

Proyecto Fin de Grado
Ingeniería de Tecnologías Industriales

Diseño de un Tanque de Acero para el Almacenamiento de Sales Fundidas de una Planta Termosolar

Autor:

Alejandro Martín Chamorro

Tutor:

José Manuel Galán Fernández

Profesor titular

Dpto. Ingeniería de la Construcción y Proyectos de Ingeniería

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2021

Resumen

En el presente proyecto se describe el procedimiento de diseño de un tanque de acero atmosférico vertical de tipo cilíndrico, fondo plano y cubierta tipo domo, para el almacenamiento de sales fundidas de una planta termosolar, de acuerdo con la norma API STANDARD 650-2013 “Welded Tanks for Oil Storage” y otras normativas aplicables como normas UNE, Eurocódigos, etc.

A partir de datos iniciales concretos, proporcionados por el cliente, se procederá al dimensionamiento del depósito para lograr soportar las tensiones provocadas por las cargas internas y externas de diseño, carga de sismo, presión hidrostática, carga de viento y efecto de la fluencia del material.

Además, se ampliará con un algoritmo en Matlab para el estudio de la resistencia a la fluencia del acero empleado en el tanque a lo largo de la vida útil de la instalación.

En el dimensionamiento y verificación del tanque se abordan los siguientes puntos:

1. Selección de la forma.
2. Selección del material.
3. Cálculo del cuerpo del tanque.
4. Cálculo de la cubierta.
5. Diseño del anillo de coronación.
6. Comprobaciones de resistencia y estabilidad.
7. Verificación de carga de viento.
8. Verificación de carga sísmica.
9. Comportamiento a fluencia.

Índice

Resumen	5
Índice	6
Índice de Tablas	8
Índice de Figuras	9
1 Introducción	11
1.1 <i>Objetivos del Proyecto</i>	11
1.2 <i>Tanques de sales en plantas termosolares</i>	11
1.3 <i>Norma Standard API 650</i>	13
2 Generalidades	14
2.1 <i>Datos de partida</i>	14
2.2 <i>Material del tanque</i>	16
2.3 <i>Forma del tanque</i>	17
2.3.1 <i>Envolvente del tanque</i>	17
2.3.2 <i>Fondo del tanque</i>	17
2.3.3 <i>Cubierta del tanque</i>	18
2.3.4 <i>Selección de la forma del tanque</i>	18
3 Envolvente del tanque	19
3.1 <i>Notación</i>	19
3.2 <i>Diseño de la envolvente del tanque</i>	19
3.2.1 <i>General</i>	19
3.2.2 <i>Tensión admisible</i>	20
3.2.3 <i>Método del Pie</i>	20
3.2.4 <i>Cálculo del espesor de las virolas</i>	20
4 Fondo	22
4.1 <i>Notación</i>	22
4.2 <i>General</i>	22
4.3 <i>Espesor adoptado para la chapa del fondo</i>	22
4.4 <i>Verificación del apéndice V de la API 650</i>	23
4.5 <i>Anillo anular del fondo</i>	23
5 Cubierta	26
5.1 <i>Notación</i>	26
5.2 <i>Componentes de la cubierta</i>	27
5.3 <i>Dimensionamiento de la cubierta fija autoportante</i>	28
5.3.1 <i>Tensiones básicas de diseño</i>	28
5.3.2 <i>Parámetros según la geometría de la cubierta</i>	28
5.3.3 <i>Espesor adoptado en la chapa de la cubierta</i>	30
5.3.4 <i>Comprobación de pandeo elástico en la chapa según EN 1993 Part 4-2</i>	31
5.3.5 <i>Dimensionamiento del anillo circunferencial</i>	32

6	Verificación del efecto del viento	39
6.1	<i>Notación</i>	39
6.2	<i>Comprobación de la necesidad de viga intermedia frente al viento</i>	40
6.2.1	<i>Verificación del Apéndice V de la API 650</i>	41
6.3	<i>Comprobación de estabilidad frente al vuelco</i>	43
7	Verificación del efecto sísmico	48
7.1	<i>Notación</i>	48
7.2	<i>Introducción</i>	50
7.3	<i>Grupo de uso sísmico</i>	50
7.4	<i>Espesor equivalente uniforme del tanque y centros de gravedad de fuerzas</i>	50
7.5	<i>Movimiento de las zonas del terreno</i>	51
7.6	<i>Método para localizaciones no definidas en la norma ASCE-7</i>	51
7.7	<i>Modificaciones para las condiciones de la localización del suelo</i>	52
7.8	<i>Periodo estructural de vibración</i>	54
7.9	<i>Diseño espectral de la respuesta de las aceleraciones</i>	56
7.9.1	Factor de escala	56
7.9.2	Periodo final del tramo de aceleración máxima	56
7.9.3	Factores de modificación de respuesta	56
7.9.4	Factor de importancia	56
7.9.5	Parámetros de aceleración espectral	57
7.10	<i>Diseño</i>	58
7.10.1	Diseño de cargas	58
7.10.2	Peso efectivo del producto almacenado	58
7.10.3	Centro de acción de fuerzas laterales efectivas	60
7.11	<i>Efecto sísmico vertical y horizontal</i>	63
7.12	<i>Momentos de vuelco</i>	64
7.13	<i>Fuerzas dinámicas circunferenciales en las virolas debido al movimiento del fluido</i>	64
7.14	<i>Resistencia a las cargas de diseño</i>	66
7.14.1	Anclaje	66
7.14.2	Comprobación de tanque auto-anclado (no anclado mecánicamente)	66
7.15	<i>Resistencia al deslizamiento</i>	68
7.15.1	Comprobación de estabilidad sísmica de un tanque anclado	69
7.15.2	Comprobación de la tensión de compresión longitudinal de la envolvente en tanques mecánicamente anclados	69
7.15.3	Tensión de Compresión Longitudinal Admisible de Membrana en el Cuerpo del Tanque	70
7.15.4	Diseño de los pernos de anclaje mecánico	71
8	Comportamiento a fluencia	74
8.1	<i>Notación</i>	74
8.2	<i>Fenómeno de fluencia en los aceros</i>	75
8.3	<i>Modelización de la ruptura por fluencia mediante curvas de fluencia de la ECCC</i>	77
8.4	<i>Cálculo del daño acumulado por fluencia en el tanque</i>	84
8.4.1	General	84
8.4.2	Datos de partida	85
8.4.3	Carga de llenado y vaciado de sales	85
8.4.4	Daño acumulado por fluencia	87
8.4.5	Modelización en Matlab del daño acumulado por fluencia	88
8.4.6	Archivos de Matlab	89
9	Conclusiones	90
	Referencias	91
	Glosario	92

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 2-1. Datos relativos a la geometría del tanque.	14
Tabla 2-2. Datos relativos a las características del fluido almacenado.	14
Tabla 2-3. Fuerzas que actúan sobre el tanque.	15
Tabla 2-4. Características del acero empleado en las partes del tanque.	15
Tabla 2-5. Composición química del acero empleado.	17
Tabla 3-1. Espesores de virolas adoptados.	21
Tabla 4-1. Espesor del anillo anular en función del esfuerzo y espesor de la virola inferior.	24
Tabla 7-1. Factores de modificación de respuesta.	56
Tabla 7-2. Factor de importancia y clasificación del grupo sísmico.	57
Tabla 7-3. Ratio de anclaje, J.	68
Tabla 8-1. Valores experimentales promedio de rotura a 600 °C	83
Tabla 8-2. Valores experimentales promedio de rotura a 600 °C	83
Tabla 8-3. Datos de partida para el cálculo del daño a fluencia.	85

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1-1. Esquema de instalaciones de una planta termosolar.	12
Figura 1-2. Vista de la planta termosolar de Shanghai Electric Group en Dubái.	12
Figura 2-1. Dimensiones del tanque.	16
Figura 3-1. Espesores mínimos de virola.	19
Figura 5-1. Geometría de la cubierta esférica.	29
Figura 5-2. Configuraciones de anillo circunferencial superior.	33
Figura 5-3. Configuración seleccionada para el anillo circunferencial y áreas de participación.	34
Figura 5-4. Perfiles mínimos del anillo de rigidización superior.	34
Figura 6-1. Comprobación de vuelco por viento y presión interna.	43
Figura 6-2. Presión interna de diseño.	44
Figura 6-3. Presión del viento en el cuerpo y cubierta.	45
Figura 7-1. Espectro de respuesta espectral según ASCE 7.	52
Figura 7-2. Valor de F_a en función de la clase de sitio.	53
Figura 7-3. Valor de F_v en función de la clase de sitio	53
Figura 7-4. Definición de las clases de sitio.	53
Figura 7-5. Modificación del espectro por el tipo de terreno.	54
Figura 7-6. Modelo de simulación sísmica.	54
Figura 7-7. Altura de la ola sísmica provocada por el modo de vibración convectivo del líquido.	55
Figura 7-8. Centros de gravedad de las cargas que provocan vuelco.	61
Figura 8-1. Curva de fluencia tiempo-deformación.	76
Figura 8-2. Daño por fluencia.	76
Figura 8-3. Diagrama de fluencia-rotura.	77
Figura 8-4. Ecuaciones de modelización (Tabla R.1- EN 13445-3:2009).	78
Figura 8-5. Constantes para las ecuaciones (Tabla R.2 - EN 13445-3:2009).	78
Figura 8-6. Valores promedio de rotura por fluencia evaluados a partir de un conjunto extenso de datos experimentales. Extrapolación con L-M.	79
Figura 8-7. Curvas de rotura por fluencia. Extrapolación con L-M.	80
Figura 8-8. Valores promedio de rotura por fluencia evaluados a partir de un conjunto extenso de datos experimentales. Extrapolación con M-H.	81
Figura 8-9. Curvas de rotura por fluencia. Extrapolación con M-H.	81
Figura 8-10. Curva de tiempo de rotura a 600 °C modelada con la ecuación de Larson- Miller y valores experimentales promedios de rotura de la tabla de datos de la ECCC	82
Figura 8-11. Curva de tiempo de rotura a 600 °C modelada con la ecuación de Larson- Miller y ajuste lineal	

por mínimos cuadrados para tensiones pequeñas.	84
Figura 8-12. Ciclos de carga.	85
Figura 8-13. Carga de llenado-vaciado de sales que varía linealmente en un periodo de 24h.	86
Figura 8-14. Carga de llenado-vaciado de sales modelada como una onda cosenoidal con periodo de 24h.	87

1 INTRODUCCIÓN

1.1 Objetivos del Proyecto

El principal objetivo que persigue este proyecto es describir un procedimiento adecuado para el diseño de un tanque de acero atmosférico de tipo cilíndrico, fondo plano y cubierta tipo domo, destinado al almacenaje de sales fundidas de una planta termosolar, cumpliendo así los requisitos exigidos en la norma *API 650-2013*, además de diseñar un algoritmo en Matlab que calcule el daño acumulado a fluencia en el acero empleado para las condiciones de operación del tanque.

1.2 Tanques de sales en plantas termosolares

Cada día más se hace necesaria una descarbonización de la industria energética y un mayor consumo de energía renovable. La energía eléctrica termosolar consigue un mayor equilibrio a menor coste, siendo capaz de ofrecer tanto la demanda pico como la carga base. Es una fuente de energía que no emite gases de efecto invernadero y se adapta perfectamente a diferentes zonas del mundo, de ahí su rápida expansión, convirtiéndose en una de las soluciones más fiables de generación de electricidad.

Existen diferentes tecnologías en las centrales termosolares para la generación de energía solar. En función de la tecnología de espejos reflectores empleada es posible hacer una clasificación de las diferentes tipologías de centrales. Estas son las principales:

- De reflectores cilíndrico-parabólicos.
- De reflectores lineales de Fresnel.
- De tecnología de receptor central.
- De espejos de discos parabólicos de Stirling.

La instalación de este tipo de plantas consta de un campo solar compuesto por un conjunto de unos espejos que reflejan la luz solar hacia un conducto absorbente, por el que circula un fluido de transferencia de calor HTF. Este fluido es usado para producir vapor sobrecalentado, que alimenta una turbina para generar energía eléctrica. Un porcentaje de la energía térmica del HTF es almacenada en un sistema de almacenamiento térmico que se compone de dos tanques de sales fundidas.

Uno de estos tanques almacena la sal a mayor temperatura que el otro. Son conocidos por tanque de sales calientes y tanque de sales frías. El objetivo de este tipo de almacenamiento térmico es el de satisfacer de energía térmica a la planta en horas de ausencia parcial o total de radiación solar, proporcionando a la central mayor capacidad de producción. Este proyecto se centra en el dimensionamiento estructural del tanque caliente.

Entre los dos tanques se disponen intercambiadores de calor para sales, distribuidos en serie desde el tanque de sales frías al de calientes. El intercambio térmico se produce mediante el HTF, que es recirculado por el interior de tubos, mientras que las sales se hacen pasar por la carcasa de los mismos. Estas tuberías cuentan con resistencias para evitar la solidificación de dichas sales.

La sal fundida es una mezcla de sales binarias formadas por un 60 % en peso de nitrato sódico (NaNO_3) y un

40% en peso de nitrato de potasio (KNO_3). La temperatura de la mezcla salina puede encontrarse en un intervalo entre los 260°C y 621°C . La mezcla salina empezará a cristalizar a una temperatura entorno a los 238°C , quedando completamente solidificada a una temperatura aproximada de 221°C .

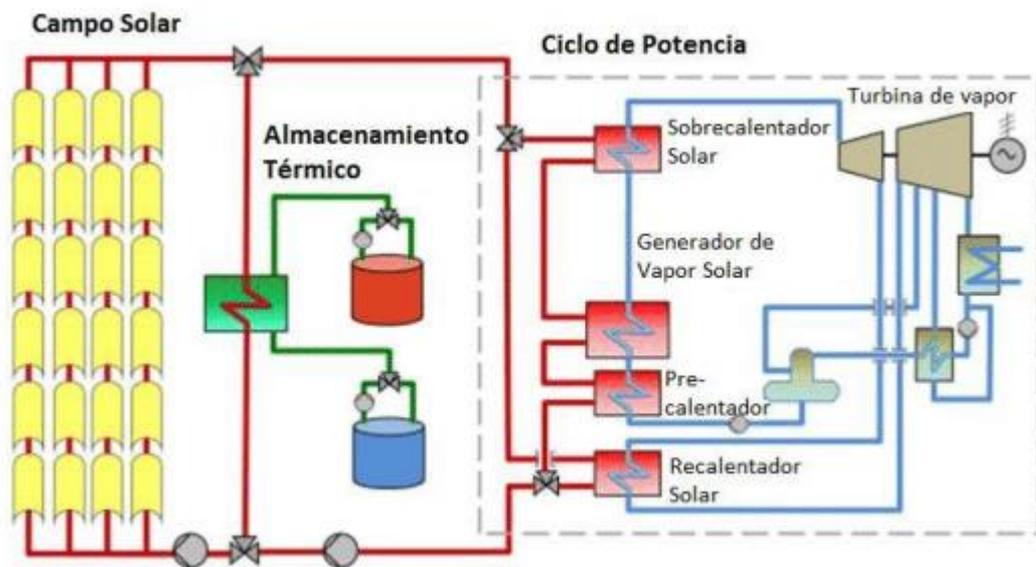


Figura 1-1. Esquema de instalaciones de una planta termosolar.



Figura 1-2. Vista de la planta termosolar de Shanghai Electric Group en Dubái.

1.3 Norma Standard API 650

Los requerimientos para el diseño del tanque de este proyecto se han realizado teniendo como referencia la norma Standard API-650.

Dicha normativa tiene como objetivo primordial el favorecer y simplificar la compra y construcción de tanques verticales sobre suelo, garantizando que se cumplen los diferentes criterios de seguridad requeridos.

Los tanques descritos en esta norma permiten el almacenamiento de grandes cantidades volumétricas a un coste reducido, con el único inconveniente de que son utilizados a presión atmosférica o para soportar pequeñas presiones internas.

La norma fija los requisitos indispensables para diseñar tanques de almacenamiento de fluidos (no necesariamente de petróleo y sus derivados). Estos tanques están diseñados para resistir una operación a presión interna cercana a la atmosférica y con temperaturas no superiores a 93 °C de manera general (ampliable según anexos de la norma Standard API-650).

Esta normativa estructura su contenido de la forma siguiente:

1. Alcance.
2. Referencias.
3. Definiciones.
4. Materiales.
5. Diseño.
6. Fabricación.
7. Montaje.
8. Métodos de inspección de uniones.
9. Procedimientos de soldadura y cualificaciones del soldador.
10. Identificación y responsabilidad.
11. Apéndices.

2 GENERALIDADES

En este apartado se recogen los datos de partida que proporciona el cliente para el diseño del tanque y se elige, en función de estas necesidades, la forma y material más adecuado para la construcción del mismo.

2.1 Datos de partida

Tabla 2-1. Datos relativos a la geometría del tanque.

Diámetro del tanque	24 m
Altura del cuerpo del tanque	10 m
Altura del tanque	12.62 m
Número de virolas	5
Altura de cada virola	2 m
Espesor de sobre corrosión virolas	1 mm
Espesor de sobre corrosión fondo	2 mm
Espesor de sobre corrosión cubierta	1 mm
Tipo de suelo considerado según API 650	Tipo C
Grupo sísmico	SUG I

Tabla 2-2. Datos relativos a las características del fluido almacenado.

Altura máxima de nivel de líquido	9.7 m
Tipo de Sal	60 % NaNO ₃ - 40% KNO ₃
Densidad específica de la sal	1731 kg/m ³
Temperatura de Operación de la sal	600 °C

Tabla 2-3. Fuerzas que actúan sobre el tanque.

Velocidad del viento	145 km/h
Presión de diseño externa en vacío	-0.25 kPa
Presión de diseño interna	2 kPa
Sobrecarga de Nieve	0.4 kPa
Aceleración cálculo análisis sísmico según zona	0.04

Tabla 2-4. Características del acero empleado en las partes del tanque.

Acero empleado según las diferentes denominaciones	1.4550 (X6CrNiNb18-10) Otras denominaciones : AISI 347 S34700 347 S 20
Tª máxima de operación	600 °C
Fy Límite elástico de Acero a 600 °C	138.6 MPa
Fu Límite último del acero a 600 °C	396.4 MPa
E Módulo de elasticidad a 600 °C	151685 MPa
Densidad del acero	7850 kg/m ³

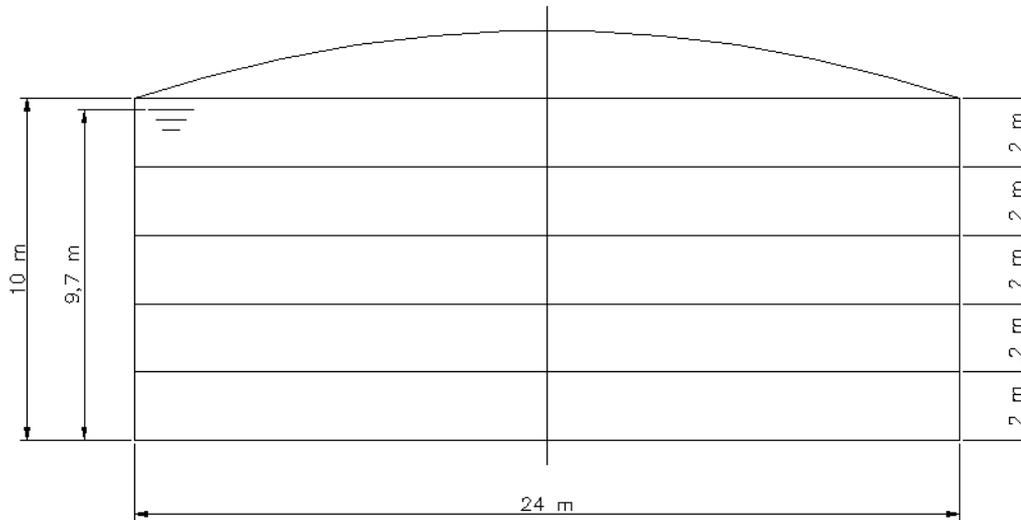


Figura 2-1. Dimensiones del tanque.

2.2 Material del tanque

El acero utilizado en todas las chapas del tanque es el 1.4550 (X6CrNiNb18-10), que cuenta también con las siguientes denominaciones internacionales: S34700, AISI347, 347 S 20.

La Aleación 347 (S34700) es un acero inoxidable al cromo-níquel-austenítico con un contenido de niobio, que presenta, como su principal ventaja, una excelente resistencia a la corrosión intergranular subsiguiente a la exposición en el rango de precipitación de carburo de cromo de 427 a 816 °C. Se estabiliza agregándole colombio y tantalio.

Esta aleación también ofrece ventajas para servicio a altas temperaturas debido a sus buenas propiedades mecánicas. Ofrece propiedades superiores de resistencia a la fractura frente a fluencia (creep) y resistencia a la ruptura que la Aleación 304 y, particularmente, que la Aleación 304L, por lo cual también puede considerarse para exposiciones donde la sensibilización y la corrosión intergranular son de interés. La adición de Niobio al acero contribuye apreciablemente a la mejora de sus propiedades a temperatura elevada al ser un elemento con una fuerte tendencia a formar carburos muy estables del tipo NbC.

En cuanto a las aplicaciones de acero inoxidable 1.4550 (X6CrNiNb18-10), es común su uso en la construcción de centrales nucleares debido a su alta resistencia a la corrosión. El material también se usa a menudo en la industria química, alimentaria, del cine y como en este proyecto, en plantas termosolares.

Las propiedades del acero a la temperatura de diseño de 600 °C se toman de la ASME Electronic Stress Tables, 2005 US Customary.

Tabla 2-5. Composición química del acero empleado.

ELEMENTO	COMPOSICIÓN (%)
Cr	17,00 – 19,00
Ni	09,00 – 13,00
Mn	Max. 2,00
Nb	Max. 1,00
Si	Max. 1,00
C	Max. 0,08
P	Max. 0,045
S	Max. 0,015

2.3 Forma del tanque

2.3.1 Envoltente del tanque

La forma que tendrá el cuerpo del tanque será cilíndrica, aportando esta curvatura una mayor capacidad para soportar esfuerzos compresivos en láminas. Cuando se origina este fenómeno, surgen esfuerzos tangenciales en la superficie que ayudan en su mecanismo resistente.

El siguiente paso sería plantear la elección entre un tanque cilíndrico horizontal o vertical, según la función principal a la que vaya a ir destinado entre otras consideraciones.

- **Tanque cilíndrico horizontal:** Suelen ser usados para almacenar pequeños volúmenes, por problemas de cortadura y flexión.
- **Tanque cilíndrico vertical:** Se emplea para grandes volúmenes que soporten presiones atmosféricas o muy bajas. Este tipo de tanque, además, se caracteriza por su bajo coste.

En este proyecto, se requiere del almacenamiento de una gran cantidad de fluido a presión atmosférica, por lo que la mejor solución es optar por un tanque cilíndrico vertical.

2.3.2 Fondo del tanque

Para la elección del diseño del fondo del tanque se debe tener en cuenta las siguientes particularidades:

- Cimientos del tanque.
- Método de desalojo del producto.
- Grado de sedimentación en suspensión.
- Corrosión del fondo.
- Dimensiones del tanque.

La principal función del fondo es la de conseguir un recipiente estanco que impida la filtración del producto contenido por la base del tanque. Se descarta la opción de disponer el fondo con forma cónica o esférica ya que no es de relevante, en este caso, el facilitar la evacuación de ciertos sedimentos o de la propia sal por un sumidero en la base. Se opta por la elección de un fondo plano apoyado sobre una cimentación que se considera lo suficientemente rígida.

2.3.3 Cubierta del tanque

La clasificación de los tanques verticales según el tipo de cubierta podrá ser de la forma planteada a continuación:

- **Cubiertas fijas:** se emplean para el almacenamiento de productos no volátiles como, por ejemplo, el petróleo crudo, el agua, etc. Además, este tipo de cubierta imposibilita que el polvo, el agua de lluvia u otros elementos puedan alterar la composición de dichos productos, ya que se encuentran unidas permanentemente al cuerpo del depósito. Se clasifican a su vez en cubiertas planas, cónicas o esféricas, estas últimas también llamadas de tipo domo y pueden ser autoportantes o estar soportadas por una estructura.
- **Cubiertas flotantes:** este tipo de cubiertas son idóneas para almacenar productos volátiles, como gasolina, alcohol, pintura, etc. Con este tipo de estructura se elimina la cámara de aire que existe entre el nivel del fluido y la cubierta, reduciendo de esta manera que se produzca la formación de gases inflamables o contaminantes. Por lo general son sistemas de flotación que cuentan con una patente y su diseño requiere información que está en posesión de los titulares de las misma.
- **Sin cubierta:** estos tanques se utilizan para almacenar productos que no suponen ningún inconveniente si son expuestos a la atmósfera en cuanto a contaminación y evaporación del producto, como sería el caso del agua cruda, agua residual, agua contra incendios, etc.

2.3.4 Selección de la forma del tanque

La elección del tanque de este proyecto es el de un depósito vertical de fondo plano con cubierta tipo domo autoportante, que descansa sobre una losa de hormigón armado.

3 ENVOLVENTE DEL TANQUE

Una de las primeras partes que se abordan en el diseño de un tanque de acero es el cálculo del espesor de las chapas que componen la envolvente cilíndrica de las paredes. El espesor de estas chapas, también conocidas como virolas, puede calcularse por diferentes métodos. En el apartado 5.6.3 de la API 650 se describe el método del pie usado en nuestro diseño.

3.1 Notación

CA	Espesor de sobrecorrosión en las virolas [mm]
D	Diámetro del tanque [m]
dw	Densidad del producto almacenado [kg/m ³]
F _u	Resistencia mínima a tracción del acero de las [MPa]
F _y	Límite elástico del acero de las virolas [MPa]
G	Gravedad específica de diseño del fluido [-]
H _w	Altura del nivel de líquido en el tanque [m]
S _d	Tensión de diseño del producto [MPa]
S _t	Tensión de prueba hidrostática [MPa]
t _d	Espesor de diseño de cada virola [mm]
t _t	Espesor de prueba hidrostática de cada virola [mm]

3.2 Diseño de la envolvente del tanque

3.2.1 General

El material empleado en las virolas es un acero 1.4550 (X6CrNiNb18-10).

Debido a que el diámetro del tanque es inferior a 61 m, se aplicará el Método del Pie para calcular los espesores de las virolas y se tomará 6 mm como espesor mínimo de virola, para un diámetro de 24 m como indica en el apartado 5.6.1.1. de la API 650.

Nominal Tank Diameter		Nominal Plate Thickness	
(m)	(ft)	(mm)	(in.)
< 15	< 50	5	3/16
15 to < 36	50 to < 120	6	1/4
36 to 60	120 to 200	8	5/16
> 60	> 200	10	3/8

Figura 3-1. Espesores mínimos de virola.

Según el apartado 5.6.1.2 de la API 650, el ancho nominal mínimo de cada virola será de 1800 mm excepto

que el cliente indique lo contrario.

3.2.2 Tensión admisible

- Tensión de diseño de producto máxima permitida:

$$S_d = \min\left(\frac{2}{3} * F_y, \frac{2}{5} * F_u\right) = \min\left(\frac{2}{3} * 138.6, \frac{2}{5} * 396.4\right) = \min(92.4, 158.56) = 92.4 \text{ MPa}$$

- Tensión de prueba hidrostática máxima permitida:

$$S_t = \min\left(\frac{3}{4} * F_y, \frac{3}{7} * F_u\right) = \min\left(\frac{3}{4} * 138.6, \frac{3}{7} * 396.4\right) = \min(104, 169.88) = 104 \text{ MPa}$$

3.2.3 Método del Pie

En el apartado 5.6.3 de la API 650 se describe el método del pie que permite calcular los espesores requeridos en un punto de diseño situado a 1 pie (0.3 m) sobre el inicio de cada virola.

Se escogerá como espesor mínimo requeridos de cada virola entre el mayor resultado calculado por las condiciones del fluido almacenado, por las condiciones de prueba hidrostática y por el espesor mínimo definido en la norma, partiendo de las siguientes expresiones:

$$t_d = \frac{4.9 * D * (H_w - 0.3) * G}{S_d} + CA$$

$$t_t = \frac{4.9 * D * (H_w - 0.3)}{S_t}$$

H_w , es la altura del nivel del líquido, medida desde la parte inferior de la virola a calcular.

La gravedad específica del fluido almacenado será especificada por el cliente como dato de partida.

$$G = \frac{dw}{1000}$$

3.2.4 Cálculo del espesor de las virolas

El espesor adoptado para cada una de las 5 virolas que componen la envolvente es:

Tabla 3-1. Espesores de virolas adoptados.

Anillo	Método de cálculo	Espesor adoptado
Virola 1	$t_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 0.3) * 1.731}{92.4} + 1 = 21.7 \text{ mm}$ $t_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 0.3)}{104} = 10.6 \text{ mm}$	$\text{máx}(23.4, 10.6) = 21.7 \text{ mm}$
Virola 2	$t_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 - 0.3) * 1.731}{92.4} + 1 = 17.3 \text{ mm}$ $t_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 - 0.3)}{104} = 8.4 \text{ mm}$	$\text{máx}(17.3, 8.4, 6) = 17.3 \text{ mm}$
Virola 3	$t_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 2 - 0.3) * 1.731}{92.4} + 1 = 12.9 \text{ mm}$ $t_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 2 - 0.3)}{104} = 6.1 \text{ mm}$	$\text{máx}(12.9, 6.1, 6) = 12.9 \text{ mm}$
Virola 4	$t_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 3 - 0.3) * 1.731}{92.4} + 1 = 8.5 \text{ mm}$ $t_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 3 - 0.3)}{104} = 3.8 \text{ mm}$	$\text{máx}(8.5, 3.8, 6) = 8.5 \text{ mm}$
Virola 5	$t_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 4 - 0.3) * 1.731}{92.4} + 1 = 4.1 \text{ mm}$ $t_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 2 * 4 - 0.3)}{104} = 1.6 \text{ mm}$	$\text{máx}(4.1, 1.6, 6) = 6 \text{ mm}$

4 FONDO

El fondo del tanque está compuesto por placas de acero soportadas por la losa de cimentación. Suelen tener un espesor inferior a las placas de la envolvente del tanque y su función principal es hacer hermético el tanque para impedir la fuga del fluido almacenado.

4.1 Notación

CA	Espesor de sobre corrosión en las virolas [mm]
CA_f	Espesor de sobre corrosión en la chapa del fondo [mm]
D	Diámetro del tanque [m]
G	Gravedad específica de diseño del líquido [-]
H_w	Altura del nivel de líquido en el tanque [m]
P_e	Presión de diseño externa en vacío [kPa]
S_d	Tensión de diseño del producto [MPa]
S_t	Tensión de prueba hidrostática [MPa]
t_{beff}	Espesor adoptado en la chapa anular [mm]
$t_{f,adopt}$	Espesor adoptado en el fondo del depósito [mm]
$t_{f,min}$	Espesor mínimo del fondo del depósito, según API [mm]
t_s	Espesor de la 1ª virola de la parte inferior del tanque [mm]
W_{chapa}	Ancho adoptado en la chapa anular [mm]
W_f	Presión del peso chapa del fondo por unidad de área [kPa]
W_{min}	Ancho mínimo de chapa anular, según API [mm]
W_p	Presión del mínimo producto por unidad de área [kPa]
W_{tot}	Presión total en el fondo por unidad de área [kPa]

4.2 General

El tipo de material empleado en las placas del fondo también será un acero 1.4550 (X6CrNiNb18-10).

4.3 Espesor adoptado para la chapa del fondo

Según el apartado 5.4 de la API 650, las chapas de fondo contarán un espesor corroído no inferior de 6 mm, tendrán forma rectangular y un ancho nominal no inferior a 1800 mm.

$$t_{f,min} = 6 \text{ mm}$$

El espesor adoptado para las chapas del fondo considerando el espesor de sobrecorrosión será:

$$t_{f,adopt} = t_{f,min} + CA_f = 6 + 2 = 8 \text{ mm}$$

4.4 Verificación del apéndice V de la API 650

En el apéndice V se evalúa el fondo del tanque para una presión externa, comprobándose que esta no excede el peso del fondo del tanque más el peso de una columna de 0.3 m de producto almacenado.

$$W_{tot} = W_f + W_p \geq |P_e|$$

Las cargas debido al peso del fondo del tanque y a una columna de 0.3 m del producto almacenado en el mismo son:

$$W_f = 7850 * \frac{8}{1000} * \frac{9.81}{1000} = 0.616 \text{ kPa}$$

$$W_p = \frac{1731 * 0.3 * 9.81}{1000} = 5.094 \text{ kPa}$$

$$W_{tot} = 0.616 + 5.094 = 5.71 \text{ kPa} \geq |0.25| \text{ kPa}$$

Se comprueba que cumple la condición para que no haya levantamiento del fondo del tanque por efecto de la presión externa, por tanto el espesor de la chapa adoptado para el fondo es válido.

4.5 Anillo anular del fondo

Según el apartado 5.5 de la API 650, cuando la virola inferior de la envolvente del tanque esté diseñada usando el criterio de límite elástico para materiales pertenecientes al grupo IV, IVA, V o VI descritos en la norma API 650, se dispondrá de un anillo anular de chapa soldada a tope. Cuando el material de la chapa del fondo pertenece al grupo IV, IVA, V o VI y la primera virola tiene una tensión del producto máxima menor o igual de 160 MPa o en prueba hidrostática, la tensión máxima para la primera virola es menor o igual a 171 MPa, se puede utilizar una placa de fondo solapada en vez de una chapa anular soldada a tope.

El espesor mínimo para el anillo anular se obtiene de la tabla 4-1, siendo su valor dependiente del espesor de la primera virola y del esfuerzo al que se ve sometido.

Tabla 4-1. Espesor del anillo anular en función del esfuerzo y espesor de la virola inferior.

Espesor de la virola de fondo, t_s (mm)	Esfuerzo sobre la virola de fondo (MPa)			
	≤ 190	≤ 210	≤ 220	≤ 250
$t_s \leq 19$	6	6	7	9
$19 < t_s \leq 25$	6	7	10	11
$25 < t_s \leq 32$	6	9	12	14
$32 < t_s \leq 40$	8	11	14	17
$40 < t_s \leq 45$	9	13	16	19

En el capítulo anterior se calculó un espesor para la primera virola de 21.7 mm. Para obtener la tensión máxima sobre dicha virola hay que tomar el mayor valor entre la tensión de diseño del producto y la tensión de diseño de prueba hidrostática, según las ecuaciones:

$$S_d = \frac{4.9 * D * (H_w - 0.3) * G}{t_s - CA}$$

$$S_t = \frac{4.9 * D * (H_w - 0.3)}{t_s}$$

$$\text{Esfuerzo sobre 1ª virola} = \text{máx}(S_d, S_t)$$

$$S_d = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 0.3) * 1.731}{21.7 - 1} = 92.44 \text{ MPa}$$

$$S_t = \frac{4.9 * 24 * (9.7 - 0.3)}{21.7} = 50.94 \text{ MPa}$$

$$\text{Esfuerzo sobre 1ª virola} = \text{máx}(92.44, 50.94) = 92.44 \text{ MPa}$$

El espesor del anillo anular según la tabla es de 6 mm. Considerando un espesor de sobre corrosión de 2 mm al igual que para las chapas del fondo, se obtiene un espesor total adoptado en el anillo anular de 8 mm.

Las placas inferiores anulares deben tener un ancho radial que proporcione al menos 600 mm entre el interior del cuerpo y cualquier junta soldada por solapamiento en el resto del fondo.

El ancho radial mínimo que debe tener anillo se calcula mediante la ecuación del apartado 5.5.2 de la API 650:

$$w_{\text{mín}} = \frac{215 * t_{\text{beff}}}{(H_w * G)^{0.5}} = \frac{215 * 8}{(22 * 1.1)^{0.5}} = 349.6 \text{ mm} < 600 \text{ mm}$$

Puesto que el ancho radial mínimo calculado es inferior a mínimo se tomará finalmente un ancho radial como mínimo de 600 mm. A esto habría que considerar también un vuelo mínimo de 50 mm y el propio espesor de la primera virola.

$$\text{Vuelo mínimo} = 50 \text{ mm}$$

$$w_{\text{chapa}} = w_{\text{mín}} + t_s + \text{Vuelo mínimo} = 600 + 21.7 + 50 = 671.7 \text{ mm}$$

El anillo anular tendrá un ancho adoptado de 671.7 mm

5 CUBIERTA

En este capítulo se describirá las partes de las que consta la cubierta fija autoportante del tanque y se llevará a cabo su dimensionamiento siguiendo el diseño descrito en el apartado 5.10 de la norma API 650.

5.1 Notación

A_{min}	Área mínima de participación del anillo circunferencial según la API 650 [m ²]
A_{casq}	Área del casquete tipo domo de la cubierta [m ²]
A_{req}	Área requerida por el perfil del anillo circunferencial [mm ²]
$A_{eff,an}$	Área efectiva del anillo circunferencial [mm ²]
A_{perfil_anillo}	Área efectiva del anillo circunferencial escogido [mm ²]
A_h	Área proyectada en horizontal de la cubierta [m ²]
A_{nec}	Área efectiva necesaria en el anillo de compresión [mm ²]
$A_{p,1}$	Área de participación de la cubierta [mm ²]
$A_{p,2}$	Área de participación de la última virola [mm ²]
CA	Espesor de sobre corrosión en virola [mm]
CA_r	Espesor de sobre corrosión en la chapa de cubierta [mm]
D	Diámetro del taque [m]
DL	Peso efectivo de la cubierta, incluido cualquier margen de corrosión [kg]
E	Módulo de Young del acero [MPa]
F_{yd}	Límite elástico del acero, incluyendo el coeficiente de minoración [MPa]
F_{yr}	Límite elástico del acero de cubierta [MPa]
g	Aceleración de la gravedad [m/s ²]
gH	Presión del peso muerto de la chapa de cubierta [kN/m ²]
H_{roof}	Altura de la cubierta esférica [m]
H	Altura de la envolvente del tanque [m]
j	Coefficiente de eficiencia [-]
L_r	Carga viva mínima de cubierta en proyección horizontal [kPa]
$N_{Ed,c}$	Fuerza anular [kN]
PB	Presión de pandeo de la lámina de cubierta [kPa]
P_e	Presión de diseño externa en vacío [kPa]
$p_{i,ed}$	Presión normal de cubierta distribuida uniformemente hacia el interior [kPa]
p_h	Mayor de las combinaciones de carga gravitatoria según el apartado 5.2.2 (e) (1) y (e) (2) de la API 650

$p_{o,Ed}$	Presión normal de cubierta distribuida uniformemente hacia el exterior [kPa]
$p_{v,Ed}$	Presión total de la cubierta [kN/m ²]
R_c	Radio de curvatura de la cubierta esférica [m]
S_{dr}	Tensión de diseño del producto para el acero de cubierta [MPa]
S_k	Carga de nieve de suelo de la zona de localización del tanque [kN/m ²]
S_b	Carga de nieve de diseño equilibrada [kPa]
S_u	Carga de nieve de diseño desequilibrada [kPa]
S_{tr}	Tensión de prueba hidrostática para el acero de cubierta [MPa]
T	Mayor combinación de con carga de nieve equilibrada [kPa]
t_1, t_2, t_3	Espesores mínimo de la chapa de la cubierta [mm].
$t_{r,adopt}$	Espesor adoptado de la chapa de cubierta [mm]
$t_{r,min}$	Espesor mínimo de la chapa de cubierta, según la API 650[mm]
$t_{última\ virola}$	Espesor de la virola situada en la parte superior de la envolvente [mm]
U	Mayor combinación de cargas con carga de nieve desequilibrada [kPa]
v	Velocidad de diseño del viento [km/h]
w_c	Longitud de participación de la última virola [mm]
W	Módulo resistente efectivo del perfil L adoptado para el anillo circunferencial [cm ³]
w_r	Longitud de participación de la cubierta [mm]
Z	Módulo de sección mínimo requerido [cm ³]
θ	Ángulo de la cubierta domo para una proyección horizontal igual al radio del tanque [°]
θ_2	Ángulo de la cubierta domo para una proyección horizontal igual al 10% del radio del tanque [°]
ρ_{acero}	Densidad del acero [kg/m ³]
σ_{adm}	Tensión máxima admisible en el anillo de compresión [MPa]
$\sigma_{max,c}$	Tensión máxima en el anillo de compresión [MPa]

5.2 Componentes de la cubierta

Para la realización de este proyecto se ha elegido diseñar una cubierta fija autoportante tipo domo:

- Cubierta Fija: Al estar unida permanentemente al cuerpo. Usada para producto no volátiles.
- Autoportante: Al estar soportada únicamente por el cuerpo y anillo circunferencial de compresión.
- Tipo domo: Al tener forma de casquete esférico.

Consta de los siguientes elementos:

- Chapa de cubierta autoportante, sin estructura auxiliar que la soporte, la cual es una configuración de cubierta permisible para tanques de estas dimensiones.
- Anillo circunferencial de compresión en la unión cuerpo-cubierta que estará formado por perfiles en L. Este elemento se encarga de absorber los esfuerzos circunferenciales que tienden a expandir radialmente el cuerpo del tanque y también de rigidizar frente a una posible abolladura del cuerpo por

efecto de la presión del viento.

5.3 Dimensionamiento de la cubierta fija autoportante

El tipo de acero empleado para la chapa de la cubierta también es el 1.4550 (X6CrNiNb18-10).

5.3.1 Tensiones básicas de diseño

Las tensiones básicas de diseño y de prueba hidrostática en función de la tensión del límite elástico y de la resistencia a tracción del acero empleado son:

$$S_{dr} = \min\left(\frac{2}{3} * F_{yr}, \frac{2}{5} * F_{ur}\right)$$

$$S_{tr} = \min\left(\frac{3}{4} * F_{yr}, \frac{3}{7} * F_{ur}\right)$$

$$S_{dr} = \min\left(\frac{2}{3} * 138.6, \frac{2}{5} * 396.4\right) = \min(92.4, 158.6) = 92.4 \text{ MPa}$$

$$S_{tr} = \min\left(\frac{3}{4} * 138.6, \frac{3}{7} * 396.4\right) = \min(104, 169.9) = 104 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{adm} = \min(92.4, 104) = 92.4 \text{ MPa}$$

5.3.2 Parámetros según la geometría de la cubierta

Debido a la geometría de la cubierta se deben obtener previamente un conjunto de datos que son necesarios para el dimensionamiento de la misma.

Los techos tipo domo autoportantes deben cumplir con los requisitos a continuación expuestos, según se especifica en el apartado 5.10.6 de la norma.

El radio de curvatura debe ser como mínimo 0.8 veces el diámetro del tanque y como máximo 1.2 veces el diámetro del tanque. Se opta por tomar $R_c=1.2*D$ porque al ser menos achatado, cuenta con mayor pendiente para no acumular cargas tales como la nieve, además formará una cúpula más rígida frente a abolladura.

$$R_c = 1.2 * D = 1.2 * 24 = 28.8 \text{ m}$$

El ángulo que forma la cubierta tipo domo con la horizontal y la altura de esta se obtienen según las siguientes expresiones:

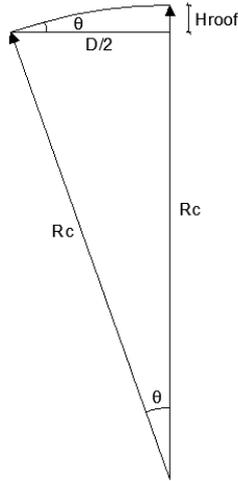


Figura 5-1. Geometría de la cubierta esférica.

$$\theta = \arcsin\left(\frac{D}{2 * R_c}\right)$$

$$\theta_2 = \arcsin\left(\frac{0.1 * D}{2 * R_c}\right)$$

$$H_{roof} = R_c * (1 - \cos(\theta))$$

$$\theta = \arcsin\left(\frac{24}{2 * 28.8}\right) = 24.62^\circ$$

$$\theta_2 = \arcsin\left(\frac{0.1 * 24}{2 * 28.8}\right) = 2.38^\circ$$

$$H_{roof} = 28.8 * (1 - \cos(24.62)) = 2.62 \text{ m}$$

La chapa de cubierta forma una geometría igual al casquete esférico. Por ello se calcula el área de dicho casquete mediante la siguiente expresión y servirá para calcular la presión ejercida por el peso propio de la chapa:

$$A_{casq} = 2 * \pi * R_c * H_{roof} = 2 * \pi * 28.8 * 2.62 = 474.1 \text{ m}^2$$

La proyección sobre la horizontal de la chapa de cubierta es:

$$A_h = \frac{\pi * D^2}{4} = \frac{\pi * 24^2}{4} = 452.4 \text{ m}^2$$

5.3.3 Espesor adoptado en la chapa de la cubierta

Según la norma, el espesor máximo de la cubierta, excluyendo el espesor de sobrecorrosión, debe ser de 13 mm, mientras que el espesor mínimo de la chapa de cubierta debe ser el mayor de estos tres valores:

$$t_1 = 5 \text{ mm}$$

$$t_2 = \frac{R_c}{2.4} * \sqrt{\frac{T}{2.2}} + CA$$

$$t_3 = \frac{R_c}{2.7} * \sqrt{\frac{U}{2.2}} + CA$$

Siendo T la mayor de las combinaciones de carga con carga de nieve equilibrada (Sb) y U la mayor de las combinaciones de carga con carga de nieve desequilibrada (Su), según el apartado 5.2.2 de la API 650:

$$1) DL + (Lr \text{ ó } Su \text{ ó } Sb) + 0.4 Pe$$

$$2) DL + Pe + 0.4(Lr \text{ ó } Su \text{ ó } Sb)$$

- **Sobrecarga de uso (Lr):** en el área proyectada horizontal del techo toma el valor de 1.0 kPa según el apéndice V.3 de la norma API 650.

$$Lr = 1 \text{ kPa}$$

- **Peso propio (DL):** peso de la cubierta del tanque, incluido cualquier margen de corrosión, a menos que se indique lo contrario. Suponiendo el espesor máximo del domo de 13mm:

$$DL = gH = \rho_{acero} * t_{r,adopt} * \frac{A_{casq}}{A_h} * g = 7850 * \frac{13}{1000} * \frac{474.1}{452.4} * \frac{9.81}{1000} = 1.05 \text{ kPa}$$

- **Carga de Nieve (S):** Carga de nieve de suelo de la zona de localización del tanque según el CTE:

$$S_k = 0.2 \text{ kN/ m}^2$$

- **La carga de nieve de diseño equilibrada (Sb):** será 0,84 veces la carga de nieve del suelo.

$$S_b = 0.84 * S_k = 0.84 * 0.2 = 0.168 \text{ kPa}$$

- **La carga de nieve de diseño desequilibrada (Su):** para techos con una pendiente de 10 ° o menos será igual a la carga de nieve. La carga de nieve de diseño desequilibrada (Su) para todos las demás pendientes será 1,5 veces la carga de nieve de diseño equilibrada:

$$S_u = S_k \text{ si } \theta \leq 10^\circ$$

$$S_u = 1.5 \cdot S_b \text{ si } \theta > 10^\circ$$

Como la cubierta tiene una pendiente de $\theta = 24.62^\circ$:

$$S_u = 1.5 \cdot S_b = 0.252 \text{ kPa}$$

El resultado de las combinaciones de carga es el siguiente:

$$P1) \quad DL + L_r + 0.4 |P_e| = 1.05 + 1 + 0.4 |-0.25| = 2.15 \text{ kPa}$$

$$P2) \quad DL + S_u + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.252 + 0.4 |-0.25| = 1.402 \text{ kPa}$$

$$P3) \quad DL + S_b + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.168 + 0.4 |-0.25| = 1.318 \text{ kPa}$$

$$P4) \quad DL + |P_e| + 0.4 L_r = 1.05 + |-0.25| + 0.4 \cdot 1 = 1.7 \text{ kPa}$$

$$P5) \quad DL + |P_e| + 0.4 S_u = 1.05 + 0.168 + 0.4 \cdot 0.168 = 1.367 \text{ kPa}$$

$$P6) \quad DL + |P_e| + 0.4 S_b = 1.05 + 0.252 + 0.4 \cdot 0.252 = 1.4 \text{ kPa}$$

Una vez obtenidas las combinaciones de carga, T y U adquieren los siguientes valores:

$$T = \max(P1, P3, P6) = \max(2.15, 1.318, 1.4) = 2.15 \text{ kPa}$$

$$t_2 = \frac{28.8}{2.4} * \sqrt{\frac{2.15}{2.2}} + 1 = 12.9 \text{ mm}$$

$$U = \max(P1, P2, P5) = \max(2.15, 1.402, 1.367) = 2.15 \text{ kPa}$$

$$t_3 = \frac{28.8}{2.7} * \sqrt{\frac{2.15}{2.2}} + 1 = 11.5 \text{ mm}$$

$$t_{r,\min} = \max(5, 12.9, 11.5) = 12.9 \text{ mm}$$

$$t_{r,\text{adopt}} = t_{r,\min} + CA_r = 12.9 + 1 = 13.9 = 13 \text{ mm}$$

Añadiéndole el espesor de sobrecorrosión al espesor calculado se supera el espesor máximo de 13 mm que se indica en la norma, por lo que se adoptará finalmente un espesor para la chapa de cubierta de 13 mm.

5.3.4 Comprobación de pandeo elástico en la chapa según EN 1993 Part 4-2

Se realizará las comprobaciones de resistencia y estabilidad de la descritas en la norma EN 1993 Part 4-2.

- La **comprobación de resistencia según el apartado 11.2.1 de la EN 1993 Part 4-2** para cubiertas tipo domo bajo la presión interna de diseño es (La tensión σ_ϕ tiene que ser menor que el límite

elástico):

$$\frac{p_{0,Ed} * R_c}{2 * t_{r,min}} \leq j * F_{yd}$$

Siendo $F_{yd} = F_y / \gamma_{M0}$

el coeficiente j toma un valor de 0.50 para en juntas solapadas con soldaduras en ángulo en ambos lados y un valor de $\gamma_{M0} = 1.00$ para el coeficiente de seguridad de resistencia según lo descrito en el apartado 2.9.2.2 del *EN 1993 Part 4-2*. La presión $p_{0,Ed}$ se calcula como la suma de la presión interna de diseño más la presión externa de diseño.

$$\frac{(2 + 0.25) * 28.8}{2 * 12.9} \leq \frac{0.5 * 138.6}{1.00}$$

$$2.51 \leq 69.3 \rightarrow \text{CUMPLE RESISTENCIA}$$

- La **comprobación de estabilidad** de la chapa de la cubierta tipo domo sometida a la presión externa de diseño es:

$$PB = 0.05 * \left(1.25 * E * \left(\frac{t_{r,min}}{R_c} \right)^2 \right) \geq p_{i,Ed} = gH * 1.4$$

$P_{i,Ed}$ es la componente radial hacia adentro de la carga de diseño distribuida uniformemente en la cubierta (es decir, el valor característico multiplicado por el factor parcial según el apartado 2.9.2.1)

$$PB = 0.05 * \left(1.25 * 151685 * \left(\frac{12.9}{28.8 * 1000} \right)^2 \right) * 1000 \geq p_{i,Ed} = 1.05 * 1.4$$

$$PB = 1.9 \geq p_{i,Ed} = 1.47 \rightarrow \text{CUMPLE ESTABILIDAD}$$

Se ha tomado el valor de la presión externa de diseño en el caso más desfavorable de la cubierta, que en este caso es el parte superior justo en el eje de simetría del tanque, ya que el ángulo que forma la cubierta con la horizontal es 0° , y por tanto el $\cos(0) = 1$. Se multiplica por el coeficiente de seguridad de estabilidad de 1.4 según el apartado 2.9.2.1 del *EN 1993 Part 4-2*.

5.3.5 Dimensionamiento del anillo circunferencial

El anillo circunferencial se compone por el área de unión cuerpo del tanque – cubierta. Este anillo es el encargado de soportar el peso de la cubierta y las cargas exteriores a la que está sometida, viéndose traccionado por esas cargas. Su objetivo es rigidizar la parte superior de la envolvente del tanque evitando la deformación en la última virola y además sirve para sellar la unión entre la envolvente y la cubierta esférica. En el caso de que actúe la presión interna deformando el domo o la presión del viento sobre las paredes, el anillo rigidizará la unión comprimiéndose.

Para su dimensionamiento, se calculará el área de participación mínima requerida en la unión cuerpo del tanque – cubierta. El área de participación depende de la configuración elegida para el anillo, pudiéndose optar

por alguna de las configuraciones descritas en el apéndice F de la API 650.

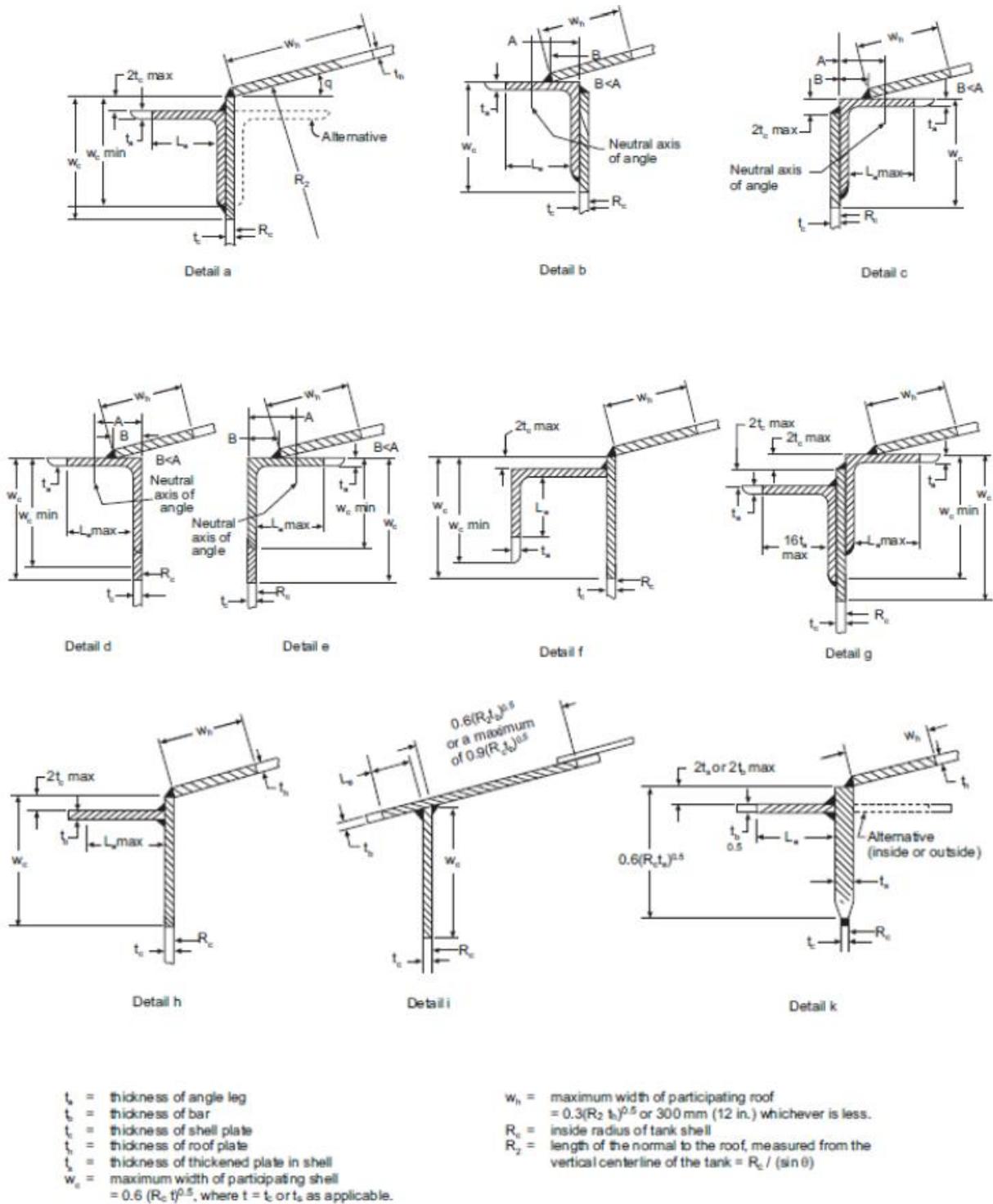


Figura 5-2. Configuraciones de anillo circunferencial superior.

De las diferentes configuraciones que propone la norma, se optará por elegir la figura del detalle b, sobre el que se apoyará la cubierta tipo domo, que cuenta con un radio de curvatura de 28.8 m, mucho mayor que el radio de la envolvente del tanque de 12 m, rebasando la envolvente y de ahí que interese colocar el anillo exteriormente.

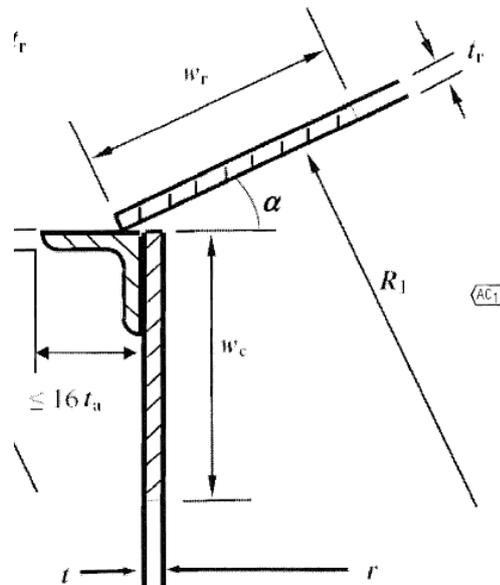


Figura 5-3. Configuración seleccionada para el anillo circunferencial y áreas de participación.

En la norma API 650 Apartado 5.1.5.9, se especifica el perfil mínimo requerido para el anillo en la siguiente tabla:

Tank Diameter (D)	Minimum Top Angle Size ^a (mm)
$D \leq 11 \text{ m}, (D \leq 35 \text{ ft})$	$50 \times 50 \times 5$
$11 \text{ m} < D \leq 18 \text{ m}, (35 \text{ ft} < D \leq 60 \text{ ft})$	$50 \times 50 \times 6$
$D > 18 \text{ m}, (D > 60 \text{ ft})$	$75 \times 75 \times 10$

Figura 5-4. Perfiles mínimos del anillo de rigidización superior.

Para este tanque de 24 m de diámetro corresponderá un perfil mínimo L75x75x10.

5.3.5.1 Dimensionamiento del anillo según la API 650

El área de participación de cada elemento en la unión cuerpo - cubierta se determinará utilizando la Figura F.2 y el espesor del material menos cualquier tolerancia por corrosión. Según la API 650 apartado 5.10.6.1, el área de participación mínima se obtiene mediante la siguiente expresión:

$$A_{min} = \frac{p_h * D^2}{8 * F_a * \tan \theta}$$

- P_h es la mayor de las combinaciones de carga gravitatoria 5.2.2 (e) (1) y (e) (2):

(e)(1): $DL + (Lr \text{ or } Su \text{ or } Sb) + 0.4 Pe$

(e)(2): DL + Pe + 0.4(Lr or Su or Sb)

Es decir, p es el mayor de:

cc1) $DL + Lr + 0.4 |P_e| = 1.05 + 1 + 0.4 |-0.25| = 2.15 \text{ kPa}$

cc2) $DL + Su + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.252 + 0.4 |-0.25| = 1.402 \text{ kPa}$

cc3) $DL + Sb + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.168 + 0.4 |-0.25| = 1.318 \text{ kPa}$

cc4) $DL + |P_e| + 0.4 Lr = 1.05 + |-0.25| + 0.4 * 1 = 1.7 \text{ kPa}$

cc5) $DL + |P_e| + 0.4 Su = 1.05 + 0.168 + 0.4 * 0.168 = 1.367 \text{ kPa}$

cc6) $DL + |P_e| + 0.4 Sb = 1.05 + 0.252 + 0.4 * 0.252 = 1.4 \text{ kPa}$

- D es el diámetro nominal de la envolvente del tanque.
- θ es el ángulo de la pendiente de la cubierta con respecto a la horizontal.
- Fa es igual a 0,6 Fy. Fa es la tensión de tracción mínima permisible. Fa= Sd es el esfuerzo permisible en condiciones de diseño.
- Fy es la resistencia mínima a la fluencia del material de las unión cuerpo – cubierta, a la temperatura máxima de diseño.

$$A_{min} = \frac{0.00215 \text{ MPa} * 24^2 \text{ m}^2}{8 * 0.6 * 138.6 \text{ MPa} * \tan(24.62^\circ)} = 0.0041 \text{ m}^2$$

Para abordar el dimensionamiento del anillo es necesario calcular las áreas de participación de la cubierta y del cuerpo del depósito que intervienen en el estado tensional del anillo. Se calcula el área necesaria que tiene que verificar dicho perfil para cumplir el criterio de plastificación.

El área de participación de la cubierta y del cuerpo respectivamente se obtiene mediante las longitudes de la respectivas que se considera que está dentro de la región del anillo superior de compresión:

$$w_r = 0.6 * \sqrt{R_c * (t_{r,adopt} - CA_r)} = 0.6 * \sqrt{28.8 * 1000 * (13 - 1)} = 352.72 \text{ mm}$$

$$w_c = 0.6 * \sqrt{\frac{D}{2} * (t_{última \ virola} - CA)} = 0.6 * \sqrt{\frac{24}{2} * 1000 * (6 - 1)} = 146.97 \text{ mm}$$

Las áreas de participación, tanto de la cubierta como del cuerpo respectivamente, dentro de la región del anillo de compresión son:

$$A_{p,1} = w_r * (t_{r,adopt} - CA_r) = 352.72 * (13 - 1) = 4,232.72 \text{ mm}^2$$

$$A_{p,2} = w_c * (t_{última \ virola} - CA) = 146.97 * (6 - 1) = 734.87 \text{ mm}^2$$

Por tanto, el área final requerida para el perfil en L del anillo se determina como:

$$A_{req} = A_{mín} - A_{p,1} - A_{p,2} = 4,100 - 4,232.72 - 734.87 = 0 \text{ mm}^2$$

Se obtiene un valor negativo, lo que indica que con el área participativa, tanto del cuerpo y de la cubierta sería suficiente para soportar las cargas de tracción. Al no requerirse un área para el perfil en L del anillo, se optará por colocar al menos el mínimo de área de perfil descrito en la norma: L75x75x10 con un área de $A_{\text{perfil_anillo}} = 1,400 \text{ mm}^2$.

5.3.5.2 Dimensionamiento del anillo según EC-3 parte 4-2

Se realizará también el dimensionamiento del anillo según lo descrito en el Eurocódigo EC-3 parte 4-2. La fuerza en el anillo debe verificar:

$$\frac{N_{Ed,c}}{A_{eff,a}} \leq f_{yd}$$

donde:

$$N_{Ed,c} = \frac{p_{v,Ed} * \left(\frac{D}{2}\right)^2}{2 * \tan(\theta - \theta_2)}$$

Para cubiertas esféricas bajo la acción de cargas distribuidas derivadas de carga impuesta, carga de nieve, carga de viento, carga permanente o presión, se tomará $P_{v,Ed}$ como el valor de la componente vertical máxima de la carga de diseño distribuida incluyendo el peso muerto de la estructura rigidizadora.

Donde:

- cc1) $DL + Lr + 0.4 |P_e| = 1.05 + 1 + 0.4 |-0.25| = 2.15 \text{ kPa}$
- cc2) $DL + Su + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.252 + 0.4 |-0.25| = 1.402 \text{ kPa}$
- cc3) $DL + Sb + 0.4 |P_e| = 1.05 + 0.168 + 0.4 |-0.25| = 1.318 \text{ kPa}$
- cc4) $DL + |P_e| + 0.4 Lr = 1.05 + |-0.25| + 0.4 * 1 = 1.7 \text{ kPa}$
- cc5) $DL + |P_e| + 0.4 Su = 1.05 + 0.168 + 0.4 * 0.168 = 1.367 \text{ kPa}$
- cc6) $DL + |P_e| + 0.4 Sb = 1.05 + 0.252 + 0.4 * 0.252 = 1.4 \text{ kPa}$

Se tomará $P_{v,Ed} = 2.15 \text{ kPa}$

La fuerza en el anillo es:

$$N_{Ed,c} = \frac{2.15 * \left(\frac{24}{2}\right)^2}{2 * \tan(24.62 - 2.38)} = 378.57 \text{ kN}$$

$$\theta = \arcsin\left(\frac{24}{2 * 28.8}\right) = 24.62^\circ$$

$$\theta_2 = \arcsin\left(\frac{0.1 * 24}{2 * 28.8}\right) = 2.38^\circ$$

El área de sección transversal necesaria del anillo de refuerzo superior es:

$$A_{nec} = \frac{378.57 * 1000}{\frac{2}{3} * 138.6} = 4097.08 \text{ mm}^2$$

Por tanto, el área final requerida para el perfil será:

$$A_{req} = 4097.08 - 4179.88 - 734.87 = 0 \text{ mm}^2$$

Igualmente, dimensionándolo por esta norma, sale un valor negativo para el perfil del anillo. Al no requerirse un área para el perfil en L del anillo, también se optará por el perfil mínimo área descrito en la norma: L75x75x10.

La tensión real máxima a la que está sometido el anillo de compresión es:

$$\sigma_{máx,c} = \frac{N_{Ed,c}}{(A_{p,1} + A_{p,2} + A_{perfil_anillo})} = \frac{378.57 * 1000}{(4179.88 + 734.87 + 1400)} = 59.95 \text{ MPa}$$

La condición que ha de cumplirse es:

$$\sigma_{máx,c} \leq \frac{2}{3} * F_{yr}$$
$$\sigma_{máx,c} = 59.95 \text{ MPa} \leq \sigma_{adm} = \frac{2}{3} * 138.6 = 92.4 \text{ MPa}$$

El perfil adoptado es admisible.

5.3.5.3 Comprobación del anillo circunferencial frente al efecto del viento

La presión que provoca el viento sobre las paredes del tanque puede llegar a provocar el efecto de abolladura de las paredes. El anillo circunferencial superior se verá comprimido por este efecto pudiéndose dar el pandeo del mismo.

En este apartado se comprobará el requisito para evitar esta inestabilidad por viento, según se describe en el apartado 5.9.6 de la API 650. El módulo de sección mínimo requerido para el anillo de refuerzo circunferencial se determinará mediante la siguiente ecuación:

$$Z = \frac{D^2 * H}{17} * \left(\frac{v}{190} \right)^2$$

Donde:

- Z es el módulo de sección mínimo requerido [cm³].
- D es el diámetro del tanque [m].
- H es la altura de la envolvente del tanque [m].
- v es la velocidad de diseño del viento [km/h].

Sustituyendo los valores del tanque:

$$Z = \frac{24^2 * 10}{17} * \left(\frac{145}{190} \right)^2 = 197.33 \text{ cm}^3 > W = 13.97 \text{ cm}^3$$

Se obtiene un módulo mínimo de sección Z que es mayor al módulo de sección W del perfil L75x75x10 escogido para el anillo. Por tanto, se debe aumentar el perfil eligiendo, del catálogo Arcelor Mittal, un L200x200x20 con módulo resistente de W= 199.1 cm³ para que cumpla la comprobación descrita en este apartado.

6 VERIFICACIÓN DEL EFECTO DEL VIENTO

En este capítulo se realizará la comprobación del tanque por el efecto del viento con el objetivo de verificar si existe la necesidad de disponer de vigas de rigidización intermedias y si hay que realizar el anclaje del depósito por estabilidad frente al vuelco.

Según la norma API 650 existen dos formas para de resolver la rigidización de la envolvente del tanque frente al viento. Por un lado, se puede optar por dimensionar elementos rigidizadores intermedios o bien, por aumentar el espesor de las virolas evitando así disponer de este tipo de rigidizadores.

Para verificar la necesidad de anclaje mecánico frente al vuelco por el efecto del viento, es necesario calcular los momentos de vuelco a los que se ve sometido el tanque debido a dicho efecto. De esta forma se comprueba si es necesario realizar el anclaje mecánico del tanque para asegurar la estabilidad del mismo frente al momento de vuelco que se pueda presentar.

6.1 Notación

A_{base}	Área de la base del tanque [m ²]
D	Diámetro del tanque [m]
E	Módulo de Young del acero [MPa]
F_y	Límite elástico del acero del cuerpo [MPa]
H_1	Altura máxima de la envolvente del tanque sin rigidizar [m]
H_{tr}	Altura transformada de la envolvente del tanque [m]
h_i	Altura de cada virola [m]
P_e	Presión de diseño externa en vacío [kPa]
P_s	Presión total de diseño [kPa]
t_{actual}	Espesor de la virola actual “i” [mm]
$t_{última\ virola}$	Espesor de la virola situada en la parte superior del cuerpo [mm]
v	Velocidad de diseño del viento [km/h]
W	Presión máxima del viento [kPa]
W_{tr}	Altura transformada equivalente [m]
ρ_{acero}	Densidad del acero [kg/m ³]
ϕ_1, ϕ_2	Factores de estabilidad [-]
$A_{w,cubierta}$	Área envolvente de la cubierta para viento [m ²]
$A_{w,cuerpo}$	Área envolvente del cuerpo del tanque para viento [m ²]
D	Diámetro del tanque [m]
g	Aceleración de la gravedad [m/s ²]
H	Altura total de la envolvente [m]
$F_{b,diseño}$	Fuerza de diseño en la base del tanque provocada por la presión interna de diseño [kN]

M_{dl}	Momento de vuelco en la unión cuerpo-fondo debido a la altura del líquido [mN]
M_{DLR}	Momento unión cuerpo-fondo debido al peso nominal de la chapa de cubierta [mN]
M_f	Momento en la unión cuerpo-fondo debido a la altura del fluido almacenado [mN]
M_{pi}	Momento en la unión envolvente-fondo provocado por la presión interna de diseño [mN]
M_{dl}	Momento de vuelco en la unión envolvente-fondo debido al peso nominal del cuerpo más el peso nominal del anillo circunferencial [mN]
M_{DLR}	Momento de vuelco en la unión envolvente-fondo debido al peso nominal de la placa de la cubierta más cualquier estructura auxiliar [mN]
$M_{v,cuerpo}$	Momento de vuelco del cuerpo [mN]
$M_{v,cubierta}$	Momento de vuelco de la cubierta [mN]
M_w	Momento de vuelco en la unión envolvente-fondo debido al viento [mN]
P_i	Presión de diseño interna [kPa]
p_{wr}	Presión dinámica de la cubierta, según la API 650 [kPa]
p_{ws}	Presión dinámica del cuerpo, según la API 650 [kPa]
W_{anillo}	Peso del anillo circunferencial que soporta la cubierta [kg]
$W_{s,r}$	Peso del cuerpo del tanque más el anillo circunferencial que soporta la cubierta [kg]
w_L	Peso del líquido por unidad de longitud [N/m]
w_w	Peso del líquido según la API 650 [N]
A_{casq}	Área del casquete esférico de la cubierta [m ²]
F_{by}	Límite elástico mínimo del acero de la placa del fondo [MPa]
G_{anillo}	Peso por unidad de longitud del perfil del anillo circunferencial [kg/m]
H_w	Altura del nivel de líquido dentro del tanque [m]
$t_{f,adopt}$	Espesor adoptado en el fondo del tanque [mm]
$t_{r,adopt}$	Espesor adoptado de la chapa de cubierta [mm]
W_s	Peso de las virolas que componen la envolvente del tanque [kg]
$W_{placa\ cubierta}$	Peso de la placa de cubierta de cubierta [kg]

6.2 Comprobación de la necesidad de viga intermedia frente al viento

El objetivo de disponer este tipo de rigidizadores intermedios es evitar el pandeo de las virolas por la acción del viento. En este proyecto se optará por aumentar, si fuese necesario, el espesor de las virolas evitando así la colocación de estas vigas, quedando el tanque únicamente con anillo circunferencial de compresión en la parte de unión del cuerpo del tanque con la cubierta, ya dimensionado en el capítulo 5. Los siguientes pasos vienen definidos en el apartado 5.9 y en el apéndice V.8 de la norma API 650.

La comprobación de que no hace falta disponer de viga intermedia frente al viento se hace mediante la siguiente expresión:

$$H_1 > H_{tr}$$

Siendo:

- H_1 : altura máxima del cuerpo del tanque que no necesita de rigidización.

- H_{tr} : Altura transformada del cuerpo del tanque en el que se sustituye el ancho de cada virola por un ancho transpuesto en función del espesor de la última virola.

La altura máxima del tanque sin necesidad de rigidización intermedia se obtiene mediante la ecuación:

$$H_1 = 9.47 * t_{\text{última virola}} * \sqrt{\left(\frac{t_{\text{última virola}}}{D}\right)^3 * \left(\frac{190}{v}\right)^2}$$

$$H_1 = 9.47 * 6 * \sqrt{\left(\frac{6}{24}\right)^3 * \left(\frac{190}{145}\right)^2} = 12.2 \text{ m}$$

La altura transformada del cuerpo se obtiene mediante la ecuación:

$$H_{tr} = \sum_1^{n_{vir}} h_{(i)} * \sqrt{\left(\frac{t_{\text{última virola}}}{t_{\text{actual (i)}}}\right)^5}$$

$$H_{tr} = 2 * \left(\sqrt{\left(\frac{6}{21.7}\right)^5} + \sqrt{\left(\frac{6}{17.3}\right)^5} + \sqrt{\left(\frac{6}{12.9}\right)^5} + \sqrt{\left(\frac{6}{8.5}\right)^5} + \sqrt{\left(\frac{6}{6}\right)^5} \right) = 3.35 \text{ m}$$

Se tiene que $H_{tr} < H_1$, siendo la altura transformada equivalente menor que la altura máxima sin rigidizar, por tanto no es necesario colocar rigidizadores secundarios. En el caso contrario de haberse verificado la necesidad de incluir vigas de rigidización intermedia, se hubiese optado por aumentar el espesor de virola para no tener que disponer de rigidización intermedia frente al viento.

Como finalmente no se colocarán rigidizadores, sí que será necesario verificar la estabilidad de las placas sin rigidización intermedia:

6.2.1 Verificación del Apéndice V de la API 650

El procedimiento utiliza el espesor nominal de la capa más delgada y el método de capa transformada para establecer número de rigidizadores intermedios y ubicaciones. Las ecuaciones de V.8.1.2 y V.8.1.3 contienen variables para una estabilidad factor, ψ , que depende de la magnitud de la presión de vacío. Las ecuaciones también incluyen un 0.8 de factor de "derribo" por imperfecciones en la geometría de la envolvente cilíndrica del tanque. La envolvente debe comprobarse en busca de dos condiciones:

- **Condición 1:** Se considera la presión del viento más presión externa de diseño (presión en vacío).

El factor de estabilidad ψ puede tomar los siguientes valores:

1. $\psi = 1$ para presión de viento más presión de diseño externa en vacío ($P_e \leq 0.25 \text{ kPa}$)
2. $\psi = (P_e + 0.70) / 0.95$ para presión de viento más presión de diseño externa en vacío ($0.25 < P_e \leq 0.70 \text{ kPa}$)
3. $\psi = P_e / 0.48$ para presión de viento más presión de diseño externa en vacío ($P_e \geq 0.70 \text{ kPa}$); ψ no debe superar 2.5.

- **Condición 2:** solo presión de diseño externa (vacío) especificada $\psi = 3,0$

Criterio de Pandeo elástico.

Según el apartado V.8.1.1 de la API 650, en paredes de tanques que no dispongan de rigidización, sometidos a una presión externa de diseño suficiente para causar pandeo, dicho inestabilidad se producirá si se cumple el siguiente criterio. Si no se cumple, se deben evaluar los efectos de la presión externa de acuerdo con los requisitos de la norma *ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section VIII, División 1*.

$$\left(\frac{D}{t_{\text{última virola}}} \right)^{0.75} * \left[\left(\frac{H_{tr}}{D} \right) * \left(\frac{F_y}{E} \right)^{0.5} \right] \geq 0.00675$$

$$\left(\frac{24}{6} \right)^{0.75} * \left[\left(\frac{3.35}{24} \right) * \left(\frac{138.6}{157200} \right)^{0.5} \right] = 0.0117 \geq 0.00675$$

Se cumple el criterio de pandeo elástico, por tanto se procede aplicando las comprobaciones de P_e y P_s :

$$P_s \leq \frac{E}{15.203 * \varphi_1 * \left(\frac{H_{tr}}{D} \right) * \left(\frac{D}{t_{\text{última virola}}} \right)^{2.5}}$$

$$P_e \leq \frac{E}{15.203 * \varphi_2 * \left(\frac{H_{tr}}{D} \right) * \left(\frac{D}{t_{\text{última virola}}} \right)^{2.5}}$$

La presión externa de diseño para el diseño del cuerpo, P_s , está definida como el mayor valor entre:

1. La presión de diseño externa en vacío, P_e , excluyéndose carga de viento, W .

$$P_{s1} = |P_e| - W$$

2. $W + 0.4 * P_e$

$$W = 1.48 * \left(\frac{v}{190} \right)^2$$

$$P_{s2} = W + 0.4 * |P_e|$$

Con el dato de partida: $P_e = 0.25 \text{ KPa}$, el factor de estabilidad ψ que aplica al proyecto, para valores de $P_e = 0.25 \text{ kPa}$, según la condición 1 es $\psi = 1$ y según la condición 2 es $\psi = 3$.

La presión externa de diseño para el diseño de la envolvente tendrá el mayor valor de las expresiones:

$$W = 1.48 * \left(\frac{145}{190} \right)^2 = 0.86 \text{ kPa}$$

$$P_{s1} = |-0.25| - 0.86 = -0.61 \text{ kPa}$$

$$P_{s2} = 0.86 + 0.4 * |-0.25| = 0.96 \text{ kPa}$$

$$P_s = \text{máx}(|-0.61|, 0.96) = 0.96 \text{ kPa}$$

Según las ecuaciones:

$$0.96 \text{ kPa} \leq \frac{157200}{15.203 * 1.1 * \left(\frac{3.35}{24}\right) * \left(\frac{24}{6}\right)^{2.5}} * \frac{1}{1000} = 2.1 \text{ kPa}$$

$$0.25 \text{ kPa} \leq \frac{157200}{15.203 * 3 * \left(\frac{3.35}{24}\right) * \left(\frac{24}{6}\right)^{2.5}} * \frac{1}{1000} = 0.77 \text{ kPa}$$

Se cumple la comprobación tanto de P_e como de P_s .

6.3 Comprobación de estabilidad frente al vuelco

Para decidir que no es necesario anclar el tanque, hay que comprobar que el momento de vuelco por viento es menor al momento propio del tanque. Los pasos necesarios para verificar el efecto del viento aparecen definidos en el apartado 5.11 de la norma API 650.

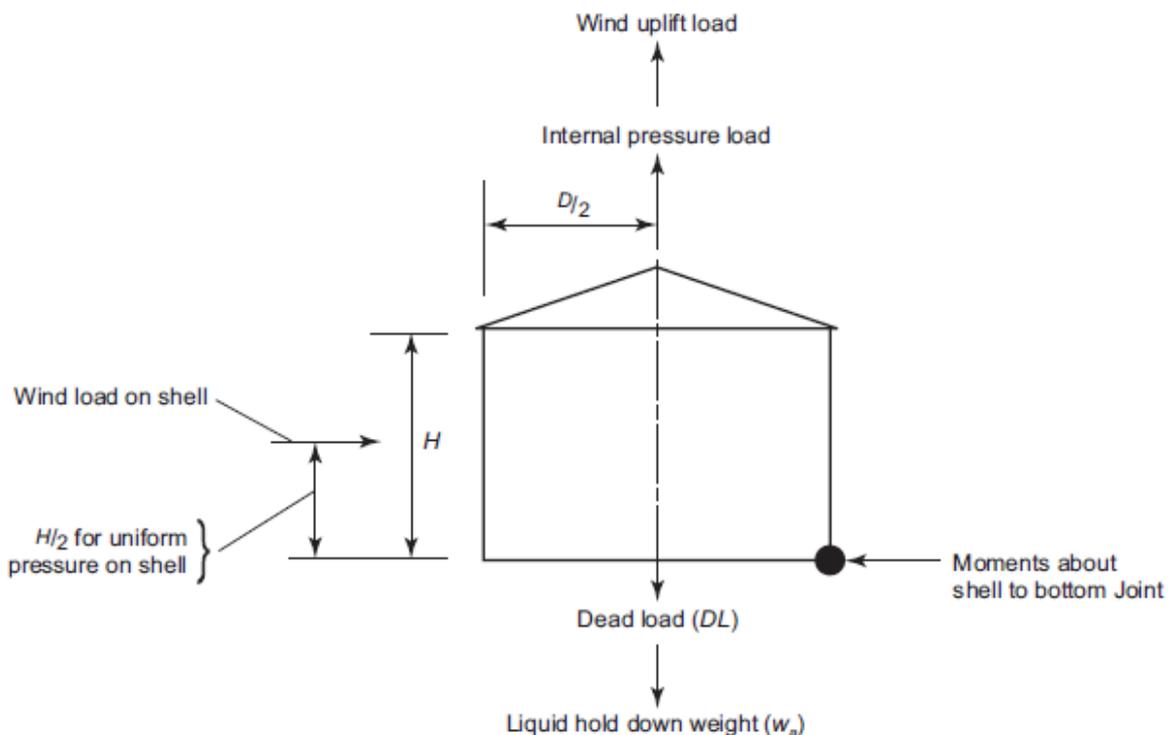


Figura 6-1. Comprobación de vuelco por viento y presión interna.

Los tanques no anclados deberán satisfacer los siguientes criterios descritos en el apartado 5.11.2 de la API 650:

$$0.6 * M_w + M_{pi} < \frac{M_{dl}}{1.5} + M_{DLR}$$

$$M_w + 0.4 * M_{pi} < \frac{M_{dl} + M_f}{2} + M_{DLR}$$

Dónde:

- M_{pi} es el momento de vuelco en la unión de la envolvente con el fondo provocado por la presión interna de diseño.

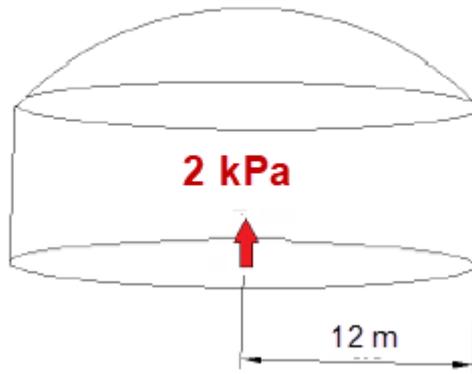


Figura 6-2. Presión interna de diseño.

Para el cálculo de M_{pi} es necesario conocer la fuerza de diseño debido a la presión interna P_i en la base del tanque, que puede calcularse como:

$$F_{b,diseño} = P_i * A_{base} = P_i * \frac{\pi * D^2}{4} = 2 * \frac{\pi * 24^2}{4} = 904.77 \text{ kN}$$

$$M_{pi} = \frac{1}{2} * D * F_{b,diseño} = \frac{1}{2} * 24 * 904.77 = 10857.77 \text{ kNm}$$

- M_w es el momento de vuelco alrededor de la unión de la envolvente con el fondo, debido a la presión del viento tanto horizontal como vertical; Previamente se tiene que calcular la presión en la envolvente del tanque (verticalmente) y en la cubierta (horizontalmente). La presión dinámica de diseño del viento sobre el cuerpo del tanque en función de la velocidad del viento y el área del cuerpo del tanque proyectada verticalmente son:

$$p_{ws} = 0.86 * \left(\frac{v}{190}\right)^2$$

$$A_{w,cuerpo} = D * H$$

La presión dinámica de levantamiento de la cubierta en función de la velocidad del viento y el área de la cubierta proyectada horizontalmente son:

$$p_{wr} = 1.44 * \left(\frac{v}{190}\right)^2$$

$$A_{w,cubierta} = \frac{\pi * D^2}{4}$$

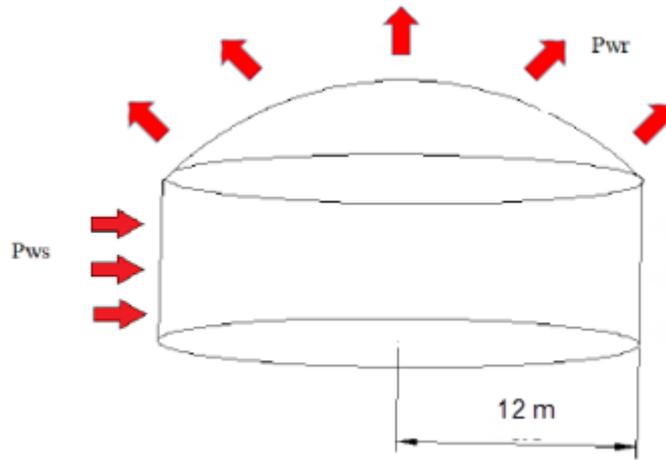


Figura 6-3. Presión del viento en el cuerpo y cubierta.

$$p_{ws} = 0.86 * \left(\frac{145}{190}\right)^2 = 0.501 \text{ kPa}$$

$$A_{w,cuerpo} = 24 * 10 = 240 \text{ m}^2$$

$$p_{wr} = 1.44 * \left(\frac{145}{190}\right)^2 = 0.839 \text{ kPa}$$

$$A_{w,cubierta} = \frac{\pi * 24^2}{4} = 452.39 \text{ m}^2$$

$$M_{v,cuerpo} = p_{ws} * A_{w,cuerpo} * \frac{H}{2} = 601.2 \text{ kNm}$$

$$M_{v,cubierta} = p_{wr} * A_{w,cubierta} * \frac{D}{2} = 4,554.66 \text{ kNm}$$

$$M_w = M_{v,cuerpo} + M_{v,cubierta} = 5,155.86 \text{ kNm}$$

- M_{dl} es el momento sobre de la unión de la envolvente con el fondo debido al peso nominal del cuerpo y a la estructura que soporta de la cubierta (anillo circunferencial):

$$M_{dl} = W_{s,r} * g * \frac{D}{2}$$

$$M_{dl} = 83,117.49 * 9.81 * \frac{24}{2} = 9,784,590.9 \text{ Nm}$$

$$W_{s,r} = W_s + W_{anillo} = 78,601.14 + 4,516.35 = 83,117.49 \text{ kg}$$

El peso de las virolas del cuerpo del tanque se calcula:

$$W_s = \rho_{acero} * \pi * D * \sum_{i=1}^{n_{vir}} t_{actual(i)} * h_{vir,i} \quad [kg]$$

$$W_s = 7850 * \pi * 24 * 2 * \frac{21.7 + 17.3 + 12.9 + 8.5 + 6}{1000} = 78,601.14 \text{ kg}$$

El peso del anillo circunferencial de la unión envolvente-cubierta se calcula:

$$W_{anillo} = \pi * D * G_{anillo} = \pi * 24 * 59.9 = 4,516.35 \text{ kg}$$

Tomándose del catálogo Arcelor Mittal el peso por unidad de longitud del perfil L200x200x20:

$$G_{anillo} = 59.9 \text{ kg/m}$$

- M_f es el momento en la unión de la envolvente con el fondo debido al peso del líquido.

$$M_f = w_w * \frac{D}{2}$$

$$M_f = 23,828.9 * \frac{24}{2} = 285,946.77 \text{ mN}$$

El peso del líquido es:

$$w_w = w_L * \pi * D \quad [N]$$

Donde w_L es el peso del líquido por unidad de longitud, considerado como el peso de líquido sobre la envolvente, tomando una gravedad específica de 0.7 a una altura de $1/2$ y la altura del nivel de líquido de diseño H_w . Este peso por unidad de longitud será $140.8 * H * D$ para el SI de unidades o calculado según la expresión:

$$w_L = 59 * t_{f,adopt} * \sqrt{F_{by} * \frac{H_w}{2}} \quad [N/m]$$

Donde F_{yb} es el límite elástico mínimo del acero de la placa del fondo en MPa y $t_{f,adopt}$ el espesor requerido del fondo, en mm, que se usa para resistir el vuelco del viento.

$$w_L = 59 * \frac{8}{1000} * \sqrt{92.44 * \frac{9.7 * 1000}{2}} = 316.04 \frac{N}{m}$$

$$w_w = 316.04 * \pi * 24 = 23,828.9 N$$

- M_{DLR} es el momento en la unión de la envolvente con el fondo debido al peso nominal de la placa de la cubierta más cualquier estructura auxiliar.

$$M_{DLR} = W_{placa\ cubierta} * g * \frac{D}{2}$$

$$W_{placa\ cubierta} = \rho_{acero} * A_{casq} * t_{r,adopt} = 7850 * 474.1 * \frac{13}{1000} = 48,381.91 kg$$

$$M_{DLR} = 48,381.91 * 9.81 * \frac{24}{2} = 5,695,517.9 mN$$

Se realiza las comprobaciones del apartado 5.11.2 de la API 650:

$$13,951,286 mN > 12,218,578.5 mN$$

$$25,882,082.33 mN > 10,730,786.74 mN$$

Al no cumplirse ninguna de las dos comprobaciones, se considera necesario anclar mecánicamente el tanque debido al efecto del viento

7 VERIFICACIÓN DEL EFECTO SÍSMICO

Este capítulo se centra en la verificación de los criterios básicos de diseño en función de los efectos sísmicos a los que están sometidos los tanques. De esa forma, se busca obtener los requisitos mínimos en el diseño de dichos tanques para la seguridad del depósito frente a este tipo de fenómeno natural. Para ello se aplica el apéndice E de la norma API 650, la cual no asegura que en el tanque no aparezcan daños derivados de un movimiento sísmico.

7.1 Notación

A	parámetro de aceleración lateral [%g]
A_c	Parámetro de espectro de aceleración convectiva [%g]
A_i	Parámetro de espectro de aceleración impulsiva [%g]
A_v	Coefficiente vertical de aceleración sísmica [%g]
D	Diámetro del tanque [m]
F	Fuerza lateral de diseño [N]
F_a	Coefficiente de amplificación del terreno [-]
F_c	Tensión sísmica longitudinal admisible [MPa]
F_{ty}	Límite elástico mínimo del acero [MPa]
F_v	Coefficiente de velocidad [-]
F_{vert}	Fuerza sísmica vertical [N]
F_y	Límite elástico del acero del cuerpo [MPa]
F_{yb}	Límite elástico mínimo del acero de la placa del fondo [MPa]
G	Gravedad específica de diseño del líquido [-]
G_e	Gravedad específica incluyendo el efecto sísmico vertical [-]
H	Altura total del tanque [m]
h_i	Altura de cada virola [m]
H_{roof}	Altura de la cubierta esférica [m]
H_w	Altura del nivel de líquido dentro del depósito [m]
I	Factor de importancia [-]
J	Ratio de anclaje [-]
K	Coefficiente ajuste de aceleración espectral, 0.5-5% amortig., según nomenclatura
K_s	Coefficiente de ajuste del espectro de aceleración amortiguada 5% [-]
L_s	Ancho del anillo anular para proporcionar la fuerza resistente [m]
M_{rw}	Momento en el perímetro de la base debido al cuerpo [mN]
M_s	Momento en la base debido a la losa [mN]
n_A	Número de anclajes mínimos

N_c	Fuerza circunferencial en la pared del tanque debido al modo convectivo [N/mm]
N_h	Fuerza hidrostática circunferencial debido a presión del producto [N/mm]
N_i	Fuerza circunferencial en la pared del tanque debido al modo impulsivo [N/mm]
N_A	Número de pernos de anclaje
t_b	Carga de diseño de anclajes [N]
Q	Factor de escala para espectro de aceleración, según <i>ASCE 7</i> [-]
R_{wc}	Factor de reducción de fuerza para modo convectivo [-]
R_{wi}	Factor de reducción de fuerza para modo impulsivo [-]
S_1	Parámetro de respuesta, amortiguado 5%, período 1 s [%g]
S_0	Parámetro de respuesta, amortiguado 5%, período 0 s [%g]
S_p	Aceleración de cálculo de la zona [%g]
S_s	Parámetro de respuesta, amortiguado 5%, período 0.2 s [%g]
$t_{f,adopt}$	Espesor adoptado en el fondo del tanque [mm]
T_c	Período para comportamiento convectivo [seg]
T_L	Período local para períodos largos [seg]
T_o	Coefficiente definido en la nomenclatura de la API 650 <i>Apéndice E</i>
T_s	Coefficiente definido en la nomenclatura de la API 650 <i>Apéndice E</i>
t_s	Espesor de la 1ª virola del depósito, situada en la parte inferior [mm]
t_u	Espesor uniforme del tanque [mm]
V	Esfuerzo cortante en la base [N]
V_c	Esfuerzo cortante por componente convectivo del peso efectivo de bailoteo [N]
V_i	Esfuerzo cortante por componente impulsiva del peso efectivo del tanque y contenidos [N]
V_s	Esfuerzo cortante admisible [N]
w_a	Fuerza resistente de los contenidos por unidad de longitud circunferencial [N/m]
w_{AB}	Carga de levantamiento de diseño sobre anclajes por unidad de longitud [N/m]
W_c	Peso eficaz convectivo del líquido [N]
W_{eff}	Peso efectivo de tanque que contribuye a la respuesta del sismo [N]
U	carga de levantamiento neta para el dimensionamiento de anclajes [N]
W_i	Peso eficaz impulsivo del líquido [N]
w_{int}	Carga de diseño del producto por unidad de longitud circunferencial [N/m]
W_p	Presión del mínimo producto por unidad de área [kPa]
W_r	Peso de la cubierta fija más accesorios y 10% de carga de nieve [N]
w_{rs}	Peso de cubierta que actúa sobre el cuerpo más el 10% de carga de nieve [N/m]
W_s	Peso total del cuerpo del tanque y accesorios [N]
w_t	Peso del tanque y cubierta actuando en la base del cuerpo [N/m]
W_{eff}	Peso efectivo de tanque que contribuye a la respuesta del sismo [N]
X_c	Altura desde el fondo al centro acción fuerzas laterales (convectivo en anillo) [m]
X_{cs}	Altura desde el fondo al centro acción fuerzas laterales (convectivo en losa) [m]
X_i	Altura desde fondo al centro acción fuerzas laterales (impulsivo en anillo) [m]
X_{is}	Altura desde el fondo al centro acción fuerzas laterales (impulsivo en losa) [m]
X_R	Altura desde la coronación al centro de gravedad de la cubierta [m]
X_S	Altura desde el fondo al centro de gravedad del cuerpo del tanque [m]
Y	Distancia desde la superficie del líquido al punto analizado [m]
μ	Coefficiente de fricción ante deslizamiento [-]

ρ_{acero}	Densidad del acero [kg/m ³]
σ_{adm}	Tensión máxima admisible en el rigidizador de cubierta [MPa]
σ_c	Tensión de compresión longitudinal en el cuerpo [MPa]
σ_h	Tensión circunferencial en la pared del tanque debido a la presión hidrostática [MPa]
σ_s	Tensión circunferencial en la pared del tanque debido al sismo [MPa]
σ_T	Tensión circunferencial total en la pared del tanque [MPa]

7.2 Introducción

El método del apéndice E está basado en el análisis de espectros de respuesta amortiguados, en los que se considera 2 modos de vibración:

- **Impulsivo:** modo de vibración del sistema tanque-líquido, donde el líquido se mueve solidariamente con el tanque, considerando una unión rígida. Amortiguamiento del 5 %.
- **Convectivo:** primer modo de vibración del líquido, el cual experimenta un movimiento oscilatorio, considerando una unión flexible mediante un par de resortes. Amortiguamiento del 0'5 %.

7.3 Grupo de uso sísmico

En el apéndice E.3 de la API 650 se describen los grupos sísmicos que pueden asociarse a un tanque:

- **SUG III:** estos tanques son los que almacenan grandes cantidades de sustancias peligrosas de las que no se cuenta con un control adecuado si acaba expuesto públicamente; o aquellos tanques que ofrecen un servicio necesario a las instalaciones básicas para la recuperación tras el terremoto y para la salud de la ciudadanía.
- **SUG II:** estos tanques son los que contienen productos que puedan presentar un peligro público importante y que no se pueda evitar que queden expuestos públicamente.
- **SUG I:** son los tanques no asignados a ninguno de los anteriores grupos SUG II ni SUG III.

El grupo sísmico de un tanque suele ser especificado por el cliente pero en caso de que no lo especifique se le asignará el grupo I (SUG I). En este proyecto se clasificará el tanque como SUG I.

7.4 Espesor equivalente uniforme del tanque y centros de gravedad de fuerzas

El espesor equivalente uniforme del cuerpo del tanque, tomando constante la altura de la virola ($H_v = 2m$), se calcula como:

$$t_u = \frac{\sum_{i=1}^{n_{vir}} t_{adopt,i}}{n_{vir}} = \frac{21.7+17.3+12.9+8.5+6}{5} = 13.28 \text{ mm}$$

La altura que hay desde el fondo hasta centro de gravedad de la envolvente del tanque y la altura desde el final de la última virola hasta el centro de gravedad de la cubierta domo son:

$$X_S = \frac{\sum_{i=1}^{n_{vir}} (t_{adopt,i} * h_i * z_i)}{\sum_{i=1}^{n_{vir}} (t_{adopt,i} * h_i)}$$

$$X_R = H + \frac{H_{roof}}{2}$$

- H Altura total del tanque [m]
- h_i Altura de cada virola [m]
- H_{roof} Altura de la cubierta tipo domo [m]

Sustituyendo en las expresiones anteriores se obtiene los valores:

$$X_S = \frac{2 * (\frac{21.7}{1000} * 1 + \frac{17.3}{1000} * 3 + \frac{12.9}{1000} * 5 + \frac{8.5}{1000} * 7 + \frac{6}{1000} * 9)}{2 * (\frac{21.7}{1000} + \frac{17.3}{1000} + \frac{12.9}{1000} + \frac{8.5}{1000} + \frac{6}{1000})} = 3.79 \text{ m}$$

$$X_R = 10 + \frac{2.62}{2} = 11.31 \text{ m}$$

7.5 Movimiento de las zonas del terreno

La norma API 650 propone los siguientes métodos para calcular las aceleraciones laterales espectrales que permiten el diseño y la verificación de un tanque frente al efecto de una carga sísmica:

- Método de mapas del ASCE 7 para regiones de EEUU.
- Método de diseño mediante una respuesta espectral específica de una región.
- Método para localizaciones no definidas en la norma ASCE 7.

Como el tanque se considera situado en España y no se cuenta con una respuesta espectral concretamente definida para la zona, se optará por aplicar el método para localizaciones que no se describen en la norma ASCE 7.

7.6 Método para localizaciones no definidas en la norma ASCE-7

Para analizar sísmicamente un tanque es necesario definir un espectro que describa la respuesta espectral de oscilación en un grado de libertad y un mismo amortiguamiento en función del periodo.

La norma API 650 se basa en el espectro de respuesta sísmica que viene definido en la norma *ASCE 7-10*.

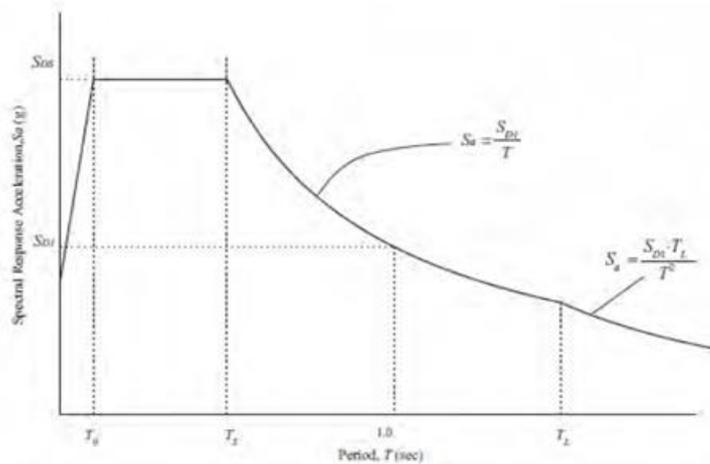


Figura 7-1. Espectro de respuesta espectral según ASCE 7.

En el espectro se observa que entre los periodos T_0 y T_s es donde se produce la aceleración máxima. Los valores del espectro de respuesta son afectados por el factor de modificación de respuesta. Los parámetros que definen el espectro de respuesta vienen dados por mapas para tanques localizados en Estados Unidos pero en la norma API 650 se propone una aproximación del espectro para tanques que no estén localizados en estos mapas. Para la aproximación basta con conocer la aceleración máxima del terreno S_p con la que se puede calcular los parámetros de respuesta con un 5% de amortiguamiento para periodos de 0.2 y 1 s mediante las siguientes ecuaciones:

$$S_s = 2.5 * S_p$$

$$S_1 = 1.25 * S_p$$

La aceleración de cálculo de la zona se considera de $S_p = 0.04$, valor con el que se aproxima, mediante las expresiones anteriores, los parámetros de respuesta con un amortiguamiento del 5% para periodos de 0.2 y 1 s respectivamente:

$$S_s = 2.5 * 0.04 = 0.1$$

$$S_1 = 1.25 * 0.04 = 0.05$$

7.7 Modificaciones para las condiciones de la localización del suelo

En el apartado E.4.4 de la API 650, las aceleraciones espectrales de respuesta sísmica máximas consideradas para la aceleración máxima del suelo serán modificadas por los coeficientes de amplificación de sitio, F_a y F_v de la Tabla E.1 y la Tabla E.2 de la norma.

El coeficiente de amplificación del terreno F_a , para un período de 0.2 segundos se extrae de:

Mapped Maximum Considered Earthquake Spectral Response Accelerations at Short Periods					
Site Class	$S_s \leq 0.25$	$S_s = 0.50$	$S_s = 0.75$	$S_s = 1.0$	$S_s \geq 1.25$
A	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
B	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
C	1.2	1.2	1.1	1.0	1.0
D	1.6	1.4	1.2	1.1	1.0
E	2.5	1.7	1.2	0.9	0.9
F	a	a	a	a	a

^aSite-specific geotechnical investigation and dynamic site response analysis is required.

Figura 7-2. Valor de F_a en función de la clase de sitio.

El coeficiente de velocidad F_v , para un período de 1 segundo se extrae de:

Mapped Maximum Considered Earthquake Spectral Response Accelerations at 1 Sec Periods					
Site Class	$S_1 \leq 0.1$	$S_1 = 0.2$	$S_1 = 0.3$	$S_1 = 0.4$	$S_1 \geq 0.5$
A	0.8	0.8	0.8	0.8	0.8
B	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
C	1.7	1.6	1.5	1.4	1.3
D	2.4	2.0	1.8	1.6	1.5
E	3.5	3.2	2.8	2.4	2.4
F	a	a	a	a	a

^aSite-specific geotechnical investigation and dynamic site response analysis is required.

Figura 7-3. Valor de F_v en función de la clase de sitio

En la norma se muestran las diferentes clasificaciones de sitio en función de la vulnerabilidad sísmica del terreno:

SITE CLASS DEFINITIONS

The Site Classes are defined as follows:

- A Hard rock with measured shear wave velocity, $\bar{v}_s > 1500$ m/s (5,000 ft/sec)
- B Rock with 760 m/s $< \bar{v}_s \leq 1500$ m/s (2,500 ft/sec $< \bar{v}_s \leq 5,000$ ft/sec)
- C Very dense soil and soft rock with 360 m/s $< \bar{v}_s \leq 760$ m/s (1,200 ft/sec $< \bar{v}_s \leq 2,500$ ft/sec) or with either $\bar{N} > 50$ or $\bar{\sigma}_v > 100$ kPa (2,000 psf)
- D Stiff soil with 180 m/s $\leq \bar{v}_s \leq 360$ m/s (600 ft/sec $\leq \bar{v}_s \leq 1,200$ ft/sec) or with either $15 \leq \bar{N} \leq 50$ or 50 kPa $\leq \bar{\sigma}_v \leq 100$ kPa (1,000 psf $\leq \bar{\sigma}_v \leq 2,000$ psf)
- E A soil profile with $\bar{v}_s < 180$ m/s (600 ft/sec) or with either $\bar{N} < 15$, $\bar{\sigma}_v < 50$ kPa (1,000 psf), or any profile with more than 3 m (10 ft) of soft clay defined as soil with $P_f > 20$, $w \geq 40\%$, and $\bar{\sigma}_v < 25$ kPa (500 psf)
- F Soils requiring site-specific evaluations:

Figura 7-4. Definición de las clases de sitio.

El tanque objeto del proyecto se ha clasificado como tipo C. Los coeficientes de amplificación del terreno y de velocidad para este caso, según las tablas anteriores son:

$$F_a = 1.2$$

$$F_v = 1.7$$

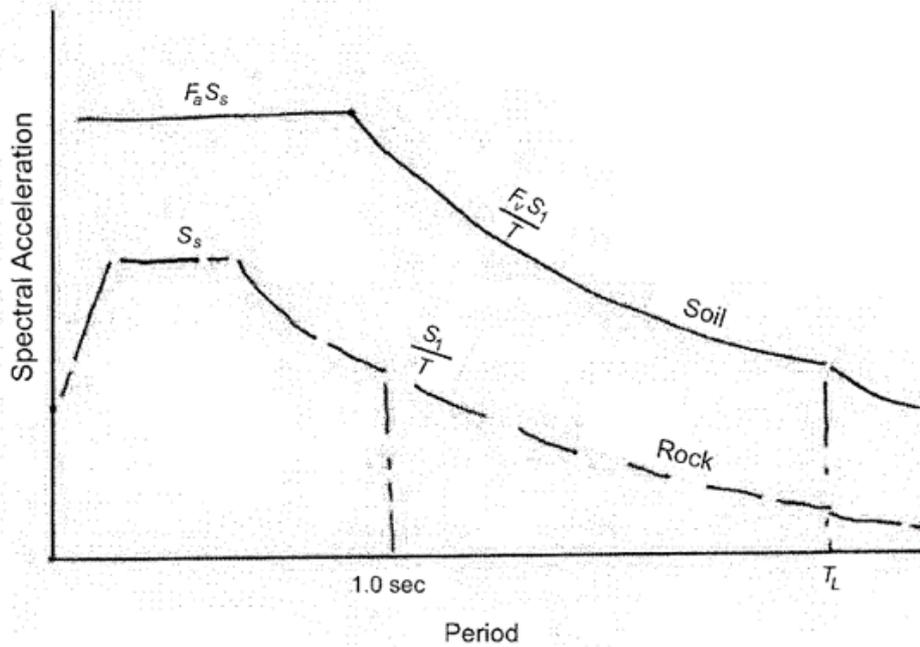


Figura 7-5. Modificación del espectro por el tipo de terreno.

7.8 Período estructural de vibración

El método de análisis modal pseudo-dinámico en el que se basa este apéndice está fundamentado en el período natural de la estructura, es decir, tiempo que la estructura tarda en realizar un ciclo de vibración libre.

El movimiento sísmico del tanque y su contenido se puede ajustar con el siguiente modelo:

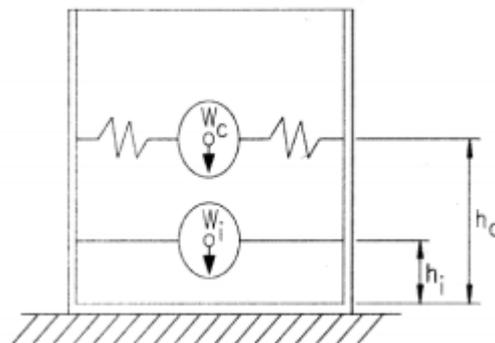


Figura 7-6. Modelo de simulación sísmica.

Por un lado, se considera una masa impulsiva que acompaña de manera rígida las paredes del tanque, W_i , y que corresponde con la parte de fluido que se mueve solidariamente con el tanque. Por otro lado, se considera una masa convectiva que simula la parte de fluido de la parte superior que experimenta oscilaciones, W_c .

La norma API 650 considera que los métodos de diseño de este anexo son independientes del período impulsivo del tanque. Sin embargo, este método si es dependiente del período natural para el período

convectivo (sloshing o chapoteo) del líquido, T_c , y del período de transición local que depende del período más largo del movimiento del terreno, T_L .

El período del primer modo de chapoteo, en segundos, se calculará mediante la siguiente ecuación donde K_S es el coeficiente de desbordamiento.

$$T_c = 1.8 * K_S * \sqrt{D}$$

$$K_S = \frac{0.578}{\sqrt{\tanh\left(\frac{3.68 * H_w}{D}\right)}}$$

En tanques con asignación de grupo SUG I, el valor de T_L que determina la altura de oleaje será de 4 segundos.

$$T_L = 4 \text{ seg}$$

Sustituyendo los datos en las anteriores ecuaciones se obtiene:

$$K_S = \frac{0.578}{\sqrt{\tanh\left(\frac{3.68 * 9.7}{24}\right)}} = 0.608$$

$$T_c = 1.8 * 0.608 * \sqrt{24} = 5.36 \text{ seg}$$

$$T_L = 4 \text{ seg}$$

El modo convectivo de vibración del líquido genera una ola sísmica que debe ser menor que el espacio libre de líquido del tanque.

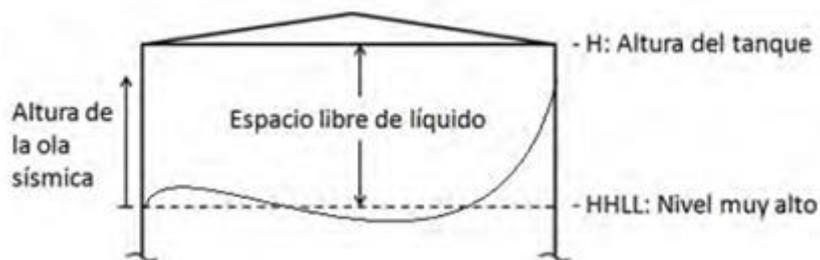


Figura 7-7. Altura de la ola sísmica provocada por el modo de vibración convectivo del líquido.

La ola sísmica no debe impactar la cubierta, ya que puede romper la unión que tiene con el cuerpo y que suele ser una parte frágil. Para evitarlo es necesario dejar un espacio libre entre el nivel máximo del líquido y la cubierta que sea mayor a la de la ola sísmica.

7.9 Diseño espectral de la respuesta de las aceleraciones

El cálculo de la respuesta espectral de diseño para tanques se lleva a cabo una vez definidos los siguientes parámetros.

7.9.1 Factor de escala

Q es el factor de escala para el espectro de aceleración y tendrá un valor de 1 a menos que se defina lo contrario en los requisitos donde la norma *ASCE 7-10* no es aplicable.

$$Q = 1$$

7.9.2 Periodo final del tramo de aceleración máxima

El período que representa el final del tramo de aceleración máxima es:

$$T_S = \frac{F_v * S_1}{F_a * S_S}$$
$$T_S = \frac{1.7 * 0.05}{1.2 * 0.1} = 0.71 \text{ seg}$$

7.9.3 Factores de modificación de respuesta

Las fuerzas de diseño debido al sismo se reducen en función de varios parámetros que dependen de la capacidad de absorción de energía por parte de la estructura.

Según la API 650, los factores de modificación de fuerza para modo impulsivo R_{wi} y convectivo R_{wc} , se obtienen de la siguiente tabla en función del anclaje del tanque al terreno: si está anclado al terreno (mecánicamente anclado) o no (auto-anclado).

Tabla 7-1. Factores de modificación de respuesta.

Sistema de anclaje	R_{wi} (impulsivo)	R_{wc} (convectivo)
Auto-anclado	3.5	2
Mecánicamente anclado	4	2

Como el tanque objeto del proyecto está anclado mecánicamente frente al viento, los factores de modificación de respuesta que se consideran son:

$$R_{wi} = 4$$

$$R_{wc} = 2$$

7.9.4 Factor de importancia

Según la norma, el factor de importancia se obtiene en función del grupo sísmico asociado al tanque según la

tabla:

Tabla 7-2. Factor de importancia y clasificación del grupo sísmico.

Grupo sísmico	Factor de importancia, I
I	1.0
II	1.25
III	1.5

Este factor influye de manera indirecta en el nivel esperado de rendimiento del tanque. Como el grupo sísmico del tanque es SUG I, se considera un factor de importancia de 1.

7.9.5 Parámetros de aceleración espectral

Los parámetros de aceleración espectral representan la aceleración que actúa en el tanque debido a la acción sísmica, en su modo impulsivo y convectivo. El modo impulsivo cuenta con una componente de aceleración horizontal y una vertical, en cambio el modo convectivo cuenta solo con una componente horizontal. Estos parámetros se miden como un porcentaje de aceleración gravitatoria %g y se calculan mediante las siguientes expresiones:

$$A_i = 2.5 * Q * F_a * S_o * \left(\frac{I}{R_{wi}} \right) \geq 0.007$$

$$A_c = 2.5 * K * Q * F_a * S_o * \left(\frac{T_S}{T_C} \right) * \left(\frac{I}{R_{wc}} \right) \leq A_i \text{ cuando } T_C \leq T_L$$

$$A_c = 2.5 * K * Q * F_a * S_o * \left(\frac{T_S * T_L}{T_C^2} \right) * \left(\frac{I}{R_{wc}} \right) \leq A_i \text{ cuando } T_C > T_L$$

El parámetro S_o puede ser sustituido por la aceleración de cálculo del terrero S_p . El parámetro K es el coeficiente de ajuste del espectro de aceleración para un amortiguamiento del 0.5% (impulsivo)-5% (convectivo) y tiene un valor de 1.5, según la API 650.

Sustituyendo en las expresiones anteriores los parámetros definidos para el tanque, se obtiene aceleración que actúa debido a la carga sísmica:

$$A_i = 2.5 * 1 * 1.2 * 0.04 * \frac{1}{4} = 0.03 \%g \geq 0.007 \%g$$

$$A_c = 2.5 * 1.5 * 1 * 1.2 * 0.04 * \frac{0.71 * 4}{5.36^2} * \frac{1}{2} = 0.009 \%g \leq A_i = 0.03 \%g$$

7.10 Diseño

7.10.1 Diseño de cargas

En el diseño se calcula la fuerza sísmica lateral de diseño equivalente en cada caso mediante la siguiente expresión:

$$F = A * W_{eff}$$

Donde:

- A es el parámetro de aceleración lateral en %g
- W_{eff} es el peso efectivo de la estructura que contribuye en la respuesta del sismo, medido en N.

Los tanques de almacenamiento de fluidos se diseñarán para resistir las fuerzas sísmicas calculadas considerando la masa efectiva y las presiones dinámicas del fluido para obtener las fuerzas laterales equivalentes y la distribución de fuerzas laterales.

7.10.2 Peso efectivo del producto almacenado

Los pesos efectivos W_i (modo inductivo) y W_c (modo convectivo) se obtienen multiplicando el peso total del producto contenido en el tanque, W_p , por las relaciones W_i/W_p y W_c/W_p , respectivamente, según las ecuaciones:

$$W_i = \frac{\tanh\left(\frac{0.866 * D}{H_w}\right)}{\frac{0.866 * D}{H_w}} * W_p \quad \text{cuando } \frac{D}{H_w} \geq 1.333$$

$$W_i = \left(1 - 0.218 * \frac{D}{H_w}\right) * W_p \quad \text{cuando } \frac{D}{H_w} < 1.333$$

$$W_c = 0.230 * \frac{D}{H_w} * \tanh\left(\frac{3.67 * H_w}{D}\right) * W_p$$

El peso efectivo de sales fundidas almacenadas en el tanque es:

$$W_p = dw * H_w * \pi * \left(\frac{D}{2}\right)^2$$

$$W_p = 1731 * 9.7 * \pi * \left(\frac{24}{2}\right)^2 = 7,595,933.7 \text{ kg}$$

Como la relación entre el diámetro y la altura de la sal es mayor que 1.333:

$$W_i = \frac{\tanh\left(\frac{0.866 * 24}{9.7}\right)}{\frac{0.866 * 24}{9.7}} * 7,595,933.7 * 9.81 = 33,832,393.1 N$$

$$W_c = 0.230 * \frac{24}{9.7} * \tanh\left(\frac{3.67 * 9.7}{24}\right) * 7,595,933.7 * 9.81 = 38,252,863.74 N$$

El cálculo del cortante en la base del tanque se obtiene en función de las componentes del cortante impulsiva y convectiva, obtenidas a partir del peso efectivo de la estructura del tanque y de las sales fundidas almacenadas.

$$V = \sqrt{V_i^2 + V_c^2}$$

$$V_i = A_i * (W_s + W_r + W_f + W_i)$$

$$V_c = A_c * W_c$$

- Peso de las virolas que forman la envolvente del tanque:

$$W_s = \rho_{acero} * \pi * D * \sum_{i=1}^{n_{vir}} t_{actual(i)} * h_{vir,i} \quad [kg]$$

$$W_s = 7850 * \pi * 24 * 2 * \frac{21.7 + 17.3 + 12.9 + 8.5 + 6}{1000} = 78,601.14 kg$$

- Peso de la cubierta tipo domo, más rigidizadores y más el 10% de la carga de nieve:

$$W_{anillo} = \pi * D * G_{anillo} = \pi * 24 * 59.9 = 4,516.35 kg$$

$$W_{placa\ cubierta} = \rho_{acero} * A_c * t_{r,adopt} = 7850 * 474.1 * \frac{13}{1000} = 48,381.91 kg$$

$$W_r = W_{placa\ cubierta} + W_{anillo} + 0.10 * S_k * \left(\frac{D}{2}\right)^2$$

$$W_r = 48,381.91 + 4,516.35 + 0.10 * 0.4 * \left(\frac{24}{2}\right)^2 = 52,904.02 kg$$

- Peso de la chapa del fondo del tanque:

$$W_2 = \rho_{acero} * A_h * t_{f,adopt} = 7850 * 452.39 * \frac{8}{1000} = 28,410.1 kg$$

- Peso del anillo anular del fondo del tanque:

$$W_3 = \rho_{acero} * \pi * D * w_{chapa} * t_{beff} = 7850 * \pi * 24 * \frac{671.7}{1000} * \frac{8}{1000} = 3,180.5 \text{ kg}$$

- Peso total del Fondo del tanque:

$$W_f = 28,410.1 + 3,180.5 = 31,590.6 \text{ kg}$$

- El peso efectivo del tanque es:

$$DL = W_s + W_2 + W_3 + W_{placa\ cubierta} + W_{anillo} \text{ [kg]}$$

$$DL = 78,601.14 + 28,410.1 + 3,180.5 + 48,381.91 + 4,516.35 = 163,090 \text{ kg}$$

El contante en la base del tanque es:

$$V_i = 0.03 * ((78,601.14 + 52,904.02 + 31,590.6) * 9.81 + 33,832,393.1) = 1,062,970.88 \text{ N}$$

$$V_c = 0.009 * 38,252,863.74 = 344,275.77 \text{ N}$$

$$V = \sqrt{1,062,970.88^2 + 344,275.77^2} = 1,117,332.94 \text{ N}$$

7.10.3 Centro de acción de fuerzas laterales efectivas

Con el cálculo de las fuerzas de movimiento lateral de las masas debido a la acción sísmica, el siguiente paso es obtener el momento que causa la inestabilidad del tanque. Estas fuerzas serán multiplicadas por el brazo de palanca para evitar que el tanque se deforme debido a la compresión longitudinal que el momento de vuelco provoca sobre el tanque. Se aceptará que el centro de acción de las fuerzas laterales impulsivas debido a la envolvente, el cubierta y el fondo será el centro de gravedad de estos.

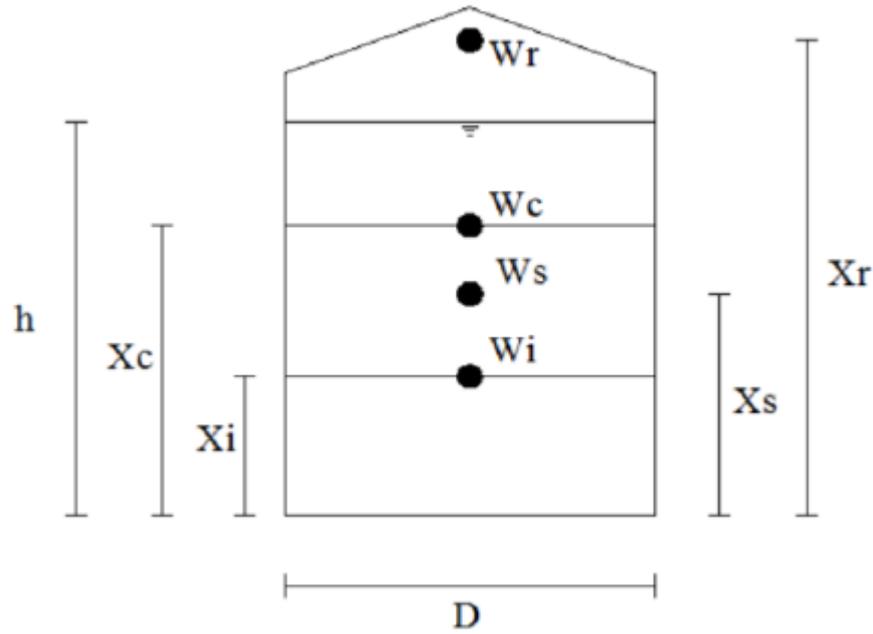


Figura 7-8. Centros de gravedad de las cargas que provocan vuelco.

7.10.3.1 Centro de acción para el momento de vuelco del anillo de la base

El momento en el anillo es una parte del total del momento de vuelco que actúa en la base perimetral del tanque. Este momento permite obtener las cargas en la cimentación donde apoya el anillo de la base, las fuerzas de anclaje del tanque y comprobar las tensiones de compresión en la longitud de la envolvente del tanque.

El brazo del momento asociado a la fuerza impulsiva que hay entre la base de tanque y el centro de acción de las fuerzas laterales se define como:

$$X_i = 0.375 * H_w \text{ cuando } \frac{D}{H_w} \geq 1.333$$

$$X_i = \left(0.5 - 0.094 * \frac{D}{H_w} \right) * H_w \text{ cuando } \frac{D}{H_w} < 1.333$$

El brazo del momento asociado a la fuerza convectiva en el anillo se define como:

$$X_c = \left(1 - \frac{\cosh\left(\frac{3.67 * H_w}{D}\right) - 1}{\frac{3.67 * H_w}{D} * \sinh\left(\frac{3.67 * H_w}{D}\right)} \right) * H_w$$

Para una relación diámetro del tanque y altura del nivel de sal mayor que 1.333 se obtiene:

$$X_i = 0.375 * 9.7 = 3.64 \text{ m}$$

$$X_c = \left(1 - \frac{\cosh\left(\frac{3.67 * 9.7}{24}\right) - 1}{\frac{3.67 * 9.7}{24} * \sinh\left(\frac{3.67 * 9.7}{24}\right)} \right) * 9.7 = 5.58 \text{ m}$$

7.10.3.2 Centro de Acción para el Momento de Vuelco de la Losa

El momento en la losa es el momento de vuelco total que actúa a través de la sección transversal de la base del tanque. Este momento permite dimensionar las cimentaciones de los tanques.

El brazo del momento asociado a la fuerza impulsiva que hay entre la base de tanque y el centro de acción de las fuerzas laterales se define como:

$$X_{is} = 0.375 * \left(1 + 1.333 * \left(\frac{\frac{0.866 * D}{H_w}}{\tanh\left(\frac{0.866 * D}{H_w}\right)} - 1 \right) \right) * H_w \text{ cuando } \frac{D}{H_w} \geq 1.333$$

$$X_{is} = \left(0.5 + 0.06 * \frac{D}{H_w} \right) * H_w \text{ cuando } \frac{D}{H_w} < 1.333$$

El brazo del momento asociado a la fuerza convectiva en la losa se define como:

$$X_{cs} = \left(1 - \frac{\cosh\left(\frac{3.67 * H_w}{D}\right) - 1.937}{\frac{3.67 * H_w}{D} * \sinh\left(\frac{3.67 * H_w}{D}\right)} \right) * H_w$$

Para una relación diámetro del tanque y altura del nivel de sal mayor que 1.333 se obtiene:

$$X_{is} = 0.375 * \left(1 + 1.333 * \left(\frac{\frac{0.866 * 24}{9.7}}{\tanh\left(\frac{0.866 * 24}{9.7}\right)} - 1 \right) \right) * 9.7 = 9.47 \text{ m}$$

$$X_{cs} = \left(1 - \frac{\cosh\left(\frac{3.67 * 9.7}{24}\right) - 1.937}{\frac{3.67 * 9.7}{24} * \sinh\left(\frac{3.67 * 9.7}{24}\right)} \right) * 9.7 = 8.51 \text{ m}$$

7.11 Efecto sísmico vertical y horizontal

Las fuerzas, horizontal y vertical respectivamente, que actúan por efecto del peso efectivo del tanque que contribuye en la respuesta del sismo, se definen por las siguientes expresiones:

$$F = A * W_{eff}$$

$$F_{vert} = A_v * W_{eff}$$

Los efectos producidos por de la aceleración vertical se considerarán actuando tanto en dirección hacia arriba como hacia abajo y se combinan con los efectos de la aceleración lateral.

El parámetro de aceleración sísmica vertical máxima se calcula a través la siguiente expresión o bien puede venir indicado previamente por el cliente:

$$A_v = 0.14 * Q * F_a * S_s$$

El peso efectivo del tanque que contribuye a la respuesta del sismo incluye el peso total del tanque más la componente impulsiva del peso efectivo del producto, la cual está ligada rígidamente a las paredes del tanque y se mueve solidaria con el mismo.

No se incluye la masa convectiva del peso efectivo del producto ya que está ligada flexiblemente, representando la porción cercana a la superficie que se desplaza en forma contraria al movimiento del tanque.

Se aplicarán los efectos sísmicos verticales en los siguientes casos:

- Esfuerzos de tracción en las virolas.
- Esfuerzos de membrana de compresión en las virolas.
- Diseño del anclaje.

El peso efectivo del tanque que contribuye a la respuesta del sismo incluye el peso total del tanque más la componente impulsiva del peso efectivo del de las sales fundidas, componente que se mueve solidariamente con el tanque:

$$W_{eff} = DL * g + W_i \quad [N]$$

$$W_{eff} = 163,090 * 9.81 + 33,832,393.1 = 35,432,306 \text{ N}$$

El efecto sísmico horizontal es:

$$A = \sqrt{A_i^2 + A_c^2} = \sqrt{0.03^2 + 0.009^2} = 0.031 \%g$$

$$F = 0.031 * 35,432,306 = 1,098,401.5 \text{ N}$$

El efecto sísmico vertical es:

$$A_{vert} = 0.14 * 1 * 1.2 * 0.1 = 0.017 \%g$$

$$F_{vert} = 0.017 * 35,432,306 = 602,349.2 \text{ N}$$

7.12 Momentos de vuelco

El momento de vuelco por efecto de la carga sísmica en la zona perimetral de la base del tanque se obtiene mediante la suma de las componentes impulsivas y convectivas multiplicadas por el respectivo brazo de momento medido desde la base hasta el centro de acción de las fuerzas.

El momento en el perímetro de la base del cuerpo es:

$$M_{rw} = \sqrt{[A_i * (W_i * X_i + W_s * X_s + W_r * X_r)]^2 + [A_c * (W_c * X_c)]^2}$$

$$M_{rw,i} = 0.03 * (33,832,393.1 * 3.64 + 78,601.14 * 9.81 * 3.79 + 52,904.02 * 9.81 * 11.31)$$

$$= 3,958,261.58 \text{ mN}$$

$$M_{rw,c} = 0.009 * (38,252,863.74 * 5.58) = 1,921,058.82 \text{ mN}$$

$$M_{rw} = \sqrt{3,958,261.58^2 + 1,921,058.82^2} = 4,399,807 \text{ mN}$$

El momento en la base de la losa es:

$$M_s = \sqrt{[A_i * (W_i * X_{is} + W_s * X_s + W_r * X_r)]^2 + [A_c * (W_c * X_{cs})]^2}$$

$$M_{s,i} = 0.03 * (33,832,393.1 * 9.47 + 78,601.14 * 9.81 * 3.79 + 52,904.02 * 9.81 * 11.31)$$

$$= 9,875,547.13 \text{ mN}$$

$$M_{s,c} = 0.009 * (38,252,863.74 * 8.51) = 2,929,786.83 \text{ mN}$$

$$M_s = \sqrt{9,875,547.13^2 + 2,929,786.83^2} = 10,300,974.81 \text{ mN}$$

7.13 Fuerzas dinámicas circunferenciales en las virolas debido al movimiento del fluido

El movimiento sísmico de las sales fundidas almacenadas genera unos esfuerzos dinámicos de tracción en las virolas de la envolvente del tanque.

Las componentes impulsivas y convectivas de las fuerzas membranales en las virolas son:

$$N_i = 8.48 * A_i * G * D * H_w * \left[\frac{Y}{H_w} - 0.5 * \left(\frac{Y}{H_w} \right)^2 \right] \\ * \tanh \left(0.866 * \frac{D}{H_w} \right) \text{ cuando } \frac{D}{H_w} \geq 1.333$$

$$N_i = 5.22 * A_i * G * D^2 * \left[\frac{Y}{0.75 * D} - 0.5 * \left(\frac{Y}{0.75 * D} \right)^2 \right] \text{ cuando } \frac{D}{H_w} < 1.333 \text{ e } Y < 0.75 * D$$

$$N_i = 2.6 * A_i * G * D^2 \text{ cuando } \frac{D}{H_w} < 1.333 \text{ e } Y \geq 0.75 * D$$

$$N_c = \frac{1.85 * A_c * G * D^2 * \cosh \left(\frac{3.68 * (H_w - Y)}{D} \right)}{\cosh \left(\frac{3.68 * H_w}{D} \right)}$$

Donde Y es la distancia entre la superficie del fluido al punto analizado [m].

Para una relación diámetro del tanque y altura del nivel de sal mayor que 1.333 se obtiene:

$$N_i = 8.48 * 0.03 * 1.731 * 24 * 9.7 * \left[\frac{9.7 - 3.64}{9.7} - 0.5 * \left(\frac{9.7 - 3.64}{9.7} \right)^2 \right] \\ * \tanh \left(0.866 * \frac{24}{9.7} \right) = 42.84 \frac{N}{mm}$$

$$N_c = \frac{1.85 * 0.009 * 1.731 * 24^2 * \cosh \left(\frac{3.68 * (9.7 - (9.7 - 5.58))}{24} \right)}{\cosh \left(\frac{3.68 * 9.7}{24} \right)} = 9.91 \frac{N}{mm}$$

Fuerza membranal causada por presión hidrostática del producto es:

$$N_h = 4.9 * (H_w - 0.3) * D * G$$

$$N_h = 4.9 * (9.7 - 0.3) * 24 * 1.731 = 1,913.52 \frac{N}{mm}$$

El esfuerzo dinámico de tracción en el cuerpo es la combinación del esfuerzo de membrana debido a la presión hidrostática del producto almacenado (σ_H) con la presión en la envoltente del tanque provocados por la componente impulsiva y convectiva del producto (σ_S).

$$\sigma_T = \sigma_S + \sigma_H$$

El esfuerzo tangencial se determina mediante la siguiente expresión:

$$\sigma_T = \frac{N_h \pm \sqrt{N_i^2 + N_c^2 + (A_v * N_h)^2}}{t_s}$$

Donde t_s es el espesor de la primera virola de la parte inferior [mm]

El esfuerzo tangencial máximo provocado por el movimiento de las sales fundidas almacenadas que actúa las virolas de la envolvente del tanque, considerando el efecto sísmico vertical, según la expresión anterior es:

$$\sigma_T = \frac{1,913.52 \pm \sqrt{42.84^2 + 9.91^2 + (0.017 * 1,913.52)^2}}{21.7} = \text{máx}(90.7, 85.66) = 90.7 \text{ MPa}$$

$$\sigma_T = 90.7 \text{ MPa} < \sigma_{adm} = 92.4 \text{ MPa}$$

Se comprueba que cumple con el criterio de plastificación para estas fuerzas dinámicas circunferenciales, por tanto el espesor de la primera virola del tanque es válido.

7.14 Resistencia a las cargas de diseño

7.14.1 Anclaje

Los tanques sobre el nivel del terreno permiten ser diseñados sin anclaje cuando reúnan los requisitos de este capítulo. Un tanque se considera auto-anclado cuando lo permite la configuración de este y el peso del producto. Si no se consiguiera el auto-anclaje, sería necesario anclarlo mediante dispositivos mecánicos tipo pernos o tirantes.

Para dimensionar la necesidad de anclaje de un tanque frente a los efectos sísmicos, lo primero es comprobar si el tanque auto-anclado es capaz de soportar los esfuerzos sísmicos a los que estará sometido sin perder la estabilidad. La necesidad de anclaje mecánico del tanque depende del ratio de anclaje frente al vuelco y de la resistencia al deslizamiento por cortante en la base.

Si el tanque resulta inestable frente a estos efectos sísmicos, efectos del viento o resistencia al deslizamiento, deberá diseñarse el sistema de anclaje según el procedimiento descrito en los siguientes apartados.

7.14.2 Comprobación de tanque auto-anclado (no anclado mecánicamente)

El anclaje provisto depende de la anchura del anillo anular de fondo elevado por el momento de vuelco. Dicho anillo anular se puede disponer como una parte del fondo del tanque o un anillo anular soldado a tope.

La fuerza resistente al vuelco del anillo que levanta la cimentación se determina como:

$$w_a = 99 * t_a * \sqrt{\text{mín}(F_{yb}) * H_w * G_e} \leq 201.1 * H_w * D * G_e$$

Siendo:

- t_a el espesor del anillo anular bajo cuerpo [mm]
- G_e la gravedad específica incluyendo el efecto sísmico vertical [-]

Si el valor de w_a excede el límite de $201.1 \cdot H \cdot D \cdot G_e$, el valor del ancho mínimo requerido para el anillo anular inferior, L , medido desde el interior del cuerpo se ajustará a $0.035 \cdot D$ y el valor de w_a igual a $201.1 \cdot H \cdot D \cdot G_e$.

Puede definirse un valor del ancho del anillo, L_s , para proporcionar la fuerza de resistencia de los contenidos por unidad de longitud circunferencial necesaria para el auto-anclaje, medido desde el interior del cuerpo.

$$w_a = 5742 \cdot H_w \cdot G_e \cdot L_s$$

El procedimiento para verificar si es necesario anclar el tanque debido al sismo, depende del ratio de anclaje frente al volcamiento y de la resistencia al deslizamiento en base al cortante máximo en la base.

Los requisitos que tiene que cumplir el anillo anular del fondo frente a la fuerza de levantamiento al que se somete son los siguientes:

$$w_a = 99 \cdot 6 \cdot \sqrt{92.4 \cdot 9.7 \cdot 1.731 \cdot (1 - 0.4 \cdot 0.017)} = 23,317.14 \frac{N}{m}$$

$$201.1 \cdot 9.7 \cdot 24 \cdot 1.731 \cdot (1 - 0.4 \cdot 0.017) = 80,487.57 \frac{N}{m}$$

$$23,317.14 \frac{N}{m} \leq 80,487.57 \frac{N}{m}$$

El anillo anular cumple la comprobación frente al levantamiento, por tanto el ancho mínimo igual a 671.7 mm que se adoptó en el capítulo 4 es válido.

El espesor del anillo anular es inferior al espesor corroído de la primera virola, pero no es mayor o igual al espesor de la chapa del fondo incluyendo el sobreespesor de corrosión.

$$t_a = 6 \text{ mm} < t_s = 21.7 - 1 = 20.7 \text{ mm}$$

$$t_a = 6 \text{ mm} < t_f = 8 \text{ mm}$$

El espesor adoptado para el anillo anular incluyendo el sobreespesor de corrosión es 8 mm.

Ratio de Anclaje, J

Tabla 7-3. Ratio de anclaje, J.

Ratio de anclaje, J	Criterio
$J \leq 0.785$	No calculado el levantamiento bajo el momento de diseño sísmico de vuelco. El tanque está auto-anclado.
$0.785 < J \leq 1.54$	El tanque está levantado, pero es estable para la carga de diseño siempre que los requisitos de compresión del cuerpo sean satisfechos. El tanque está auto-anclado.
$J > 1.54$	El tanque no es estable y no puede ser auto-anclado para la carga de diseño. Modificar el anillo anular si $L < 0.035 * D$ y/o agregar anclaje mecánico.

$$J = \frac{M_{rw}}{D^2 * [w_t * (1 - 0.4 * A_v) + w_a - 0.4 * w_{int}]}$$

donde w_t es el peso del cuerpo y el techo que actúan en la base del cuerpo.

$$w_t = \left[\frac{W_s}{\pi * D} + w_{rs} \right]$$

El ratio de anclaje del tanque según la ecuación es:

$$J = \frac{4,399,807}{24^2 * [17,110.03 * (1 - 0.4 * 0.017) + 23,317.14 - 0.4 * 100,744.2]} = 582.2 > 1.54$$

$$w_t = \left[\frac{W_s}{\pi * D} + w_{rs} \right] = \frac{78,601.14 * 9.81}{\pi * 24} + 6,883.3 = 17,110.03 \frac{N}{m}$$

$$w_{rs} = \frac{W_r}{\pi * D} = \frac{52,904.02 * 9.81}{\pi * 24} = 6,883.3 \frac{N}{m}$$

$$w_{int} = \frac{W_p}{\pi * D} = \frac{7,595,933.7}{\pi * 24} = 100,744.2 \frac{N}{m}$$

Como el valor del ratio de anclaje es superior a 1.54 es necesario anclar el tanque debido al momento sísmico.

7.15 Resistencia al deslizamiento

Se tiene en cuenta la transferencia de fuerza cortante total entre la losa de cimentación tanque y el fondo del tanque. Es la fricción de esta unión la que resistiría la acción sísmica en el caso de tanques no anclados.

Se podrá disponer de tanques auto-anclados cuando se cumpla que el cortante sísmico no supere el valor del cortante máximo en función de la fricción fondo del tanque-cimentación V_s definido por la siguiente expresión:

$$V_s = \mu * (W_s + W_r + W_f + W_p) * (1.0 - 0.4 * A_v)$$

Siendo μ el coeficiente de rozamiento con valor de 0.4.

En el cálculo del cortante máximo influyen los pesos de las diferentes partes del tanque a lo que hay que restarle la contribución provocada por el efecto sísmico vertical.

$$\begin{aligned} V_s &= 0.4 * (78,601.14 + 52,904.02 + 31,590.6 + 7,595,933.7) * 9.81 * (1 - 0.4 * 0.017) \\ &= 30,239,395.87 \text{ N} \end{aligned}$$

$$V = 1,117,332.94 \text{ N} < 30,239,395.87 \text{ N}$$

Cumple la comprobación, por lo que no habría necesidad de anclar el tanque por efecto del cortante que actúa en la unión tanque-cimentación.

Como en el ratio de anclaje y en la comprobación frente a la carga de viento resultó que era necesario anclar el tanque, se optará por diseñar el anclaje mecánico del mismo mediante el uso de pernos.

7.15.1 Comprobación de estabilidad sísmica de un tanque anclado

Debe cumplir los siguientes requisitos para considerarlo estable:

- Esfuerzo longitudinal de compresión en la pared menor o igual al admisible.
- Esfuerzo circunferencial en la pared menor o igual al admisible.

Si el tanque anclado es inestable se debe tomar las siguientes medidas:

- Aumentar el espesor de la placa anular, sin exceder el espesor del primer anillo de la pared.
- Aumentar el espesor del primer anillo de la pared.
- Modificar dimensiones del tanque, aumentando el diámetro y disminuyendo la altura.

7.15.2 Comprobación de la tensión de compresión longitudinal de la envolvente en tanques mecánicamente anclados

En tanques anclados mecánicamente, la máxima tensión de compresión longitudinal en la virola de la parte inferior del mismo se obtiene mediante la ecuación del apartado E.6.2.2.2 de la norma API 650:

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

donde w_t es el peso de la envolvente y la cubierta que actúan en la base del cuerpo.

$$w_t = \left[\frac{W_s}{\pi * D} + w_{rs} \right]$$

$$w_t = \left[\frac{W_s}{\pi * D} + w_{rs} \right] = \frac{78,601.14 * 9.81}{\pi * 24} + 6,883.3 = 17,110.03 \frac{N}{m}$$

$$w_{rs} = \frac{W_r}{\pi * D} = \frac{52,904.02 * 9.81}{\pi * 24} = 6,883.3 \frac{N}{m}$$

$$\sigma_c = \left(17,110.03 * (1 + 0.4 * 0.017) + \frac{1.273 * 4,399,807}{24^2} \right) * \frac{1}{1000 * (21.7 - 1)} = 1.3 \text{ MPa}$$

7.15.3 Tensión de Compresión Longitudinal Admisible de Membrana en el Cuerpo del Tanque

La tensión de compresión longitudinal de la envolvente, σ_c , debe ser menor que la tensión sísmica admisible, F_c . También, dicha tensión de compresión de la virola de fondo debe verificar el criterio de plastificación siendo inferior al límite elástico del acero.

F_c se determina mediante la expresión correspondiente:

$$F_c = \frac{83 * t_s}{D} < 0.5 * F_{ty} \quad \text{cuando} \quad \frac{G * H_w * D^2}{t_s^2} \geq 44$$

$$F_c = \frac{83 * t_s}{2.5 * D} + 7.5 * \sqrt{G * H_w} < 0.5 * F_{ty} \quad \text{cuando} \quad \frac{G * H_w * D^2}{t_s^2} < 44$$

$$F_c = \frac{10^6 * t_s}{2.5 * D} + 600 * \sqrt{G * H_w} < 0.5 * F_{ty} \quad \text{cuando} \quad \frac{G * H_w * D^2}{t_s^2} < 10^6$$

Siendo:

$$\frac{G * H_w * D^2}{t_s^2} = \frac{1.731 * 9.7 * 24^2}{(21.7 - 1)^2} = 22.57 < 44$$

Por tanto la tensión admisible es:

$$F_c = \frac{83 * (21.7 - 1)}{2.5 * 24} + 7.5 * \sqrt{1.731 * 9.7} = 59.37 \text{ MPa}$$

$$\sigma_c = 1.3 \text{ MPa} < F_c = 59.37 \text{ MPa}$$

$$\sigma_c = 1.3 \text{ MPa} < 0.5 * F_{ty} = 0.5 * 92.4 = 46.2 \text{ MPa}$$

Cumple la comprobación impuesta en la API 650 para tanques anclados. La primera virola también cumple el criterio de plastificación, por tanto el adoptado es válido.

7.15.4 Diseño de los pernos de anclaje mecánico

Cuando se requiera un anclaje mecánico, se deben proporcionar al menos seis anclajes con un diámetro de vástago no corroído de al menos 25 mm, que pueden tener forma de L o J. El espacio entre anclajes no debe superar los 3 m. Los anclajes deberán estar diseñados para permitir la expansión térmica del tanque.

Se debe proporcionar anclaje para resistir cada uno de los casos de carga de levantamiento enumerados en la Tabla 5.21a y la Tabla 5.21b. La tensión permitida se aplicará al área neta del perno de anclaje.

La carga por anclaje será:

$$t_b = \frac{U}{n_A}$$

Dónde:

- t_b es la carga por perno de anclaje.
- U es la carga de levantamiento neta según la Tabla 5.21a y la Tabla 5.21b de la norma.
- n_A es el número de anclajes (se requiere un mínimo de 4).

Las tensiones permitidas para los pernos de anclaje deben estar de acuerdo con la Tabla 5.21a y la Tabla 5.21b para cada carga.caso.

El Comprador especificará cualquier margen de corrosión que se agregará a las dimensiones del anclaje. A no ser que especificado de otra manera, el margen de corrosión para los pernos de anclaje se aplicará al diámetro nominal. El diámetro mínimo requerido del perno de anclaje es de 25 mm más cualquier margen de corrosión especificado.

La carga de levantamiento para la combinación de viento más presión interna de diseño sería:

$$U = [(F_p * P_i + P_{WR} - 0.08 * t_h) * D^2 * 785] + \left[4 * \frac{M_{WH}}{D} \right] - W_1$$

Donde:

- P_{WR} es la presión de levantamiento del viento sobre el techo, en kPa.

- F_p es el factor de combinación de presión.
- P_i es la presión de diseño interna, en kPa.
- t_h es el espesor de la placa del techo (el espesor corroído cuando se usa con W_1 y el espesor nominal cuando se usa con W_3), en mm.
- M_{WH} es igual a $p_{ws} \times D \times H^2 / 2$, en Nm.
- D es el diámetro del tanque.
- W_1 es el peso del cuerpo del tanque menos cualquier margen de corrosión y cualquier carga muerta que no sea la de la chapa de la cubierta que actúa sobre el cuerpo menos cualquier tolerancia por corrosión, en N.

$$U = [(0.4 * 2 * 0.839 - 0.08 * 13) * 24^2 * 785] + \left[4 * \frac{601.2 * 1000}{24} \right] - 9.81 * (72,682.38 + 4,516.35)$$

$$= - 823,876 \text{ N}$$

$$W_{anillo} = 4,516.35 \text{ kg}$$

$$W_{s-sm} = 7850 * \pi * 24 * 2 * \frac{(21.7 - 1) + (17.3 - 1) + (12.9 - 1) + (8.5 - 1) + (6 - 1)}{1000}$$

$$= 72,682.38 \text{ kg}$$

$$p_{wr} = 1.44 * \left(\frac{145}{190} \right)^2 = 0.839 \text{ kPa}$$

$$M_{ws} = p_{ws} * A_{w,cuerpo} * \frac{H}{2} = 601.2 \text{ kNm}$$

Al obtenerse una carga de levantamiento negativa, no se produciría levantamiento por la combinación de viento más presión interna de diseño.

Por otro lado, la carga de levantamiento por unidad de longitud circunferencial para dimensionar los pernos en función del momento de vuelco y los efectos sísmicos verticales, es:

$$w_{AB} = \left(\frac{1.273 * M_{rw}}{D^2} - w_t * (1 - 0.4 * A_v) \right)$$

$$w_{AB} = \left(\frac{1.273 * 4,399,807}{24^2} - 17,110.03 * (1 - 0.4 * 0.017) \right) = -7,269.8 \frac{\text{N}}{\text{m}}$$

Igualmente, se obtiene un valor negativo, por lo que tampoco se produciría levantamiento por el momento de vuelco por sismo.

Finalmente se optará por disponer un conjunto de pernos con el diámetro mínimo de 25 mm que exige la norma y separado una distancia mínima de 3 m. Siendo el número mínimo de anclajes necesarios para dicha separación:

$$n_A = \frac{\pi * 24}{3} = 25.13 \approx 26 \text{ pernos de anclaje}$$

8 COMPORTAMIENTO A FLUENCIA

8.1 Notación

CA	Espesor de sobre corrosión de virola [mm]
D	Diámetro del tanque [m]
dw	Densidad del producto [kg/m ³]
F _u	Resistencia mínima de agotamiento a tracción del acero del cuerpo [MPa]
F _y	Límite elástico del acero del cuerpo [MPa]
G	Gravedad específica de diseño del líquido [-]
H _w	Altura del nivel de líquido dentro del depósito [m]
N	Número total de periodos de σ_i y T _i
$\sigma_{d,i}$	Tensión para el diseño por fluencia del periodo i-ésimo [MPa]
T _i	Temperatura de cálculo [°C]
t	Es la vida útil del tanque [h]
t _i	Es la duración del periodo i-ésimo, en el que actúa la temperatura T _i a una tensión de diseño f _i [h]
t _R	Tiempo de rotura por fluencia [h]
m	Constantes de rotura por fluencia de un material
Q	Constantes de rotura por fluencia de un material
R	Constantes de rotura por fluencia de un material
A	Constantes de rotura por fluencia de un material
P(σ)	Parámetro de rotura por fluencia
T	Temperatura [K]
N	Número total de periodos de $\sigma_d(t)$ y T
σ_d	Tensión nominal de diseño [MPa]
$\sigma_{d,mín}$	Tensión nominal mínima de diseño [MPa]
$\sigma_{d,máx}$	Tensión nominal máxima de diseño [MPa]
R	Radio del tanque [m]
D _{f,acum}	Daño acumulado por fluencia
a	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
b	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
c	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
d	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
e	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
r	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia
Ta	Constates de las ecuaciones de modelización de la rotura por fluencia

8.2 Fenómeno de fluencia en los aceros

En el diseño de equipos y componentes de plantas industriales, es necesario tener en cuenta los fenómenos que puedan causar daños en las instalaciones, principalmente para garantizar la seguridad de las personas que puedan verse afectadas por estos fallos y en menor medida, aunque no por ello menos importante, el factor económico derivado de las reparaciones, sustitución de equipos y componentes y paradas en la operación de la instalación.

Uno de los daños que sufren los materiales que constituyen los equipos y componentes de las plantas industriales es el fenómeno de fluencia, termofluencia o más comúnmente denominado creep. Este fenómeno consiste en la deformación del material cuando se ve sometido a tensiones y temperatura elevada, aplicadas en un marco temporal prolongado.

Los métodos más comunes para poder determinar la resistencia a fluencia de un material son:

- Ensayos a fluencia del material. El ensayo de fluencia lenta (creep test) mide la deformación que se produce durante la exposición a temperatura elevada, mientras que los ensayos de tensión hasta la rotura (stress rupture test) miden el efecto que tiene la temperatura en la capacidad del material para soportar cargas durante tiempos largos.
- Métodos de extrapolación mediante ecuaciones de modelización de curvas de ruptura por fluencia.

En los ensayos de fluencia, en principio la operación parece sencilla, aunque la práctica exige un largo tiempo de ensayo y un equipo de laboratorio considerable. El tiempo transcurrido en un ensayo puede ser de varios meses y algunos ensayos continúan en curso después de más de diez años.

En la curva ideal que se obtiene en los ensayos de fluencia a tracción se puede distinguir tres etapas diferenciadas:

- **Etapla Primaria:** llamada fluencia primaria, es el proceso principal cuando las tensiones y las temperaturas son bajas. En esta primera región se produce un transitorio de endurecimiento y corresponde a una etapa de velocidad de fluencia decreciente.
- **Etapla Secundaria:** es conocida como fluencia lenta, en el que la curva tiene un comportamiento lineal y predecible, como resultado de un equilibrio entre los procesos en competencia de recuperación y endurecimiento por deformación. Por esta razón a la fluencia secundaria se la llama muchas veces fluencia estacionaria. Esta zona es la de mayor interés ya que representa la mayor parte de la deformación del material provocada por esfuerzos a alta temperatura.
- **Etapla Terciaria:** representa la región que cuenta con un mayor incremento de la velocidad de deformación, finalizando con la ruptura del material. Se presenta principalmente en condiciones de tensiones elevadas a alta temperatura.

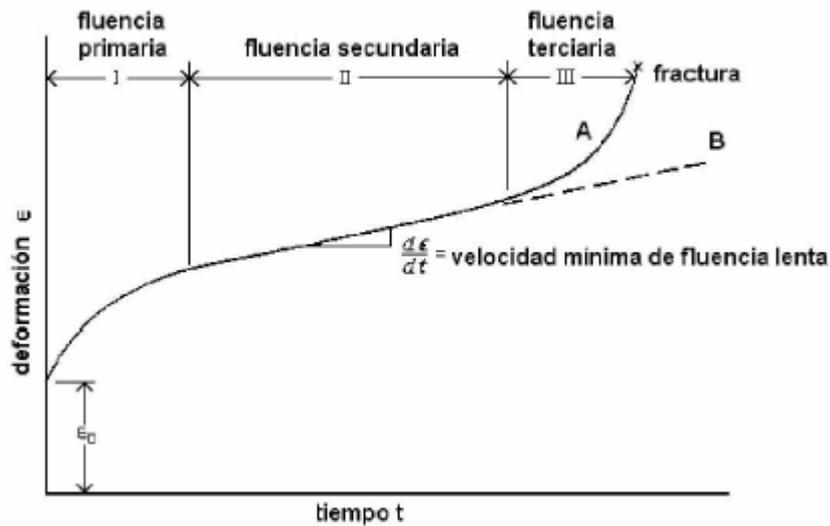


Figura 8-1. Curva de fluencia tiempo-deformación.

Una vez expuesto este fenómeno que puede ocasionar un daño en el material, es oportuno conocer cómo abordarlo para tenerlo bajo control en la totalidad de la vida del componente. Son varios los códigos y normas que contienen procedimientos para predecir la vida útil de un componente sometido al efecto de la fluencia. Para el empleo de estos procedimientos es necesario conocer las condiciones de operación y solicitaciones del componente a lo largo de su vida útil.

El daño durante la fluencia se acumula en el material en forma de defectos y cavidades internas. El fenómeno dañino empieza en la tercera etapa de la curva de fluencia y aumenta progresivamente hasta la rotura. El tiempo hasta la rotura se expresa mediante una ecuación del siguiente tipo:

$$t_R = A * \sigma^{-m} * e^{Q/RT}$$

Siendo A, m, R y Q constantes de rotura por fluencia de un material.

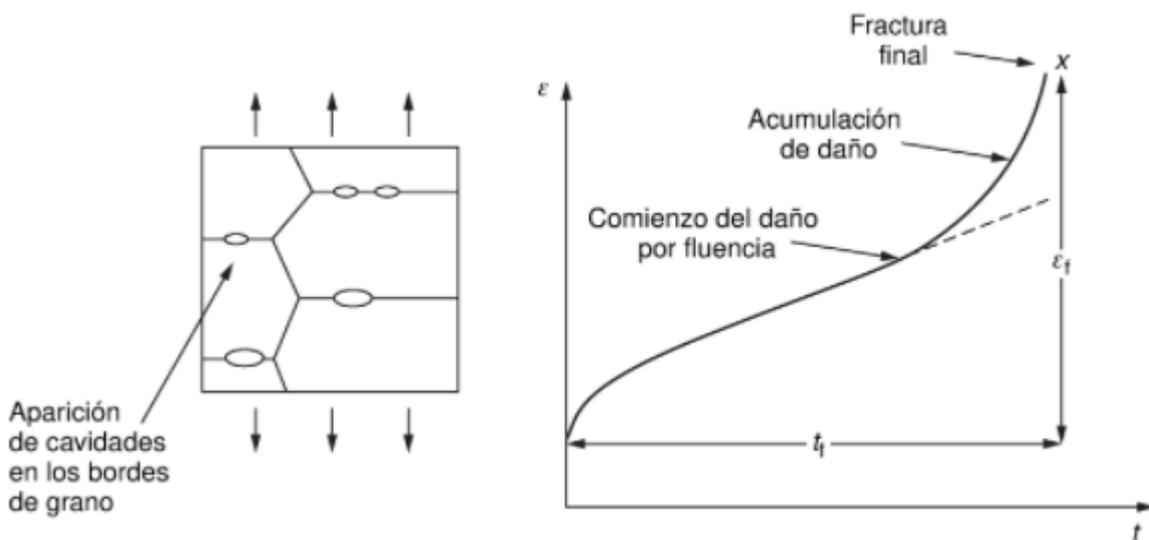


Figura 8-2. Daño por fluencia.

Los tiempos de rotura se representan normalmente en forma de diagramas y permiten, conociendo la tensión y la temperatura, averiguar la vida del material.

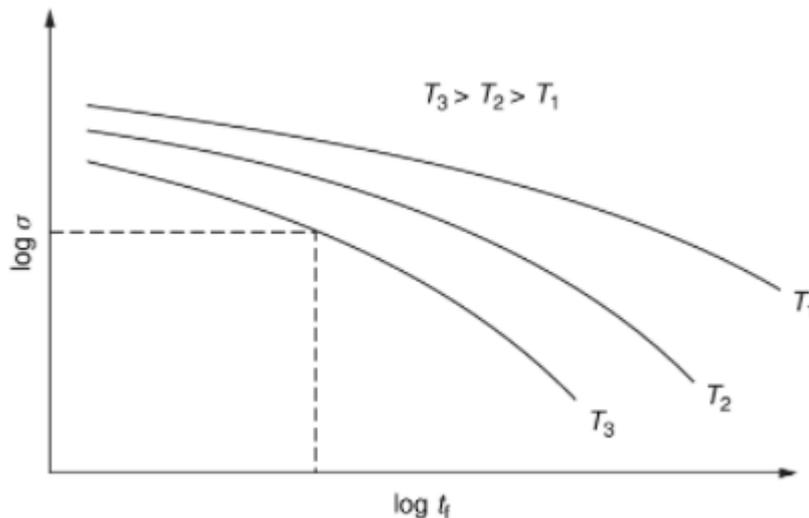


Figura 8-3. Diagrama de fluencia-rotura.

Si se prevé que el material puede llegar a tener problemas derivados del daño que acumula por el efecto de la fluencia, se deberá actuar sobre las variables que influyen en este fenómeno, por ejemplo ser reduciendo las tensiones a las que se somete el material, disminuyendo la temperatura de operación, aminorando el tiempo en servicio o recurriendo a la elección de un material mayor resistencia al creep.

Por último, es conveniente destacar que el creep puede no ser el único efecto nocivo que sufra el componente a lo largo de su vida, pudiendo aparecer otros cuya combinación con el propio creep resulte especialmente dañina. De especial importancia resulta la combinación de los efectos de creep y fatiga.

8.3 Modelización de la ruptura por fluencia mediante curvas de fluencia de la ECCC

En el anexo R de la norma EN 13445-3:2009 se han incluido los valores de resistencia a la ruptura por fluencia a largo plazo, para un conjunto amplio de aceros utilizados en ingeniería. En muchos de ellos se han introducido las ecuaciones de modelización y las correspondientes constantes dependientes del material para soportar esos valores de resistencia. Concretamente recogen las constantes de 38 aleaciones, que permiten determinar sus valores de resistencia a la ruptura por fluencia. Las constantes se han extraído de las hojas de datos publicadas por el Comité Europeo para la Fluencia. Este comité lo forma un grupo de trabajo que se ha encargado de evaluar un conjunto extenso de datos experimentales obtenidos mediante ensayos a fluencia, recopilándolos de diferentes fuentes disponibles, para así publicar en la hoja de datos "ECCC Data Sheet, 2005", los valores predictivos de rotura de diferentes aleaciones.

En la tabla R.1 del anexo aparecen recogidas las ecuaciones de modelización disponibles para diferentes tipos de materiales.

Modelo	Código	Comentario
<u>Modelos algebraicos:</u>		
1) Modelo soviético 1 $\log(t_u^*) = \beta_0 + \beta_1 \cdot \log(T) + \beta_2 \cdot \log(\sigma) + \beta_3/T + \beta_4 \cdot \sigma/T$	SM1	
2) Modelo soviético 2 $\log(t_u^*) = \beta_0 + \beta_1 \cdot \log(T) + \beta_2 \cdot \log(\sigma)/T + \beta_3/T + \beta_4 \cdot \sigma/T$	SM2	
3) Modelo mínimo obligatorio $\log(t_u^*) = \beta_0 + \beta_1 \cdot \log(\sigma) + \beta_2 \cdot \sigma + \beta_3 \cdot \sigma^2 + \beta_4 \cdot T + \beta_5/T$	MC	
<u>Modelos TTP:</u>		
$f(\sigma) = \beta_0 + \beta_1 \cdot \log(\sigma) + \beta_2 \cdot \log(\sigma)^2 + \beta_3 \cdot \log(\sigma)^3 + \beta_4 \cdot \log(\sigma)^4$		
a) Mendelson-Roberts-Manson (MRM) $\log(t_u^*) = f(\sigma) \cdot (T - T_0)^r + \beta_5$	MR n	n es el orden del polinomio $f(\sigma)$
b) MRM con $r = -1$ $\log(t_u^*) = f(\sigma)/(T - T_0) + \beta_5$		
c) Larson-Miller (MR n con $T_0 = 0$) $\log(t_u^*) = f(\sigma)/T + \beta_5$	LM n	n es el orden del polinomio $f(\sigma)$
d) Manson-Haferd (MRM con $r = 1$) $\log(t_u^*) = f(\sigma) \cdot (T - T_0) + \beta_5$	MH n	n es el orden del polinomio $f(\sigma)$
e) Manson-Haferd con $T_0 = 0$ $\log(t_u^*) = f(\sigma) \cdot T + \beta_5$	MH0 n	n es el orden del polinomio $f(\sigma)$
f) Orr-Sherby-Dorn $\log(t_u^*) = f(\sigma) + \beta_5$	OSD n	n es el orden del polinomio $f(\sigma)$
t_u^* es el tiempo de ruptura en h, T es la temperatura en K y σ es la tensión en MPa.		

Figura 8-4. Ecuaciones de modelización (Tabla R.1- EN 13445-3:2009).

En cambio, en la tabla R.2 de la norma, se recogen las constantes que han sido extraídas de las hojas de datos de la ECCC Data Sheet, 2005. Con las ecuaciones y las constantes es posible prever resistencias de ruptura por fluencia de un material concreto.

Como el acero seleccionado para el depósito es el 1.4550 (X6CrNiNb18-10), se puede consultar en dichas tablas las constantes y ecuaciones sugeridas por la norma para ese acero.

Tabla R.2 – Constantes para las ecuaciones de ruptura en fluencia

Identificaciones del material	REF	r	T_0	β_0	β_1	β_2	β_3	β_4	β_5			
18%Cr10%NiNb (950-1 070 °C) (Tipo 347H)	X6CrNiNb18-10	1.4550	1,2	MH4	1	640	0.02552033961	-0.1317141056	-0.05484899506	-0.05484899506	0.007650834508	14.446110289
18%Cr10%NiNb (1 070-1 140 °C) (Tipo 347H)	X6CrNiNb18-10	1.4550	1,2	LM4	-1	0	-108856.8964	252363.5625	57694.46875	57694.46875	-6863.740723	-14.445973396

Figura 8-5. Constantes para las ecuaciones (Tabla R.2 - EN 13445-3:2009).

Las ecuaciones propuestas para su evaluación son la Larson-Miller y la Manson-Haferd.

Estas ecuaciones aparecen en la ECCC Data Sheet como un método ISO estándar utilizado para ajustar los datos. La curva máster se describe mediante el siguiente polinomio logarítmico:

$$P(\sigma) = a + b * (\log \sigma) + c * (\log \sigma)^2 + d * (\log \sigma)^3 + e * (\log \sigma)^4 = \frac{\log t - \log t_a}{T - T_a}$$

Donde:

- $P(\sigma)$ es el parámetro de ruptura por fluencia.
- T es la temperatura en Kelvin.
- t es el tiempo de ruptura en horas.
- σ es la tensión en MPa.
- r es un exponente de temperatura y a, b, c, d y e son constantes.

Para el material **AISI 347 X6CrNiNb 18-10 (1.4550, Type 347, Solution Annealed 1070-1125°C)** la ecuación propuesta es la Larson-Miller, cuyas constantes son:

$a = -108856.8984, b = 252363.5625, c = -182577.3125, d = 57694.46875, e = -6863.740723, r = -1, T_a = 0,$
 $\log t_a = -14.445973396$

Temps	10.000h	30.000h	50.000h	100.000h	150.000h	200.000h	250.000h
°C	N/mm ²						
540	253	220*	205*	186*	176*	169*	164*
550	237	204*	190*	172*	163*	156*	151*
560	221	190*	176*	159*	150*	144*	139*
570	206	176*	163*	147*	138*	132*	128*
580	192	163	151*	135*	127*	122*	117*
590	178	151	139*	125*	117*	112*	108*
600	166	139	129*	115*	107*	102*	99*
610	154	129	118	106*	99*	94*	90*
620	142	119	109	97*	90*	86*	83*
630	132	109	100	89*	83*	78*	75*
640	122	101	92	81*	75*	71*	68*
650	112	93	84	74*	68*	64*	61*
660	104	85	77	67*	62*	59*	55*
670	96	78	70	61*	55*	(51)*	(47)*
680	88	71	64	54*	(48)*	-	-
690	81	64	57	-	-	-	-
700	74	58	(50)	-	-	-	-
710	68	(51)	-	-	-	-	-
720	61	-	-	-	-	-	-
730	55	-	-	-	-	-	-

* Values which have involved extended time extrapolation
 () Values which have involved extended stress extrapolation

Figura 8-6. Valores promedio de rotura por fluencia evaluados a partir de un conjunto extenso de datos experimentales. Extrapolación con L-M.

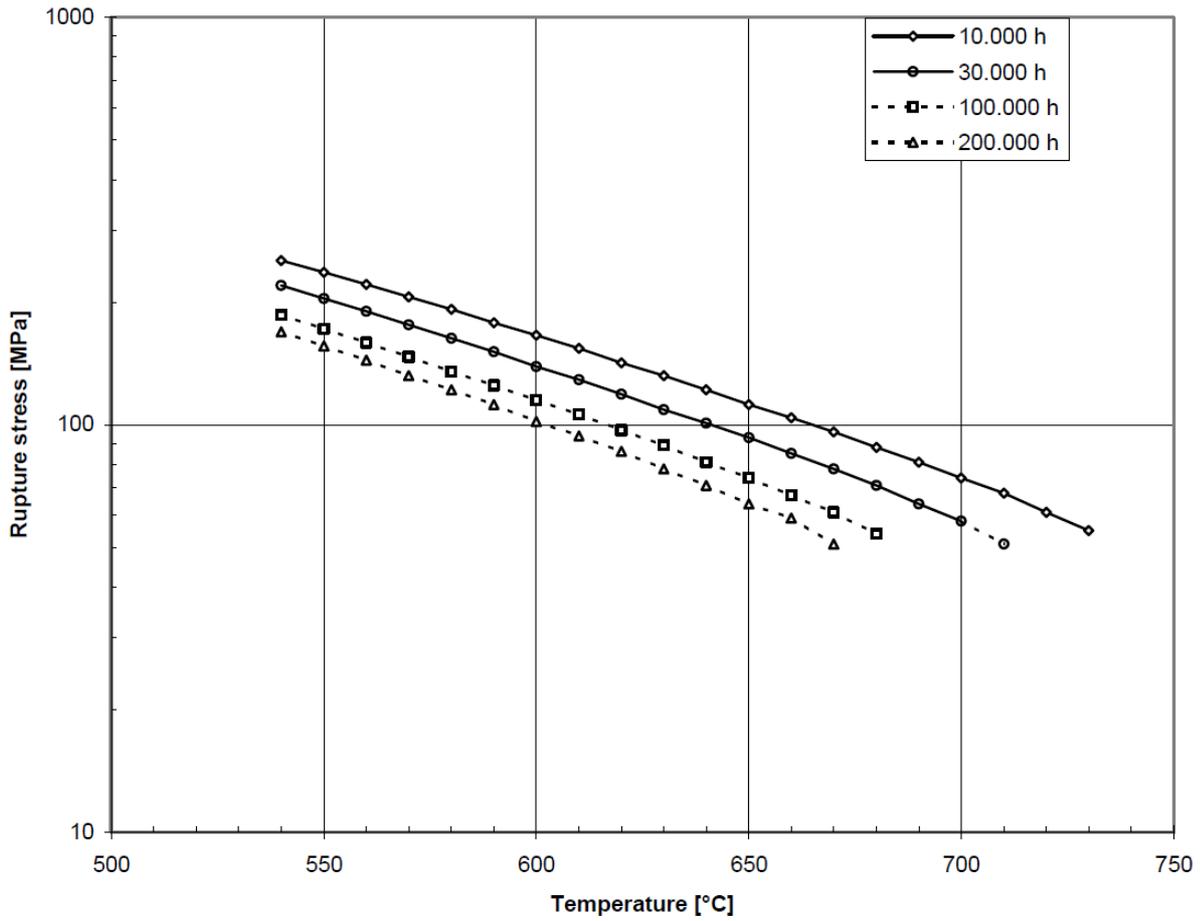


Figura 8-7. Curvas de rotura por fluencia. Extrapolación con L-M.

Para el material AISI 347 (X6CrNiNb 18-10) (1.4550, Type 347, Solution Annealed 950-1070°C) la ecuación propuesta es la Manson-Haferd, cuyas constantes son:

$a = 0.02552033961$, $b = -0.1317141056$, $c = 0.1342087686$, $d = -0.05484899506$, $e = 0.007650834508$, $r = 1$,
 $T_a = 340$, $\log t_a = 14.446140289$

Temps °C	10,000h N/mm ²	30,000h N/mm ²	50,000h N/mm ²	100,000h N/mm ²	150,000h N/mm ²	200,000h N/mm ²	250,000h N/mm ²
540	258	214*	196*	174*	162*	154*	147*
550	236	197*	181*	161*	149*	142*	136*
560	218	182*	167*	148*	138*	131*	125*
570	202	169*	155*	137*	127*	120*	115*
580	187	157	144	127*	117*	110*	105*
590	174	145	133	117*	108*	101*	96*
600	162	135	123	107*	98*	92*	86*
610	151	125	114	98*	89*	82*	77*
620	140	116	105	89*	80*	72*	66*
630	131	107	96	80*	70*	61*	-
640	121	98	87	71*	57*	-	-
650	113	90	78	58*	-	-	-
660	104	81	69	-	-	-	-
670	96	72	56	-	-	-	-
680	88	62	-	-	-	-	-
690	80	-	-	-	-	-	-
700	71	-	-	-	-	-	-
710	61	-	-	-	-	-	-

* Values which have involved extended time extrapolation
 () Values which have involved extended stress extrapolation

Figura 8-8. Valores promedio de rotura por fluencia evaluados a partir de un conjunto extenso de datos experimentales. Extrapolación con M-H.

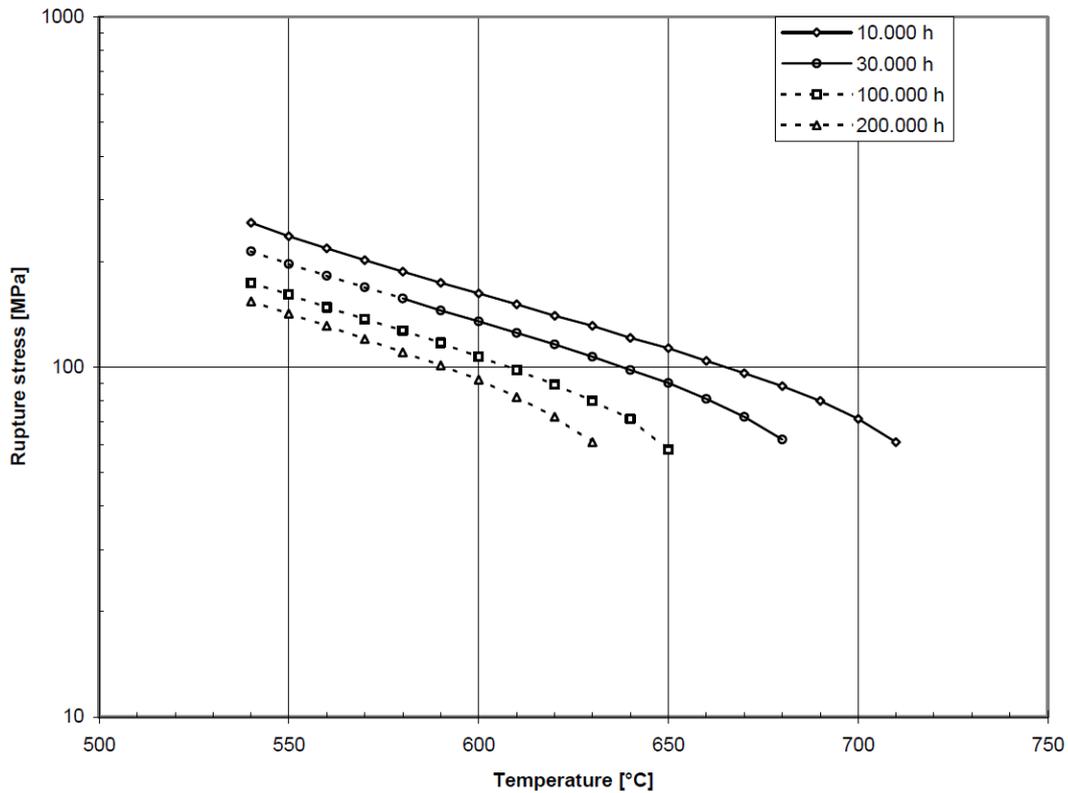


Figura 8-9. Curvas de rotura por fluencia. Extrapolación con M-H.

Las ecuaciones de ruptura en fluencia de las tablas R.1 y R.2 aproximan bien los valores promedio de datos experimentales de ruptura recogidos en las tablas de la ECCC. Si se evalúa las ecuaciones para valores fuera de ese rango, los valores de ruptura en fluencia no tienen un comportamiento adecuado. En un comportamiento normal en fluencia, se obtienen valores de tiempo de rotura mayores cuanto menor son las tensiones. En el ejemplo de la siguiente figura se muestra cómo, al evaluar la ecuación de Larson- Miller para valores de tensión inferiores a los tabulados correspondientes a una temperatura de 600 °C, la curva no ajusta valores de predicción de rotura adecuados.

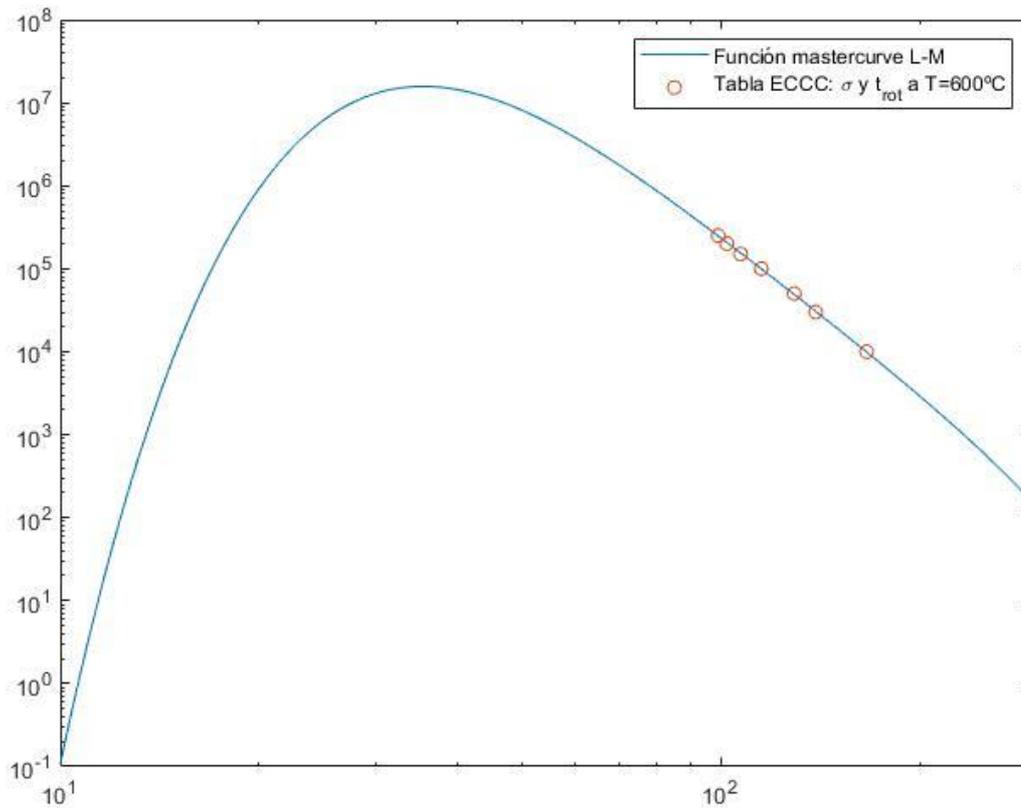


Figura 8-10. Curva de tiempo de rotura a 600 °C modelada con la ecuación de Larson- Miller y valores experimentales promedios de rotura de la tabla de datos de la ECCC

Aunque el rango de tensiones del que se tienen datos experimentales es más pequeño que el rango que se representa en la figura se puede observar como el ajuste de Larson-Miller es adecuado en el rango de tensiones para el que se tienen datos, pero para tensiones pequeñas no lo es.

Para aproximar la curva a un comportamiento normal en fluencia, en el que para tensiones pequeñas el tiempo de rotura debería ser mayor, se ha ajustado la curva por mínimos cuadrados.

Como entre el tiempo de rotura y la tensión aplicada hay una relación potencial del tipo:

$$t_R = A * \sigma^{-m} * e^{Q/RT}$$

Siendo A, m, R y Q constantes de rotura por fluencia de un material. Además, supondremos la temperatura constante.

Se ha procedido a ajustar por mínimos cuadrados mediante un modelo potencial quedando la ecuación transformada para un ajuste lineal de la siguiente forma:

$$\log t_R = \log A - m * \log \sigma + \frac{Q}{RT} \log e$$

Agrupando los términos constantes quedaría:

$$\log t_R = \hat{A} - m * \log \sigma$$

Por tanto, se puede obtener el parámetro constante \hat{A} y el parámetro lineal m , ajustando linealmente por mínimos cuadrados los valores de rotura experimentales promedios de un acero tabulados en la ECCC para una temperatura dada. El ajuste de la curva de rotura quedaría de la siguiente forma:

$$t_R = 10^{\hat{A}-m*\log \sigma}$$

$$t_R = 10^{\hat{A}} * \sigma^{-m}$$

Realizando el ajuste lineal de los valores experimentales promedio de la ECCC a una temperatura de 600 °C para el acero **AISI 347 X6CrNiNb 18-10 (1.4550, Type 347, Solution Annealed 1070-1125°C)** se obtiene:

$$\hat{A} = 17.7232$$

$$m = 6.1787$$

$$\log t_R = 17.7232 - 6.1787 * \log \sigma$$

Tabla 8-1. Valores experimentales promedio de rotura a 600 °C

t_R	10,000 h	30,000 h	50,000 h	100,000 h	150,000 h	200,000 h	250,000 h
T = 600 °C	166 MPa	139 MPa	129 MPa	115 MPa	107 MPa	102 MPa	99 MPa

Realizando el ajuste lineal de los valores experimentales promedio de la ECCC a una temperatura de 600 °C para el acero **AISI 347 (X6CrNiNb 18-10) (1.4550, Type 347, Solution Annealed 950-1070°C)** se obtiene:

$$\hat{A} = 15.2991$$

$$m = 5.0905$$

$$\log t_R = 15.2991 - 5.0905 * \log \sigma$$

Tabla 8-2. Valores experimentales promedio de rotura a 600 °C

t_R	10,000 h	30,000 h	50,000 h	100,000 h	150,000 h	200,000 h	250,000 h
T = 600 °C	162 MPa	135 MPa	123 MPa	107 MPa	98 MPa	92 MPa	86 MPa

Las relaciones lineales calculadas servirán para ajustar las respectivas curvas de rotura para tensiones pequeñas donde las ecuaciones de Larson-Miller y Manson-Haford no proporcionen valores de rotura adecuados. En la siguiente figura se representa la curva de rotura del acero evaluada, para tensiones superiores a 50 MPa, con la ecuación de Larson-Miller y con tensiones inferiores a ese valor, evaluada mediante el ajuste lineal por mínimos cuadrados correspondiente.

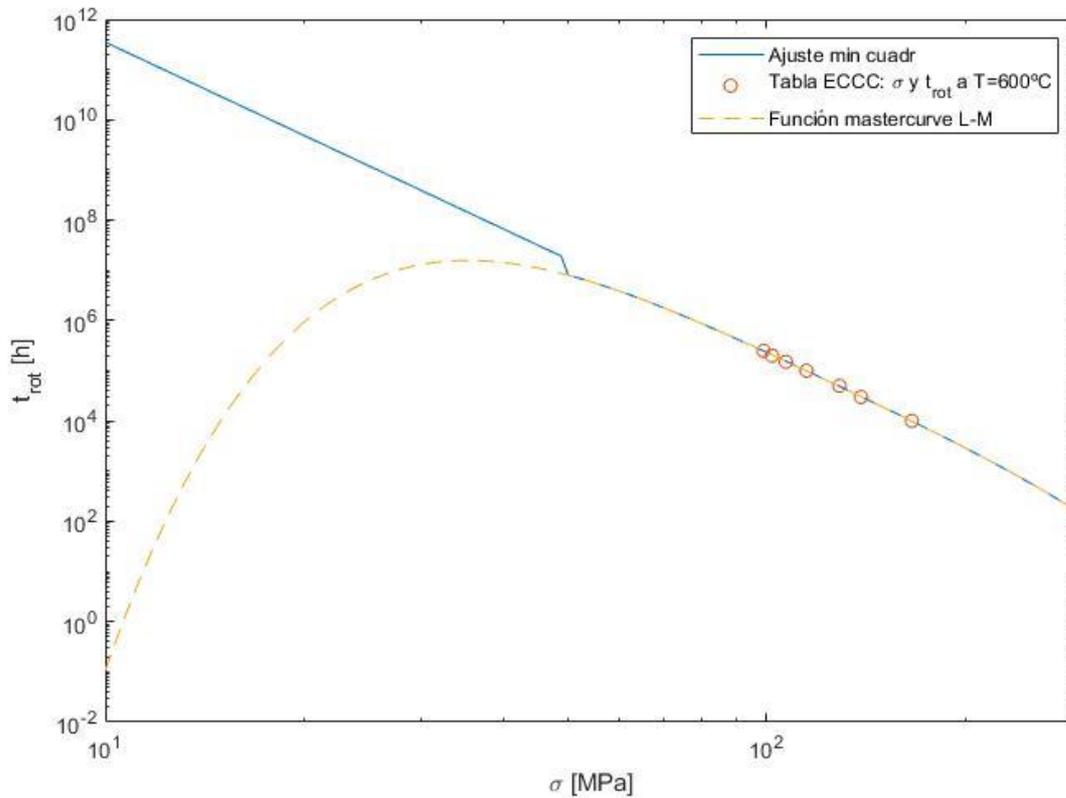


Figura 8-11. Curva de tiempo de rotura a 600 °C modelada con la ecuación de Larson- Miller y ajuste lineal por mínimos cuadrados para tensiones pequeñas.

8.4 Cálculo del daño acumulado por fluencia en el tanque

8.4.1 General

En este apartado se comprobará la resistencia frente a la fluencia del acero provocada por los ciclos diarios de llenado y vaciado de sales fundidas, que someten al acero empleado en el tanque a tensiones y temperatura elevada.

Para ello se analizará la carga que sufre el tanque en los diferentes ciclos de carga suponiendo que se mantiene todo el tiempo a la temperatura máxima de diseño de 600 °C. Se utilizará las curvas de rotura, modeladas con las ecuaciones descritas en la ECCC y ajustadas por mínimos cuadrados para la temperatura de diseño, para determinar los valores de rotura del acero bajo las condiciones de diseño. Se modelará en Matlab una función que calcule, mediante integración numérica, el daño acumulado por fluencia al final de vida útil del tanque y así verificar la durabilidad del mismo frente a este fenómeno.

8.4.2 Datos de partida

Tabla 8-3. Datos de partida para el cálculo del daño a fluencia.

T_i	La temperatura de cálculo es la de operación del tanque caliente	600 ° C
t	Tiempo considerado de vida útil del tanque	262,800 h (30 años)
ciclo de operación	Ciclo de operación de llenado – vaciado de sales	1 ciclo/día
N	Siendo N el número de ciclos de carga, es decir, el número total de periodos de $\sigma_d(t)$ y T	10,950

8.4.3 Carga de llenado y vaciado de sales

Durante la vida útil, el tanque se verá sometido a ciclos de carga de llenado y vaciado de sales fundidas. Se supondrá que el periodo de operación de llenado-vaciado durará 24 h, alcanzándose en las virolas del tanque, una tensión mínima de membrana, $\sigma_{d,mín}$, en el caso de tanque vacío y una tensión máxima de membrana, $\sigma_{d,máx}$, en el caso del tanque lleno.

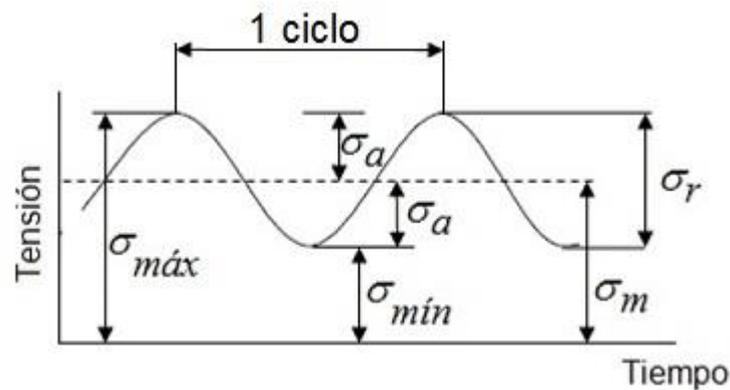


Figura 8-12. Ciclos de carga.

Para calcular las tensiones máxima y mínima del tanque durante un ciclo, se calculará la tensión de membrana en la virola inferior provocada por la presión hidrostática de las sales fundidas, usando la fórmula del método del pie. A la altura del líquido, H_w , no se le restará 1 pie (0.3 m), estando del lado de la seguridad, al calcular la tensión de membrana en el borde inferior de la virola, y no un pie por encima de ese borde inferior. Al espesor de virola se le quitará el sobreespesor de corrosión.

$$\sigma_d = \frac{\rho * g * H_w * R}{t_d - CA}$$

Suponemos la tensión nominal mínima de diseño del tanque con un llenado de sales de 1 m:

$$\sigma_{d,\min} = \frac{1731 * 9.81 * 1 * 12}{(21.7 - 1) * 10^3} = 9.84 \text{ MPa}$$

Suponemos la tensión nominal máxima de diseño del tanque con un llenado de sales de 9.7 m:

$$\sigma_{d,\max} = \frac{1731 * 9.81 * 9.7 * 12}{(21.7 - 1) * 10^3} = 95.49 \text{ MPa}$$

Inicialmente se ha modelado el ciclo de carga como una función tipo triángulo, que se calcula suponiendo que tanto el llenado como el vaciado del tanque duran 12 horas y que se realizan a un ritmo constante, y cada día el nivel de sales en el depósito oscila entre un nivel mínimo (1 m) y uno máximo (9.7 m).

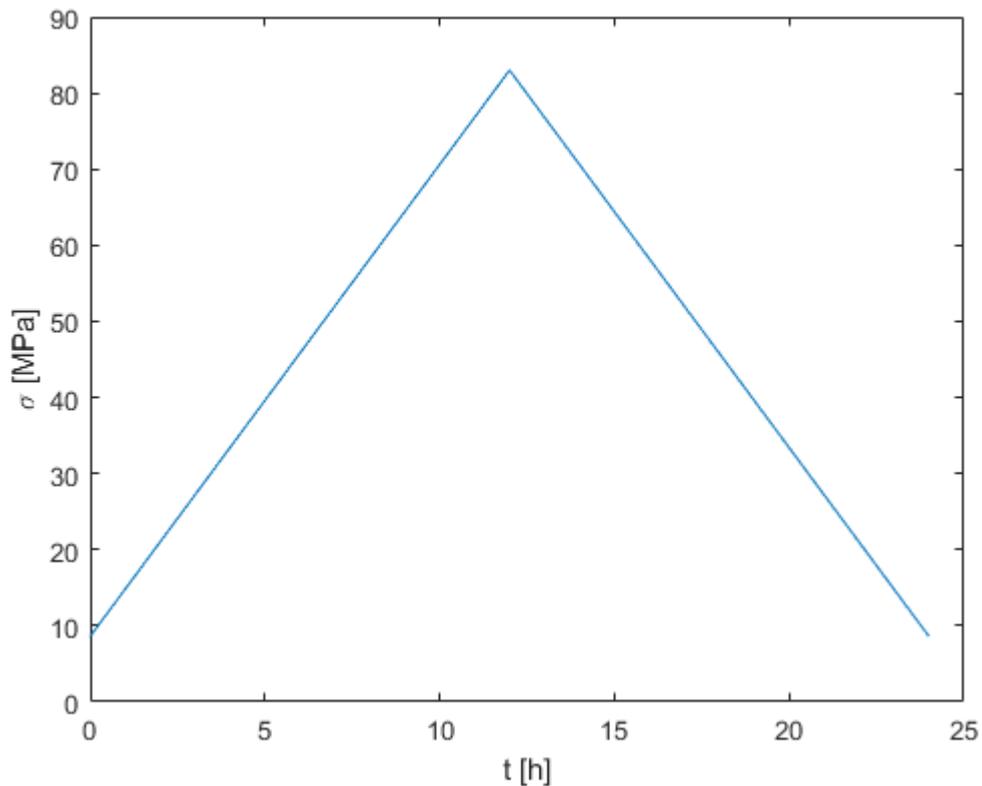


Figura 8-13. Carga de llenado-vaciado de sales que varía linealmente en un periodo de 24h.

Otra forma, es modelar un ciclo de carga como una función cosenoidal, que representaría un llenado y vaciado de sales que no se realiza a ritmo constante.

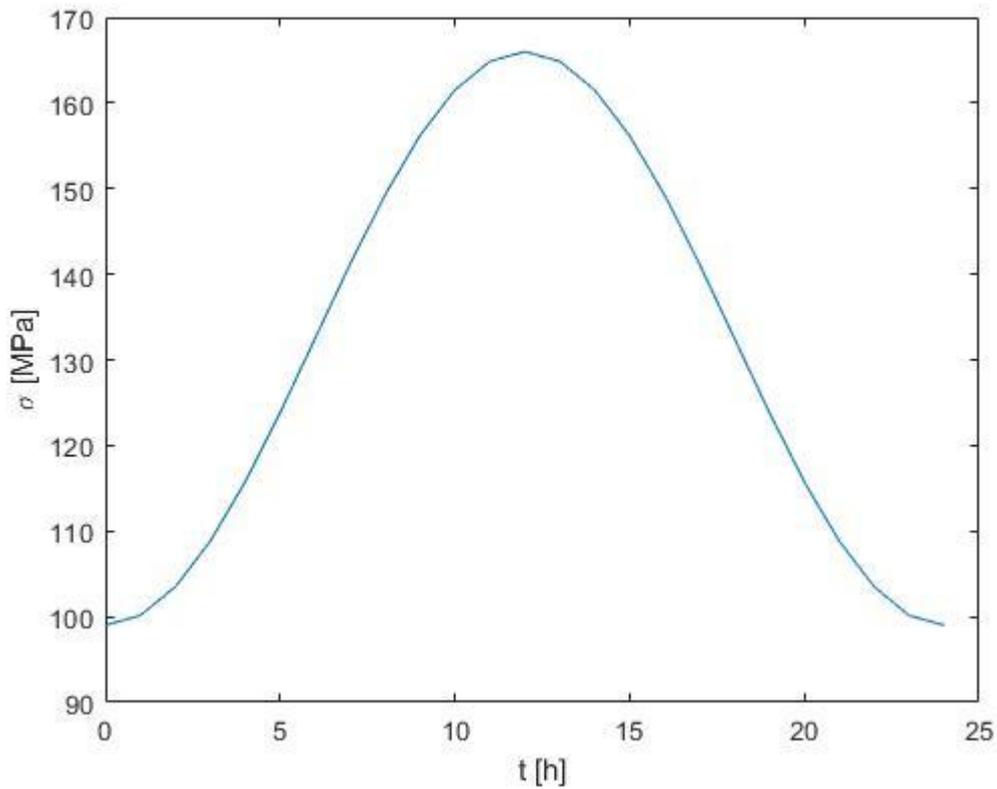


Figura 8-14. Carga de llenado-vaciado de sales modelada como una onda cosenoidal con periodo de 24h.

El tanque se considera sometido a un caso de carga múltiple en fluencia, en el que tiene lugar más de un periodo en toda la vida útil del mismo.

8.4.4 Daño acumulado por fluencia

Una de las formas de evaluar el daño acumulado por fluencia es mediante la relación entre el tiempo de vida útil y el tiempo de rotura por fluencia para una tensión y temperatura.

El daño acumulado resultante de todos los casos de carga aplicados se determina por la siguiente regla de fracción de tiempo:

- Si la carga es constante a trozos:

$$D_{f,acum} = \sum_{i=1}^n \frac{t_i}{t_R(\sigma_{d,i}, T_i)}$$

- Si la carga y la temperatura es variable:

$$D_{f,acum} = \int_1^{t_i} \frac{dt}{t_R(\sigma_d(t), T(t))}$$

- Suponiendo que la temperatura se mantiene constante en la envolvente del tanque:

$$D_{f,acum} = \int_1^{t_i} \frac{dt}{t_R(\sigma_d(t), T)}$$

- Suponiendo los ciclos de carga de llenado-vaciado de sales, con la misma amplitud de tensiones y temperatura diarias de operación y periodos igualmente espaciados en el tiempo, frecuencia constante, a lo largo de toda su vida útil: El daño acumulado sería el producto del daño acumulado en un periodo de carga única de 24h por el número total de periodos de carga única.

$$D_{f,acum} = N \int_1^{t_i=24} \frac{dt}{t_R(\sigma_d(t), T)}$$

Siendo N el número total de periodos de $\sigma_d(t)$ y T.

El daño por fluencia se considera admisible cuando es inferior a la unidad.

$$D_{f,acum} = N \int_1^{t_i=24} \frac{dt}{t_R(\sigma_d(t), T)} < 1$$

8.4.5 Modelización en Matlab del daño acumulado por fluencia

Este apartado describe el cálculo del daño acumulado por fluencia modelado mediante un algoritmo de Matlab. Se utiliza funciones donde se modela diferentes tipos de carga de llenado y vaciado de sales con periodos de 24 h. También se han modelado las curvas de rotura según los métodos descritos en la ECCC, siendo ajustadas para tensiones pequeñas donde no se obtiene valores con un comportamiento adecuado. Por último, y debido a que las cargas de operación del tanque no son constantes, se modela una función para integrar numéricamente, por el método del trapecio, la función de daño acumulado.

Las curvas de rotura se han modelado con las ecuaciones polinómicas de Larson Miller y Manson-Haford para evaluar tensiones mayores a 50 MPa y han sido ajustadas linealmente por mínimos cuadrados para evaluar tensiones pequeñas menores a 50 MPa, todo ello para la temperatura constante máxima de operación.

Los daños por fluencia obtenidos, resultantes de los ciclos de carga de llenado y vaciado con periodo de 24h y tomando un paso de integración de 0.05 h son:

- Por el método de Larson-Miller y carga triangular:

$$D_{f,acum}(LM) = 0.0648$$

- Por el método de Larson-Miller y carga cosenoidal:

$$D_{f,acum}(LM) = 0.2091$$

- Por el método de Marson-Haferd y carga triangular:

$$D_{f,acum}(MH) = 0.1481$$

- Por el método de Marson-Haferd y carga cosenoidal:

$$D_{f,acum}(MH) = 0.4226$$

Se comprueba que el daño acumulado es menor a la unidad, por lo que se considera un daño admisible para un tiempo de vida útil estimado de la instalación de 30 años, trabajando bajo esas condiciones de operación. La fluencia en los metales toma importancia cuando la temperatura de operación es mayor a 0.5 veces la temperatura de fusión o cuando las tensiones son mayores. Para tanques calientes con mayor capacidad de almacenaje de sales fundidas, el daño por fluencia si puede llegar a ser importante teniendo que considerar la disminución de las sollicitaciones, aumentado el espesor de las virolas o disminuyendo la temperatura de operación de la instalación.

8.4.6 Archivos de Matlab

“trotura_LM4_X6CrNiNb18_10_annealed1070_1140C_sin_ajuste.m”

“trotura_LM4_X6CrNiNb18_10_annealed1070_1140C.m”

“trotura_MH4_X6CrNiNb18_10_annealed950_1070C_sin_ajuste.m”

“trotura_MH4_X6CrNiNb18_10_annealed950_1070C.m”

“mastercurveLM_VS_tablaECCC_T600C.m”

“mastercurveLM_VS_ajuste_min_cuadr_VS_tablaECCC_T600C.m”

“fciclo_triangulo.m”

“fciclo_cosenoidal.m”

“DanoAcumulado.m”

9 CONCLUSIONES

En este proyecto se ha logrado dimensionar el tanque bajo ciertas condiciones iniciales, llevándose a cabo el diseño en base los requisitos impuestos por una de las normas más usadas para este tipo de estructuras a nivel internacional. Además se ha realizado una búsqueda y revisión bibliográfica del problema en la literatura técnica de referencias relevantes.

En primer lugar, una vez elegidos los materiales y la forma del tanque en función del producto contenido y las condiciones de servicio, se ha dimensionado cada uno de los elementos fundamentales que forman el depósito, como son la envolvente, el fondo y los rigidizadores que refuerzan las uniones de cada una de estas partes.

El rigidizador anular del fondo y el anillo circunferencial superior han sido elementos fundamentales para el diseño, ya que aportan rigidez a todo el conjunto y que están dispuestos las zonas donde este tipo de estructuras se ven más tensionadas.

Se han realizado las comprobaciones de resistencia y estabilidad frente a las cargas peso propio, sobrecargas de uso, nieve, presiones de diseño externas e internas al depósito, presión hidrostática y frente a la acción de los efectos naturales de viento y sismo.

Al tratarse de un tanque que contiene sales fundidas a alta temperatura, se ha elegido un acero apropiado para soportar estas condiciones de temperatura y corrosión. Además, se ha complementado con un estudio sobre el comportamiento a fluencia a lo largo de la vida útil de la instalación, con el objetivo de asegurar que el daño que acumula por este fenómeno es admisible a largo plazo. Adicionalmente, se podría complementar este trabajo con el análisis del daño a fatiga en el tanque provocado por los ciclos diarios de llenado y vaciado de sales, e igualmente comprobar el daño que acumula por este fenómeno y la interacción con el de fluencia, son admisibles.

REFERENCIAS

- [1] Norma API-650. (2013). *Welded Steel Tanks for Oil Storage*. American Petroleum Institute.
- [2] Norma EN 1993-4-2. (2007). Eurocode 3: Design of steel structures - Part 4-2: Tanks. The European Union.
- [3] ECCC Data Sheet, 2005. 'Rupture strength, creep strength and relaxation strength values for carbon-manganese, low alloy ferritic, high alloy ferritic and austenitic steels, and high temperature bolting steels/alloys', European Creep Collaborative Committee.
- [4] Norma EN 13445-3 (2010). Recipientes a presión no sometidos a llama. Parte 3: Diseño
- [5] ASHBY, M.F. y JONES, D.R.H., 2008. *Materiales para ingeniería 1, Introducción a las propiedades, las aplicaciones y el diseño*. Barcelona: Reverté. ISBN 84-291-9432-0.
- [6] ASME Electronic Stress Tables, 2005 US Customary.
- [7] JODAR ARCE, C. y GALÁN FERNÁNDEZ, J.M., 2015. *Diseño automático de tanques de acero con techo fijo, según API 650 Trabajo Fin de Grado*. Sevilla: [s.n.].
- [8] ZARATE, CELESTE y PROPATTO, SERGIO R., 2006. *Máquina de ensayos de creep-fatiga. Trabajo Final*. Universidad Nacional de Mar del Plata. Argentina.
- [9] LONG, B. y GARNER, B., 2004. *Guide to storage tanks & equipment: the practical reference book and guide to storage tanks and ancillary equipment with a comprehensive buyers' guide to worldwide manufacturers and suppliers*. Bury St. Edmunds, UK: Professional Engineering. ISBN 1860584314.

GLOSARIO

API: American Petroleum Institute.

ASCE: American Society of Civil Engineers.

ASME: The American Society of Mechanical Engineers.

CTE: Código Técnico de la Edificación.

EC: Eurocódigo.

ECCC: European Creep Collaborative Committee.

EN: Normas Europeas.

ISO: International Organization for Standardization.