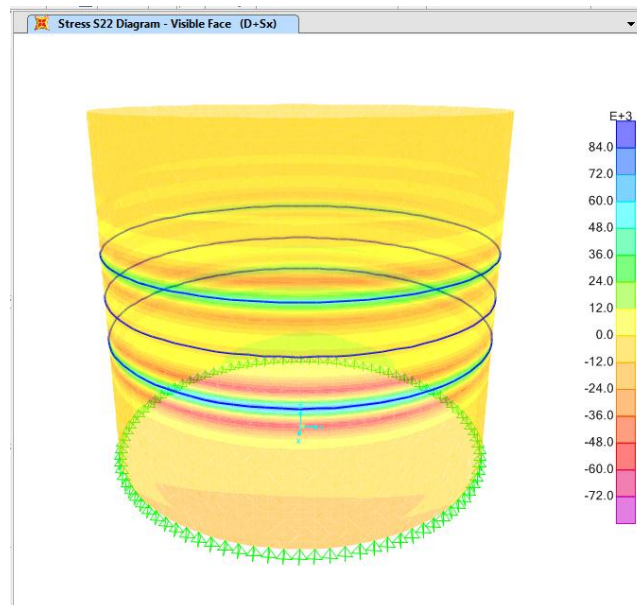


Figura B.1 Esfuerzos de compresión axial [kPa] S22 para el tanque de estudio TK-7000 (según NZS)

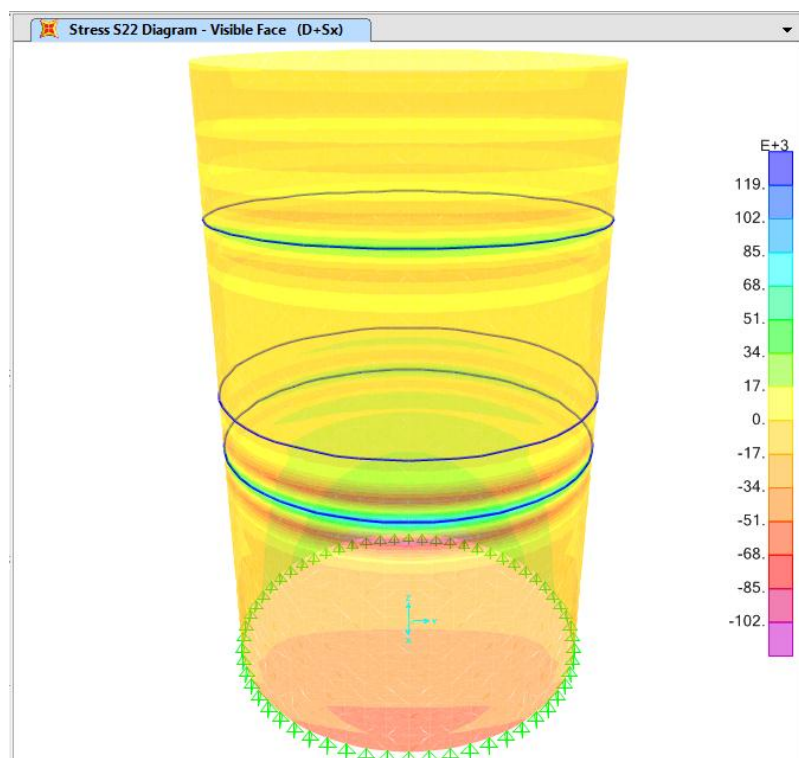


Figura B.2 Esfuerzos de compresión axial [kPa] S22 para el tanque de estudio TK-13500 (según NZS)

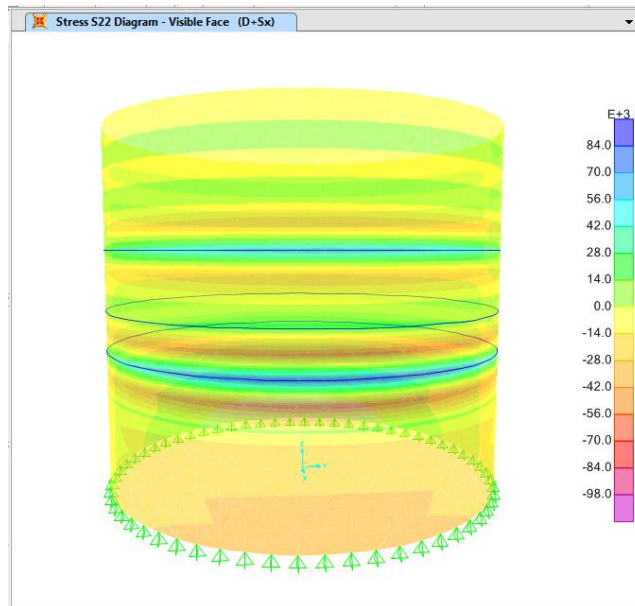


Figura B.3 Esfuerzos de compresión axial [kPa] S22 para el tanque de estudio TK-7000 (según P. Simplificado)

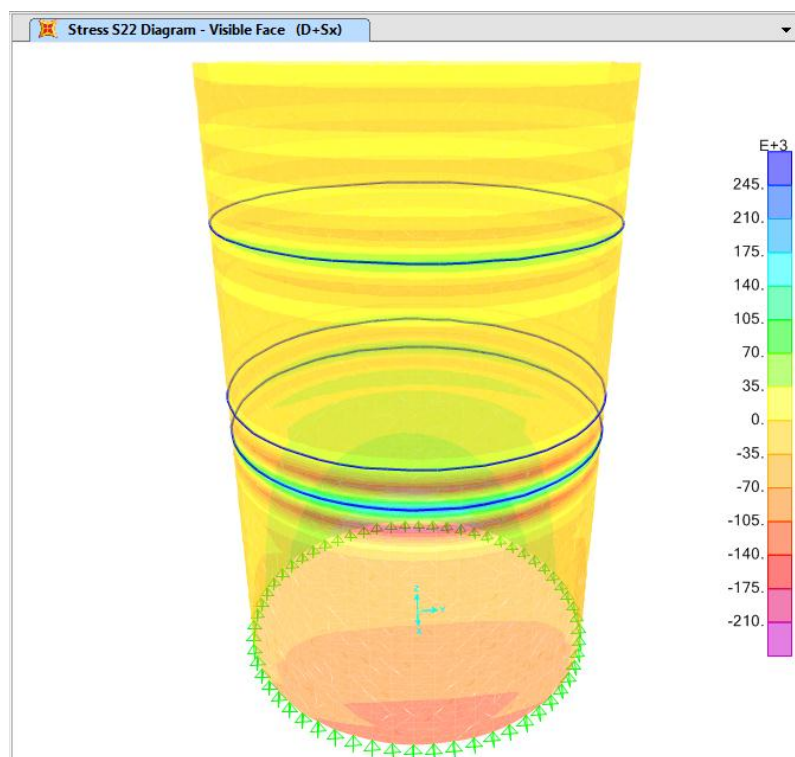


Figura B.4 Esfuerzos de compresión axial [kPa] S22 para el tanque de estudio TK-13500 (según P. Simplificado)

Apéndice C: Deformación Horizontal

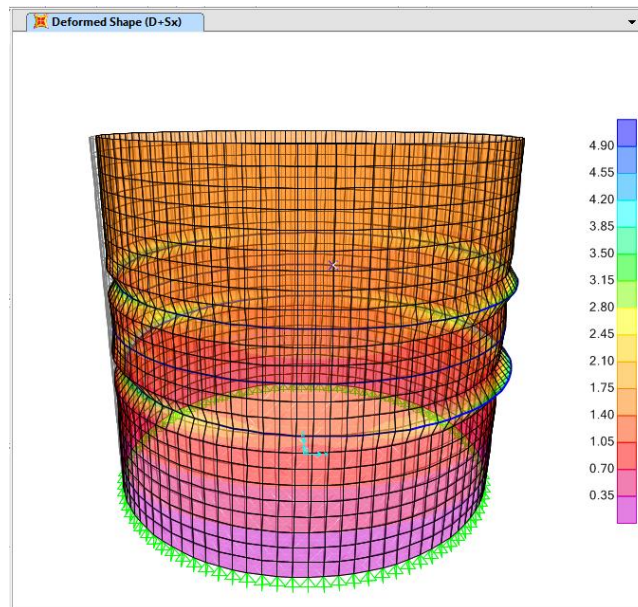


Figura C.1 Desplazamiento horizontal [mm] del tanque de estudio TK-7000 (según NZS)

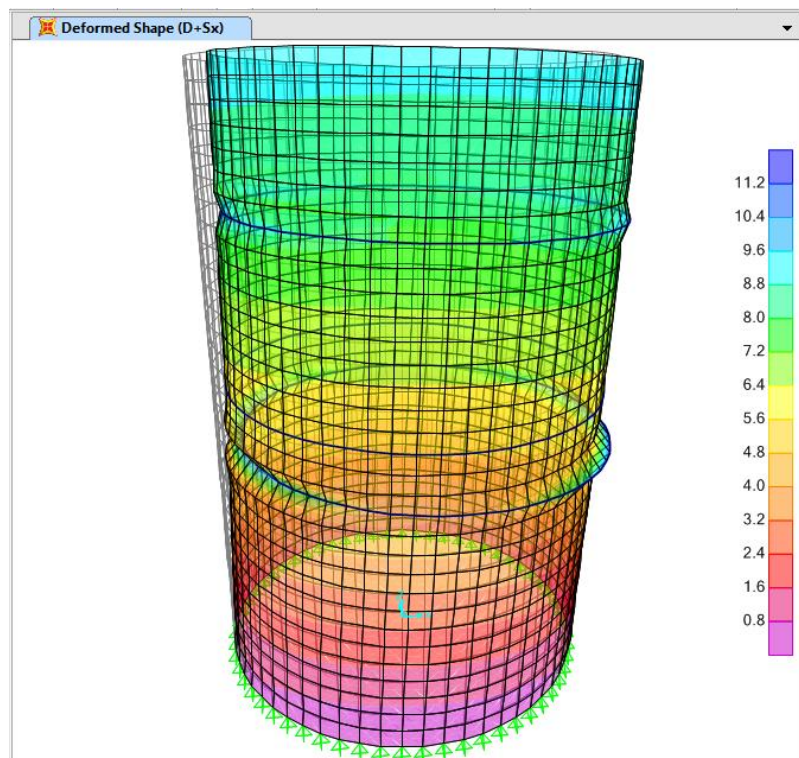


Figura C.2 Desplazamiento horizontal [mm] del tanque de estudio TK-13500 (según NZS)

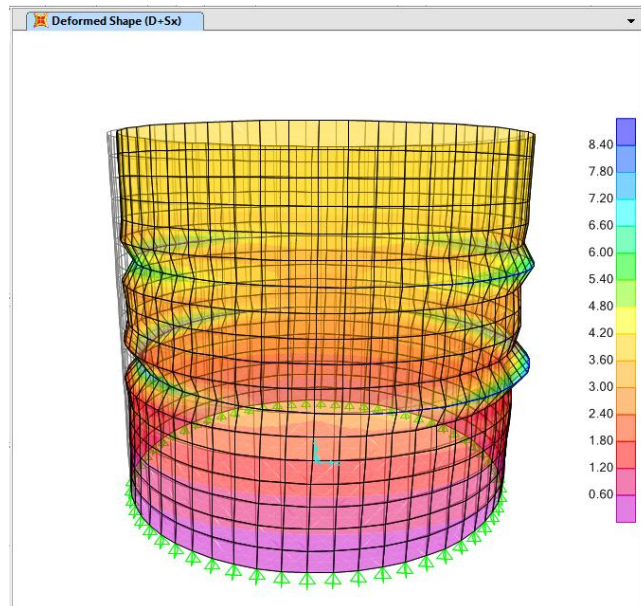


Figura C.3 Desplazamiento horizontal [mm] del tanque de estudio TK-7000 (según P. Simplificado)

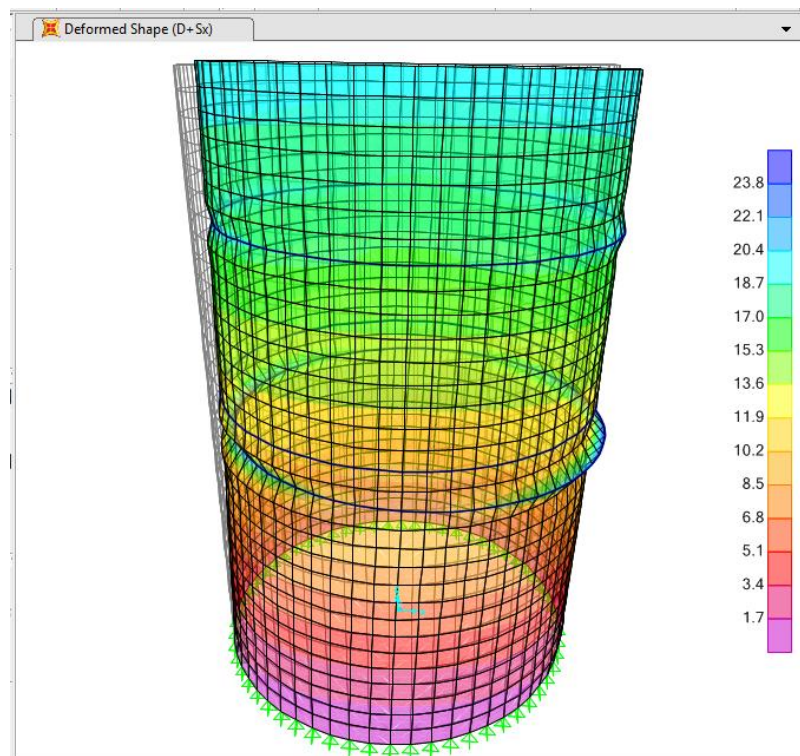


Figura C.4 Desplazamiento horizontal [mm] del tanque de estudio TK-13500 (según P. Simplificado)

Apéndice D: Comparación entre CQC vs SRSS

Se presentan los resultados de la respuesta global para el tanque de estudio TK-7000 según la norma americana utilizando dos métodos de combinación CQC, SRSS. Las tablas en este apéndice fueron exportadas desde el Sap2000 al Excel.

Tabla D.1 Reacciones en la Base: Análisis de espectro de respuesta por el método CQC para el tanque TK-7000 según API 650

TABLE: Base Reactions				
OutputCase	CaseType	StepType	GlobalFX	GlobalMY
Text	Text	Text	N	N-m
RS API	LinRespSpec	Max	1594327.79	7240465.388

Tabla D.2 Reacciones en la Base: Análisis de espectro de respuesta por el método SRSS para el tanque TK-7000 según API 650

TABLE: Base Reactions				
OutputCase	CaseType	StepType	GlobalFX	GlobalMY
Text	Text	Text	N	N-m
RS API	LinRespSpec	Max	1508793.528	6876466.852