



**Facultad de Ingeniería
Departamento de Ingeniería Química**



Evaluación del riesgo de destrucción de los gasómetros de hidrógeno de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos" en el caso de huracanes.

Autora: María Rosario Sánchez Macías

Tutores: Dr.C. Rafael Antonio Goytisoló Espinosa

Ing. Willian Beltrán Rodríguez

Junio 2014

"Año 56 de la Revolución"

Resumen

No se había evaluado con anterioridad al presente trabajo el riesgo de destrucción de los gasómetros de hidrógeno de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos" producto de la combinación de: la presión interior, el efecto de borde, la presencia de minilaminaciones en la pared, la acción agresiva del hidrógeno y la acción del viento en caso de huracanes. Partiendo de las Normativas existentes para determinar las cargas sobre el viento para el diseño de estructuras resistentes a huracanes, se precisó el Método de Cálculo para establecer las cargas del viento sobre los gasómetros. Se valoró la resistencia estática de todas las costuras soldadas de filete y a tope bajo la superposición de todos los efectos existentes: presión interior, efecto de borde, cargas del viento y la presencia de las minilaminaciones en la pared y se comprobó que en los mismos no queda reserva de resistencia estática con relación a la fluencia, sólo queda cierta reserva de resistencia estática con relación a la rotura. Estos cordones sólo pudieran resistir si el huracán fuera de una categoría inferior. No obstante se aplicó la Mecánica de la Fractura para confirmar si la fractura se produce o no en un plazo inferior al período en que esté azotando un huracán, y se confirmó que la durabilidad a la fatiga es mayor.

Índice

Introducción	1
Capítulo I Marco Teórico. Acción del viento y tensiones en recipientes cilíndricos.....	5
1.1 Normativas relacionadas con la determinación de las cargas producidas por el viento sobre las construcciones industriales y civiles.	5
1.2 Referencias normativas.	5
1.3 Consideraciones generales para determinar las cargas del viento.....	5
1.4. Cálculo de tensiones en bóvedas simétricas con carga simétrica según la Teoría Membranal.....	14
1.5. Evaluación de la resistencia en recipientes cilíndricos de paredes delgadas.	17
1.6. Recipiente Esférico de Paredes Delgadas.	19
1.7. Efecto de Borde en las Bóvedas de Paredes Delgadas.	20
1.8 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas de geometría ideal.....	22
1.9 Conclusiones del Capítulo I.....	24
Capítulo II: Evaluación estática de la resistencia de diferentes elementos de los gasómetros de hidrógeno, por los distintos efectos actuantes.	25
2.1 Dimensiones, parámetros de trabajo y especificaciones técnicas de los gasómetros.	25
2.2 Determinación de las cargas producidas por el viento sobre los gasómetros de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos".....	25
2.2.1 Carga transversal distribuida y momento de vuelco provocadas por el viento.	25
2.2.2 Cálculo de la carga transversal resultante del viento y del momento de vuelco resultante.	28
2.3 Inspección visual de los gasómetros y revisión de la documentación técnica.	29

2.4 Inspección ultrasónica y caracterización de los defectos detectados en la pared del cuerpo.	29
2.5 Composición química y propiedades mecánicas del material de los recipientes.	30
2.6 Evaluación de la resistencia del cordón de soldadura de filete de unión del gasómetro con el tubo de apoyo de los mismos.	30
2.7 Evaluación del incremento de las tensiones meridionales en la pared del recipiente por el efecto de borde.	34
2.8 Evaluación de la resistencia del cordón de soldadura a tope de unión del cuerpo del gasómetro con el fondo de los mismos.	40
2.9 Conclusiones Parciales del Capítulo II.	46
Capítulo III Aplicación de la Mecánica de la Fractura para evaluar el riesgo de destrucción de los Gasómetros de la Refinería "Camilo Cienfuegos".	47
3.1 Tenacidad de fractura (Parámetro K_{IC}) del acero de los gasómetros.	47
3.2 Superposición de las tensiones de flexión provocadas por el viento, las tensiones provocadas por la presión y el efecto de borde en presencia de un posible microdefecto en los cordones transversales más cargados.	47
3.3 Influencia de la superposición de las tensiones de cortante provocadas por el viento y por el efecto de borde en presencia de una agrupación de defectos interiores (minilaminaciones) que puedan provocar que el recipiente se divida en dos capas en la zona de efecto de borde.	53
3.4 Investigación sobre la integridad estructural de recipientes para el almacenamiento de hidrógeno con minilaminaciones en las paredes en presencia de la difusión de hidrógeno. ..	56
3.5 Conclusiones Parciales del Capítulo III.	60
Conclusiones Generales.	61
Recomendaciones.	63
Bibliografía.	64

Introducción

El Desarrollo Científico – Técnico ha resuelto innumerables problemas para la humanidad, sin embargo ha agudizado también muchos problemas, entre ellos uno de los más importantes es la relación entre el hombre y el medio ambiente. El problema de la protección de la naturaleza – medio ambiente del hombre, contra las consecuencias negativas de su propia actividad ha adquirido una importancia social, ya que la amenaza es válida no sólo para la salud de los hombres, sino para la existencia de toda la humanidad. (Pankratz T.M, 2001). Específicamente en Cuba la excesiva humedad ambiente durante la mayor parte del año hace que la corrosión sea unos de los aspectos que mayor influencia negativa tiene en las instalaciones industriales.

En particular la Refinería de Petróleo “Camilo Cienfuegos” de la ciudad de Cienfuegos, ha sido una de las industrias más golpeadas por este fenómeno. Ya desde el proceso de rehabilitación de la misma que se inició en Abril del 2006 cuando se firmaron los Acuerdos entre las Empresas PDV S.A.(Petróleos de Venezuela) y CUPET S.A. (Cuba Petróleo) para la constitución de la Empresa Mixta PDV - CUPET S.A. fue necesaria la reconstrucción completa de los Difusores de los Ventiladores Enfriadores de Gasolina de la Sección 100, 200 300 y 400 de la Planta de Destilación Atmosférica de la Refinería, que son equipos con grandes dimensiones y pesos, los cuales para la puesta en marcha se encontraban en óptimas condiciones, pero las Estructuras Soportes de estos se encontraban deterioradas, pues producto de la corrosión las barras de acero presentaban agujeros por diferentes partes.

Una **Situación Polémica** similar han presentado los gasómetros de hidrógeno. En el proceso de Reactivación de la Refinería “Camilo Cienfuegos”, ya desde el año 2007 se le realizan las inspecciones correspondientes a los gasómetros del Título-17, dentro de los aspectos encontrados en dicha inspección estaba la situación que presentaban la corrosión en un número determinados de los pernos de anclajes. Para minimizar en algo la velocidad de corrosión de los pernos se emitió una recomendación para el tratamiento anticorrosivo de los mismos, la cual fue ejecutada. Otra situación que se

detectó ya en esa ocasión fue la presencia de mini laminaciones en la línea media de la pared, que producto de un estudio realizado en gasómetros idénticos, también de procedencia rusa, instalados en la Refinería "Ñico López" de La Habana, no se le dio importancia a ese fenómeno, sin embargo, nunca se ha valorado que implicación tendrían esas mini laminaciones combinadas con las tensiones de flexión que aparecen en el recipiente por el efecto de borde, y por la propia acción de deterioro que puede provocar el hidrógeno en el material y sobre todo con la presencia de las grandes tensiones de flexión que pueden ser originadas por el viento de un huracán de gran intensidad (Osita D. Yildirin H. 2002); (Pavlov, K.F. et. al. 1981). Esa investigación nunca se ha realizado y por el gran riesgo que existe por tratarse de ocho grandes recipientes, cada uno de ellos que contiene un volumen de 185 m³ de hidrógeno entonces la situación adquiere una importancia muy singular. Con el pasar del tiempo (Marzo 2010) la situación de los pernos se ha agravado. En trabajo combinado con los compañeros del Departamento de Piezas de Repuesto de la propia Refinería se reactivó nuevamente el proyecto para la fabricación de los pernos o hasta la posible compra de los mismos, aspecto éste que será abordado en otro trabajo pues el estado de los pernos es tal que resulta imposible reemplazarlos y será necesario diseñar una estructura rigidizadora para impedir el vuelco de los gasómetros o incluso nuevas patas para los gasómetros. Partiendo de toda esta Situación Problémica se ha formulado el siguiente **Problema Científico**:

No se ha evaluado con anterioridad al presente trabajo el riesgo de destrucción de los gasómetros de hidrógeno de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos" producto de la combinación de: la presión interior, el efecto de borde, la presencia de minilaminaciones en la pared, la acción agresiva del hidrógeno y la acción del viento en caso de huracanes.

Ante toda esta Situación Problémica se ha formulado la siguiente **Hipótesis**:

Resulta posible evaluar el riesgo de destrucción de los recipientes de hidrógeno (gasómetros) de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos", por efecto de la presión

del gas, el efecto de borde, la presencia de minilaminaciones en la pared, la acción agresiva del hidrógeno y el poder destructivo del viento en el caso de huracanes, como vía de poder tomar las medidas preventivas pertinentes.

En la Investigación se emplearán los siguientes **Métodos Científicos**:

1. Método Hipotético – Deductivo al elaborar el Problema Científico y las posibles soluciones del mismo, la Hipótesis y los Objetivos General y Específicos para darle cumplimiento.
2. Método Analítico – Sintético, este es el Método Fundamental empleado en la Investigación: Mediante el análisis se evaluarán las expresiones para el cálculo de las tensiones provocadas por los distintos factores incidentes y mediante la síntesis se integrarán todos los efectos diferentes analizados, para obtener una evaluación integral del riesgo.
3. Métodos Matemáticos, se utilizarán Modelos Matemáticos simples para evaluar los distintos factores incidentes en el riesgo de destrucción de los gasómetros.

El **Objetivo General** de la Investigación es por lo tanto:

Evaluar el riesgo de destrucción de los recipientes de hidrógeno (gasómetros) de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos", por efecto de la presión del gas, el efecto de borde, la presencia de mini laminaciones en la pared, la acción agresiva del hidrógeno y el poder destructivo del viento en el caso de huracanes, como vía de poder tomar las medidas preventivas pertinentes.

Dada esta situación y teniendo en cuenta el tiempo que resta para una nueva temporada ciclónica es que se han formulado los siguientes **Objetivos Específicos** para el presente trabajo:

1. Investigar la influencia de la acción del viento en los cordones de soldadura del soporte de los recipientes.

2. Investigar la influencia en la resistencia de la sección más débil de los gasómetros la influencia de las tensiones de normales provocadas por el efecto de borde, por la presión y por la acción del viento, tomando en cuenta la posible afectación de la resistencia mecánica provocada por el hidrógeno
3. Investigar en la literatura técnica especializada todas las posibles influencias destructivas del hidrógeno contenido en los gasómetros.
4. Investigar en particular la influencia de las mini laminaciones en la resistencia en presencia del hidrógeno a presión en su interior.
5. Establecer un criterio para la superposición de todos los fenómenos mencionados, aplicando los Criterios Clásicos de Resistencia y aplicando incluso, de ser posible, los criterios de la Mecánica de la Fractura.

Capítulo I Marco Teórico. Acción del viento y tensiones en recipientes cilíndricos.

1.1 Normativas relacionadas con la determinación de las cargas producidas por el viento sobre las construcciones industriales y civiles.

La (Norma Cubana 285, 2003), CARGA DE VIENTO. METODO DE CÁLCULO establece el método de cálculo para determinar la carga de viento que debe utilizarse en los cálculos estáticos y dinámicos de los edificios y obras de ingeniería, o de sus partes y elementos, para los cuales el viento resulta ser una sobrecarga de uso. Se aplicará a todas las construcciones terrestres y marítimas, con excepción de edificaciones e instalaciones de forma no usual y no consideradas en la presente norma.

1.2 Referencias normativas.

Las siguientes normas contienen disposiciones que, al ser citadas en este texto, constituyen disposiciones de la Norma Cubana 285 del año 2003. Como toda norma está sujeta a revisión, se recomienda aquellos que realicen, acuerdos sobre la base de ellas, que analicen la conveniencia de usar las ediciones mas recientes de las normas citadas seguidamente. La Oficina Nacional de Normalización posee la información de las Normas Cubanas en vigencia en todo momento.

- (NC 46: 1999) Construcciones sismo resistentes. Requisitos básicos para el diseño y construcción.
- (NC 120: 2001) Hormigón hidráulico. Especificaciones.

En el caso Objeto de Estudio de este Proyecto, no se considera necesario emplearlas.

1.3 Consideraciones generales para determinar las cargas del viento.

1.3.1 Dirección del viento.

Se supondrá, salvo condiciones excepcionales, que el viento actúa horizontalmente y en cualquier dirección. De estas direcciones se considerará fundamentalmente el efecto

del viento, según las direcciones principales de la estructura. En el caso de la ciudad de Cienfuegos se considerará la dirección preponderante los vientos que provienen del sur.

1.3.2 Presión del viento.

Cuando se tengan observaciones directas de las velocidades básicas del viento, se podrán calcular las presiones básicas características del viento (en lo adelante “presión básica”) en una superficie normal a su dirección, mediante la fórmula:

$$q_{10} = \frac{V_{10}^2}{1,6 \times 10^3} [kN/m^2] \quad (1.1)$$

Donde:

q_{10} presión básica característica del viento correspondiente a velocidades del aire en terrenos llanos y abiertos a una altura de 10 m sobre el terreno, (kN /m²)

V_{10} velocidad característica del viento para un período básico de recurrencia y a una altura de 10 m sobre el terreno, (m/s), esta se tomará con referencia a la mayor ráfaga de viento registrada en Cuba, 340 Km/h = 94,44 m/s y a la registrada en huracanes de categoría V, 250 Km/h = 69,44 m/s.

$1,6 \times 10^3$ factor empírico

1.3.3 Períodos de recurrencia media de las velocidades de los vientos.

La velocidad básica del viento se tomará con un período básico de recurrencia de 50 años para todas las estructuras permanentes y que además presenten características normales de sensibilidad al viento, importancia económica y duración.

1.3.4 Coeficiente de recurrencia.

Las presiones de base señaladas para la recurrencia de 50 años, serán afectadas por el coeficiente de recurrencia (C_t) que se establecen en la Tabla 1, para ser utilizado en períodos de recurrencia de 5 a 100 años.

Tabla 1.1 Coeficientes de recurrencia	
Tiempo de recurrencia Años	Coeficiente de recurrencia C_t
100	1,15
50	1,00
25	0,90
10	0,75
5	0,70

1.3.5 Coeficientes dependientes de la ubicación de elementos u obras (región, topografía y altura).

La presión básica sobre una superficie, depende de la ubicación del elemento u obra, de la región y topografía del lugar, así como de la altura sobre el nivel medio del terreno circundante. Por lo tanto, en la presente determinación de la presión básica, se tendrá en cuenta el factor de región o provincia, de topografía o sitio y de altura. Los anteriores factores modificarán la presión básica.

1.3.6 Factor de región o provincia.

Las presiones básicas (q_{10}) por provincias o regiones, para una recurrencia de 50 años son:

- **Zona I** - Que comprende las provincias: Pinar del Río, La Habana, Ciudad de la Habana, Isla de la Juventud, Matanzas, Villa Clara y Cienfuegos.
 $q = 1,3 \text{ kN/m}^2$ (130 kgf/m²)
- **Zona II** - Que comprende las provincias de Sancti Spiritus, Ciego de Avila y Camagüey.
 $q = 1,1 \text{ kN/m}^2$ (110 kgf/m²)
- **Zona III** - Que comprende las provincias de Las Tunas, Holguín, Granma, Santiago de Cuba y Guantánamo.
 $q = 0,9 \text{ kN/m}^2$ (90 kgf/m²)

Los valores señalados para la presión básica aparecen en el mapa de la figura. 1.



Figura 1.1 Regionalización según la ubicación de la construcción

1.3.7 Coeficiente de topografía o de sitio.

La influencia de caracteres topográficos definidos, permitirá variar la presión mediante el coeficiente de topografía o sitio (C_s) que tendrá valores que se establecen en la Tabla 1.2.

Tabla 1.2 - Coeficientes de sitio	
Topografía	Coeficiente de sitio, C_s
Sitio normal	1,00
Sitio expuesto	1,10

Para elementos y proyectos típicos de uso múltiple y nacional se usará el coeficiente correspondiente a sitio normal; excepto en obras cuya ubicación normal es siempre en sitio expuesto. En el caso de este proyecto se tomará sitio expuesto ya que los cálculos están dirigidos a las condiciones límites de riesgos y realmente los gasómetros están en una pequeña llanura del terreno completamente expuesta.

1.3.8 Categorías de terreno.

La influencia que reflejan las grandes variaciones de la rugosidad del terreno que varía según la topografía natural, la vegetación y edificaciones existentes determina las tres categorías de terreno en la cual el edificio o estructura estará ubicado.

- **Terreno Tipo A:** Estos serán terrenos abiertos (llanuras, costas, orillas de laguna y represas, etc.). También en terrenos con obstáculos y edificaciones que no

superen los 10 m. Se considera costa una distancia hasta 500 metros a partir de la línea del mar.

- **Terreno Tipo B:** Estos serán terrenos cubiertos con obstáculos y edificaciones que superen los 10 m. (ciudades, zonas boscosas, etc.). Se considera representativo de este tipo de terreno, cuando las condiciones señaladas se mantengan en una distancia de 500m o más, a partir de la edificación u obra.
- **Terreno Tipo C:** Estos serán los centros de grandes ciudades, en los que al menos el 50 % de las edificaciones tengan una altura promedio mayor de 22 m o más. Esta condición debe prevalecer en la dirección analizada, en al menos una distancia de 800 m de construcciones ó 10 veces la altura del edificio u obra (el mayor de los dos). Se debe tener en cuenta un posible efecto de túnel o incremento de la presión, por un aumento de la velocidad del viento debido a que el edificio o estructura se encuentre ubicado en la zona de excitación o influencia de otros edificios o construcciones adyacentes.

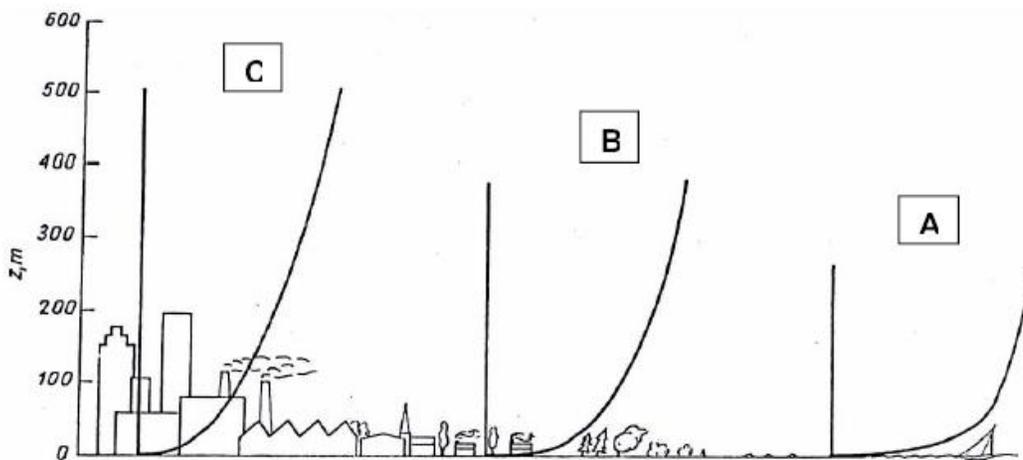


Figura 1.2 Gradientes de velocidad en función del tipo de terreno

En el caso de los gasómetros se consideró Terreno Tipo A ya que están ubicados en una llanura próxima a la costa.

1.3.9 Variación de la presión básica con la altura. Altura de gradiente. Coeficiente de altura.

Altura de gradiente (Z_g). Esta es la altura a la cual la velocidad del viento alcanza su valor máximo, dependiendo la misma de la rugosidad del terreno, manteniéndose constante la velocidad a partir de dicha altura.

El coeficiente de altura (C_h), según la categoría del tipo de terreno vendrá dado por las siguientes expresiones:

Tipo de Terreno	C_h	Z_g (m)
A	$(Z/10)^{0,32}$	300
B	$0,65 (Z/10)^{0,44}$	400
C	$0,30 (Z/10)^{0,66}$	500

A partir de la altura de gradiente (Z_g) los coeficientes de altura se mantienen constantes. Los anteriores coeficientes de altura son señalados en la Tabla 1.4 hasta una altura de 200 m.

Altura(m)	Tipo de Terreno		
	A	B	C
De 0 a 5	0,80	0,48	0,19
10	1,00	0,65	0,30
20	1,25	0,88	0,47
30	1,42	1,05	0,62
40	1,56	1,20	0,75
50	1,67	1,32	0,87

1.3.10 Coeficientes de ráfaga (C_r)

Los coeficientes de ráfagas (C_r) son empleados para tener en cuenta la naturaleza fluctuante de los vientos y su interacción con edificaciones y otras construcciones.

El coeficiente de ráfaga (C_r) será utilizado en el cálculo de los elementos resistentes a la carga de viento, su valor se determina según la Tabla 5, en función del tipo de terreno y para la altura total del edificio o estructura H.

Altura (m)	Tipo de terreno		
	A	B	C
<10	1,22	1,46	1,90
10	1,18	1,36	1,72
20	1,14	1,28	1,54
30	1,12	1,24	1,44
40	1,10	1,21	1,38
50	1,09	1,18	1,32

1.3.11 Reducciones de la acción del viento por superficies grandes expuestas.

El coeficiente de reducción C_{ra} tendrá un valor único para el edificio u obra correspondiente a la altura máxima del mismo. Las presiones del viento que actúan sobre los elementos constituyentes de una edificación u obra (paneles, vigas, columnas y otros), deben ser afectadas de un coeficiente de reducción en función de la mayor dimensión (horizontal o vertical) de la superficie o área que expuesta al viento actúa o transmite carga sobre el elemento considerado. La reducción sólo se usará cuando la mayor dimensión señalada sea igual o mayor que 15 m. El coeficiente de reducción C_{ra} se obtiene en la Figura 1.3.

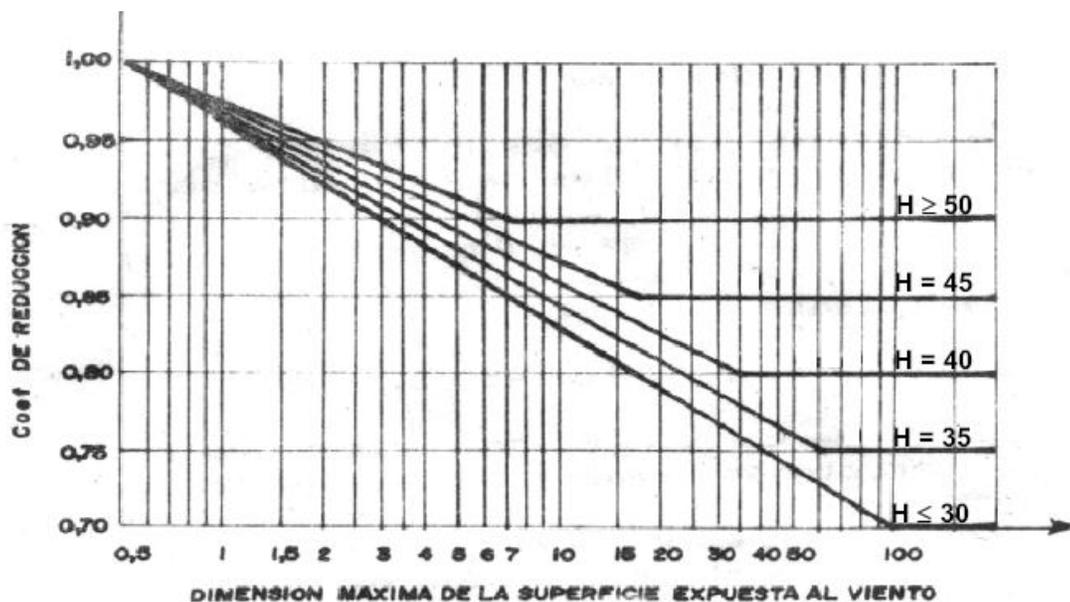


Figura 1.3 Coeficiente de reducción por área expuesta

Para la determinación de la más grande dimensión (horizontal o vertical) de la superficie o área expuesta, se tendrá en consideración la indeformabilidad de los elementos estructurales constitutivos (entrepisos y cubiertas). Los entrepisos y cubiertas constituidos por hormigón celular (Siporex) y láminas de asbesto cemento u otros similares, son considerados deformables. La reducción sólo se usará cuando la mayor dimensión señalada sea igual o mayor que 15 m (véase Figura 1.3).

1.3.12 Coeficientes de forma o aerodinámicos de las acciones exteriores de las edificaciones.

Las presiones básicas de viento están afectadas por el coeficiente de forma o aerodinámico (C_f) para tener en cuenta la forma, los volúmenes, el ángulo de las superficies expuestas al viento, es decir, el carácter aerodinámico de la estructura. Las edificaciones u obras sin ningún tipo de abertura en las paredes y en el techo, (o abertura de fácil y garantizado cierre) y sin posibilidades de tenerlo, se consideran perfectamente impermeables, estancas y no existirán en ellas acciones interiores.

Dentro de esta sección se incluirán el grupo de estructuras casi siempre de predominio vertical, fundamentalmente industriales y de almacenamiento, con una estructura constituida por superficies continuas de características especiales. Las chimeneas, torres, tanques, silos y estructuras similares caen en la anterior clasificación. Se contemplan igualmente estructuras de superficies esféricas, por su característica de poseer superficie continua. En estas estructuras de carácter generalmente vertical, es importante la relación de altura a diámetro o base, por lo que se señalarán en los coeficientes las variaciones que producen en base a lo anterior.

En estas estructuras hay que tener en cuenta el cálculo por el efecto local sobre la superficie y el efecto por el conjunto de la estructura, para el diseño y cálculo de su resistencia y estabilidad.

Para las diferentes superficies de las edificaciones y obras con las características señaladas, los coeficientes de forma (C_f) que deben tomar, al determinar la presión básica del viento normal, con respecto a la superficie y que corresponde a la unidad de

área de dicha superficie, se establecen en los diferentes casos que se presentan en la Norma 285, para el presente trabajo se tomara el caso 4.

Caso 4. Esquema que se emplea para cubiertas tipo bóveda y similares por la forma (por ejemplo: cerchas de arco).

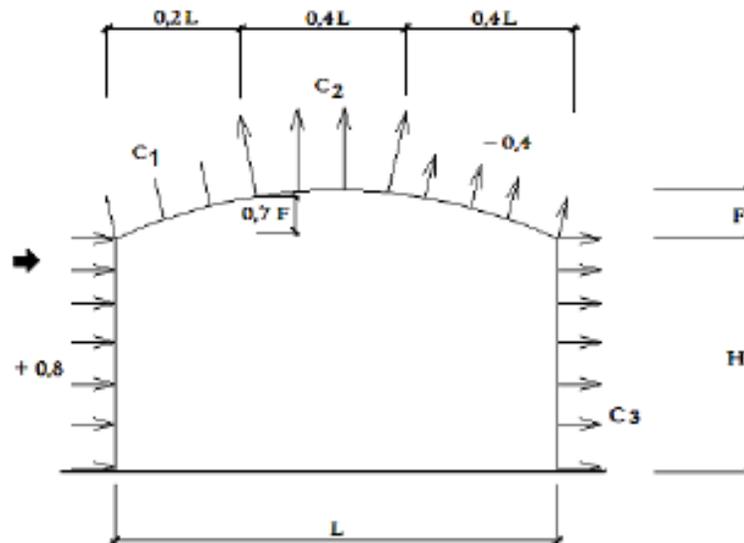


Figura 1.4 Esquema de una construcción con cubierta tipo bóveda similar a los gasómetros

Tabla 1.6 Valores de C_1 y C_2						
Coeficiente	H/L	f/L				
		0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
C_1	0	+0,1	+0,2	+0,5	+0,6	+0,7
	0,2	-0,2	-0,1	+0,2	+0,5	+0,7
	1	-0,8	-0,7	-0,3	+0,3	+0,7
C_2		-0,8	-0,9	-1	-1,1	-1,2

El valor de C_3 se toma de acuerdo con el esquema del Caso 2 de la norma. La f es la flecha de la bóveda u arco.

Tabla 1.7 Valores de C₃			
	H/L		
	≤0,5	1	≥2
≤1	-0,4	-0,5	-0,6
≥2	-0,5	-0,6	-0,6

1.3.13 Carga unitaria total.

Carga unitaria característica total. Las cargas unitarias características totales por unidad de área (q) a considerar en los cálculos se determinan por la fórmula:

$$q = q_{10} * C_t * C_s * C_h * C_r * C_{ra} * C_f \quad [\text{kN/m}^2] \quad (1.2)$$

Donde:

q₁₀: presión básica del viento, [kN/m²]

C_t: coeficiente de recurrencia

C_s: coeficiente de topografía o sitio

C_h: coeficiente de altura

C_r: coeficiente de ráfaga

C_{ra}: coeficiente de reducción

C_f: coeficiente de forma

1.4. Cálculo de tensiones en bóvedas simétricas con carga simétrica según la Teoría Membranal.

Se entiende por bóveda un cuerpo limitado por dos superficies curvas, de manera que la separación entre dichas superficies (espesor) es pequeño en comparación con el resto de las dimensiones. El lugar geométrico de los puntos equidistantes de las dos superficies de la bóveda se llama superficie media. Las bóvedas simétricas son aquellas en las cuales la superficie media es una superficie de revolución. Así las bóvedas pueden ser cilíndricas, cónicas, esféricas, tóricas, etc., en dependencia de la superficie de revolución de que se trate. Las bóvedas pueden ser de espesor constante

o no. En la práctica la mayoría de las bóvedas presentan espesor constante. En este tema se analizarán exclusivamente las bóvedas simétricas de espesor constante sometidas a la acción de cargas simétricas con relación al eje de revolución.

El cálculo de las bóvedas se realiza con máxima sencillez en el caso de que se pueda admitir que las tensiones se distribuyen uniformemente a través del espesor, o sea que no existe flexión en las paredes de la misma. La teoría de las bóvedas basada en esta suposición se conoce como Teoría Membranal.

Si la bóveda no presenta cambios bruscos en su configuración, ni empotramientos y si no está solicitada por cargas o momentos concentrados, en el cálculo se puede aplicar la Teoría Membranal. En los lugares donde existen cambios bruscos o empotramientos se produce un efecto de flexión que provoca un incremento local de las tensiones conocido como efecto de borde.

Se analizará a continuación la Teoría Membranal y posteriormente se analizará el efecto de flexión en el caso de una bóveda cilíndrica.

Consideremos una bóveda simétrica sometida a la acción de una carga simétrica (presión de un gas), tal como se muestra en la Figura 1.5. Según la Teoría Membranal la bóveda se comporta como una membrana, no existe flexión en las paredes y las tensiones se distribuyen uniformemente a través del espesor. Analicemos un elemento diferencial de superficie de la bóveda (Fig. 1.5). Las tensiones que surgen en las caras de este elemento son principales debido a la simetría de las cargas.

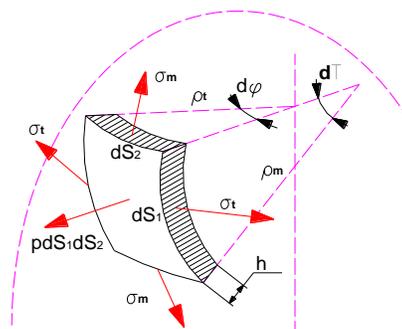


Figura 1.5 Radios de curvatura y tensiones en los planos tangencial y meridional

En el cálculo de las bóvedas es importante diferenciar correctamente lo que denominaremos plano meridional del plano tangencial. El plano meridional es perpendicular al eje de revolución, el radio de curvatura que se observa en un corte meridional de la bóveda es el radio de curvatura tangencial. Un plano tangencial contiene al eje de revolución y el radio de curvatura que se observa en un corte tangencial es el radio de curvatura meridional.

Vamos a representar los cortes tangencial y meridional del elemento diferencial de superficie de la bóveda mostrada en la Figura 1.6.

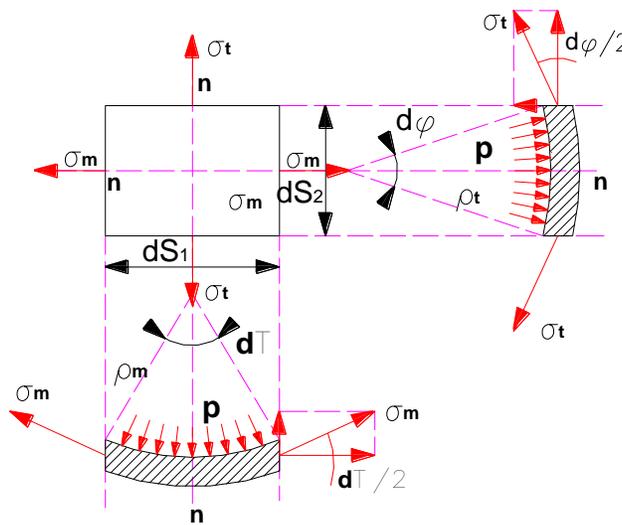


Figura 1.6 Proyecciones de la bóveda en los planos tangencial y meridional

$$\sum F_{n-n} = 2 \cdot \sigma_t \cdot dS_1 \cdot h \cdot \text{sen}\left(\frac{d\varphi}{2}\right) + 2 \cdot \sigma_m \cdot dS_2 \cdot h \cdot \text{sen}\left(\frac{d\theta}{2}\right) - p \cdot dS_1 \cdot dS_2 = 0 \quad (1.3)$$

Pero: $\text{sen}\left(\frac{d\varphi}{2}\right) \approx \frac{d\varphi}{2}$ y $\text{sen}\left(\frac{d\theta}{2}\right) \approx \frac{d\theta}{2}$

Sustituyendo estas expresiones en la ecuación de equilibrio:

$$\sigma_t \cdot dS_1 \cdot h \cdot d\varphi + \sigma_m \cdot dS_2 \cdot h \cdot d\theta = p \cdot dS_1 \cdot dS_2 \quad (1.4)$$

Pero: $dS_1 = \rho_m \cdot d\theta$ y $dS_2 = \rho_t \cdot d\varphi$

Sustituyendo estas en la ecuación de equilibrio se tiene:

$$\frac{\sigma_t \cdot dS_1 \cdot dS_2 \cdot h}{\rho_t} + \frac{\sigma_m \cdot dS_1 \cdot dS_2 \cdot h}{\rho_m} = p \cdot dS_1 \cdot dS_2 \quad (1.5)$$

Cancelando finalmente $dS_1 \cdot dS_2$ y ordenando:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \quad (1.6)$$

Esta ecuación se conoce como Ecuación de Laplace y nos permite establecer una relación entre las tensiones que surgen en las paredes de la bóveda, las dimensiones de esta y la presión. La misma no permite calcular la magnitud de σ_m y σ_t pues son dos incógnitas en una sola ecuación, por lo que siempre se hace necesario aplicar el método de las secciones para un corte meridional de la bóveda. Veamos algunos ejemplos.

1.5. Evaluación de la resistencia en recipientes cilíndricos de paredes delgadas.

En este epígrafe se obtendrá la expresión de la condición de resistencia aplicando la tercera y la cuarta hipótesis de resistencia para una bóveda cilíndrica de radio R y espesor h sometida a la acción de una presión interior uniforme p provocada por un gas almacenado en su interior. La tensión admisible del material es $[\sigma]_t$. (Figura 1.7).

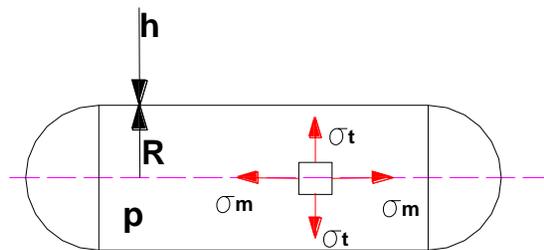


Figura 1.7 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas

En este caso $\rho_t = R$ y $\rho_m = \infty$. Aplicando Laplace:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \text{ de donde: } \sigma_t = \frac{p \cdot R}{h} \quad (1.7)$$

Apliquemos el método de las secciones dividiendo la bóveda en dos partes por un plano meridional (Figura 1.8).

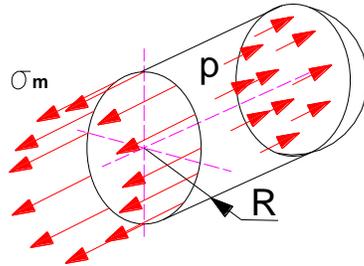


Figura 1.8 Corte meridional de una bóveda cilíndrica

$$\sum F_z = \sigma_m \cdot (2 \cdot \pi \cdot R) \cdot h - p \cdot (\pi \cdot R^2) = 0 \quad (1.8)$$

$$\sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

El estado tensional es plano. En este caso:

$$\sigma_1 = \sigma_t = \frac{p \cdot R}{h}$$

$$\sigma_2 = \sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

$$\sigma_3 = 0$$

Aplicando la tercera hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq [\sigma]_t \text{ de donde: } \sigma_{eq} = \frac{p \cdot R}{h} \leq [\sigma]_t \quad (1.9)$$

Según la cuarta hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2} \leq [\sigma]_t \quad (1.10)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left(\frac{p \cdot R}{h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)^2 - \left(\frac{p \cdot R}{h}\right) \cdot \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)} \leq [\sigma]_t$$

$$\sigma_{eq} = 0,86 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \leq [\sigma]_t$$

La cuarta hipótesis, como se conoce, es más exacta. Sin embargo la tercera ofrece cierta reserva de resistencia adicional. La tensión equivalente en el recipiente cilíndrico es del orden del doble del esférico para una misma presión interior.

1.6. Recipiente Esférico de Paredes Delgadas.

En el presente epígrafe se obtendrá la expresión de la condición de resistencia aplicando la tercera y la cuarta hipótesis de resistencia para una bóveda esférica de radio R y espesor h sometida a la acción de una presión interior uniforme p provocada por un gas almacenado en su interior, como la mostrada en la Fig. 1.9. La tensión admisible del material es $[\sigma]_t$.

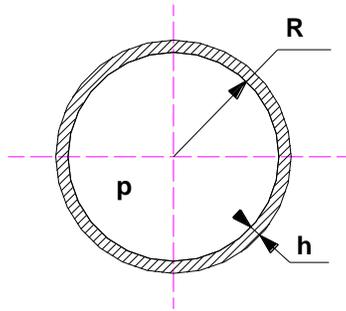


Figura 1.9 Recipiente Esférico de Paredes Delgadas

Debido a la geometría de la esfera $\rho_t = \rho_m = R$ y por lo tanto debido a su simetría geométrica, evidentemente $\sigma_m = \sigma_t = \sigma$. Aplicando la ecuación de Laplace:

$$\frac{\sigma_t}{\rho_t} + \frac{\sigma_m}{\rho_m} = \frac{p}{h} \text{ de donde: } \sigma = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$$

El estado tensional es plano uniforme de tracción:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \text{ y } \sigma_3 = 0$$

Evaluando la resistencia por la tercera hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq [\sigma]_t \text{ de donde: } \text{---}$$

Según la cuarta hipótesis:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2} \leq [\sigma]_t$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)^2 + \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)^2 - \left(\frac{p \cdot R}{2 \cdot h}\right)^2} \leq [\sigma]_t$$

$$\sigma_{eq} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \leq [\sigma]_t$$

Para una bóveda esférica las condiciones de resistencia aplicando la tercera y la cuarta hipótesis coinciden.

1.7. Efecto de Borde en las Bóvedas de Paredes Delgadas.

Hasta ahora hemos estudiado las bóvedas considerando que en las paredes de las mismas solo surgen tensiones normales de tracción o de compresión y hemos despreciado el efecto de la flexión en la misma. En realidad, si en la bóveda existe empotramiento o cambios bruscos en su configuración surgen momentos flectores que incrementan la magnitud de las tensiones locales en estas zonas.

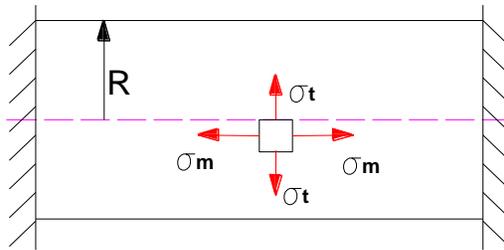


Figura 1.10 Bóveda cilíndrica empotrada en sus extremos

Para analizar este efecto consideremos una bóveda cilíndrica empotrada en sus extremos tal como se muestra en la Figura 1.10. Si la bóveda no tuviera restricciones en sus deformaciones, el incremento del radio se puede hallar partiendo de la Ley de Hooke generalizada. O sea:

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_t - \mu \cdot \sigma_m) \quad (1.11)$$

Como: $\sigma_t = \frac{p \cdot R}{h}$ y $\sigma_m = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h}$

Sustituyendo estas tensiones en la expresión de la Ley de Hooke:

$$\varepsilon_t = \frac{1}{E} \cdot \left(\frac{p \cdot R}{h} - \mu \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \right) = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \cdot (2 - \mu)$$

Pero por definición:

$$\varepsilon_t = \frac{2 \cdot \pi \cdot (R + \Delta R) - 2 \cdot \pi \cdot R}{2 \cdot \pi \cdot R} = \frac{\Delta R}{R} \quad (1.12)$$

Igualando estas dos últimas expresiones, se tiene que:

$$\Delta R = \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot h} \cdot (2 - \mu) \quad (1.13)$$

En la zona de los empotramientos la bóveda tiene las deformaciones restringidas, de aquí que la pared de la bóveda sufra un pandeo que origina tensiones de flexión. En la Figura 1.11 se muestra la deformación que sufre la pared en esta zona y la forma del diagrama de momentos flectores.

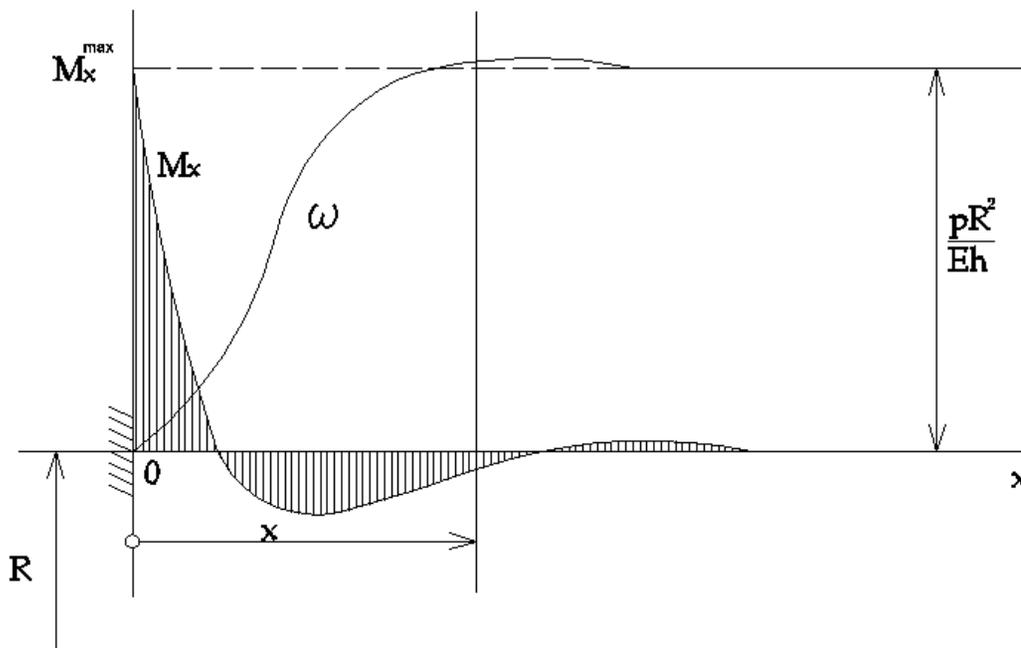


Figura 1.11 Deformación y momento flector en la bóveda cilíndrica con empotramiento

$$M_i = \frac{p \cdot R \cdot h}{2 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot e^{-k \cdot z} \cdot (\cos(k \cdot z) - \text{sen}(k \cdot z)) \quad (1.14)$$

Donde:

$$k = \sqrt[4]{\frac{E \cdot h}{4 \cdot R^2 \cdot D}} \quad (1.15)$$

$$D = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \quad (1.16)$$

Sustituyendo D en k:

$$k = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{h^2 \cdot R^2}} \quad (1.17)$$

El momento flector máximo se produce en el empotramiento, o sea, para $z = 0$ (momento flector por unidad de perímetro).

$$M_{f, \max} = \frac{p \cdot R \cdot h}{2 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (1.18)$$

La tensión máxima, para $W = \frac{1}{6} \cdot h^2$

$$\sigma_{f \max} = \frac{p \cdot R}{h} \cdot \frac{3}{\sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (1.19)$$

Para el acero $\mu \cong 0,3$, de modo que:

$$\sigma_{f \max} = 1,82 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \quad (1.20)$$

O sea, que la tensión de flexión es 1,82 veces la tensión máxima calculada por la teoría membranar, por lo que el efecto de borde conduce a un aumento sustancial de las tensiones.

1.8 Recipiente cilíndrico de paredes delgadas de geometría ideal.

Un caso muy importante en la práctica es el de un cilindro de radio R unido a un fondo esférico de radio 2R. Esta combinación se utiliza buscando la igualdad de las tensiones entre el cuerpo y el fondo del recipiente.

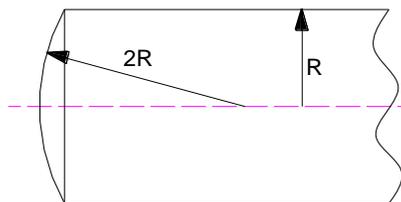


Figura 1.12 Recipiente cilíndrico de radio R con fondo esférico de radio 2R

El efecto de borde en este caso está determinado por el hecho de que el fondo esférico es más rígido que el cuerpo cilíndrico. Se puede demostrar que en este caso:

$$\sigma_{eq} = 1,05 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \cdot \sqrt{\frac{R}{h}}$$

Esta tensión es mucho mayor que la calculada por la teoría membranar. Si se utiliza una transición tórica entre la bóveda cilíndrica y el fondo esférico (Figura 1.12) se obtiene que la tensión se reduzca en magnitud.

$$\sigma_{max} = 0,145 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \cdot \frac{R}{\rho}$$

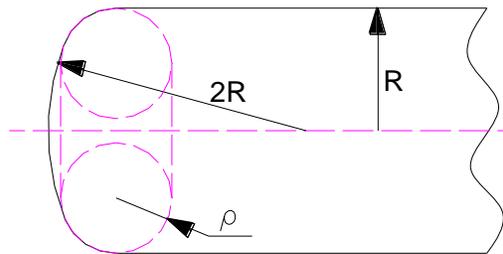


Figura 1.13 Recipiente cilíndrico de geometría ideal

Donde ρ es el radio de la transición tórica. Observemos, que si en la expresión anterior si se sustituye $\rho = 0,145 \cdot R$ se obtiene:

$$\sigma_{max} = \frac{p \cdot R}{h}$$

Y las tensiones en la zona de transición se corresponden con las calculadas según la teoría membranar.

Hay que tener presente que las tensiones originadas por la flexión no siempre se consideran como tensiones de cálculo, ya que estas poseen un efecto local muy difícil de precisar en la mayoría de los casos. Se sabe que en el caso de los materiales dúctiles después de alcanzada la fluencia se produce la recuperación del metal y el es capaz de continuar soportando cargas hasta la resistencia máxima, por otro lado como el resto del elemento permanece elástico se generan en los concentradores locales tensiones residuales de compresión que favorecen la resistencia. Las deformaciones plásticas locales no influyen en la capacidad de resistencia de un elemento en condiciones de carga estática

El efecto de borde estudiado si tiene una gran importancia en el caso de materiales frágiles o en el caso de cargas que varían cíclicamente con el tiempo, ya que en el primer caso no existe fluencia y en el segundo caso la avería se produce a tensiones que están por debajo de la fluencia y el proceso de redistribución de tensiones mencionado no se produce.

1.9 Conclusiones del Capítulo I

1. Se profundizó en la literatura en todo lo referente a las Metodologías existentes para determinar las cargas sobre el viento en la bibliografía relacionada con la resistencia del viento en los vehículos automotrices, en la Conferencia: Criterios para el diseño de estructuras resistentes a huracanes, dictada en Cienfuegos en Enero de 2013 por los ingenieros Ing. Pedro A. Hernández Delgado e Ing. René Blanco Heredia y se estudiaron otras fuentes, sin embargo, fue en la Norma Cubana NC 285:2003: Carga de Viento. Método de Cálculo, donde se encontró toda la información necesaria para establecer las cargas del viento sobre los gasómetros.
2. Se estableció una Metodología de cálculo donde intervienen todos los factores a considerar en la carga frontal del viento y en la carga de vacío creada por el viento en la parte posterior de los gasómetros que se aplicará en todos los cálculos a realizar en los gasómetros y en la estructura rigidizadora.

Capítulo II: Evaluación estática de la resistencia de diferentes elementos de los gasómetros de hidrógeno, por los distintos efectos actuantes.

2.1 Dimensiones, parámetros de trabajo y especificaciones técnicas de los gasómetros.

Recipiente cilíndrico de fondo abombado

Diámetro exterior del recipiente (D): 3 000 mm

Radio exterior del cuerpo (R_e): 1 500 mm

Radio medio del cuerpo (R): 1 470 mm

Espesor de la pared (h): 60 mm

Altura (H): 28 m

Temperatura de explotación, $t = 38\text{ }^{\circ}\text{C}$

Presión máxima de explotación $p = 55\text{ atm} = 56,86\text{ kgf/cm}^2 = 0,558\text{ kN/cm}^2$.

El peso de un gasómetro es: $W = 131\ 597\text{ kg} = 1\ 291\text{ kN}$

2.2 Determinación de las cargas producidas por el viento sobre los gasómetros de la Refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos".

2.2.1 Carga transversal distribuida y momento de vuelco provocadas por el viento.

Para la obtención de la carga transversal distribuida provocada por el viento, que es la carga que trata de provocar el desplazamiento lateral y el momento de vuelco provocado por el mismo, es necesario resolver algunas incógnitas, como el cálculo de la carga del viento.

- **Presión básica**

Se supondrá, salvo condiciones excepcionales, que el viento actúa horizontalmente y en cualquier dirección.

La presión básica es:

$$q_{10} = \frac{V_{10}^2}{1,6 \times 10^3} \quad (\text{kN/m}^2) \quad (2.1)$$

Donde V_{10} para:

Mayor ráfaga de viento registrada en Cuba ($340\text{ km/h} = 94,44\text{ m/s}$)

$$q_{10} = \frac{94.44^2}{1,6 \times 10^3} = 5,57 \text{ KN/m}^2$$

- **Factores que modifican la presión básica**

Se asume un período de recurrencia de 50 años

Coeficiente de recurrencia (C_t) para 50 años es igual a 1

- Factor de región o provincia. Cienfuegos se encuentra en la Zona I cuya presión básica por provincia es:

$$q = 1,3 \text{ kN/m}^2$$

- Coeficiente de topografía o sitio (C_s), se toma para las condiciones límites de riesgo, Sitio expuesto:

$$C_s = 1,1$$

- Coeficiente de altura (C_h) que depende del tipo de terreno, el cual cumple con las condiciones de terrenos abiertos categoría A, donde para el cual la altura de gradiente (Z_g): altura a la cual la velocidad del viento alcanza su valor máximo es de 300 m y $C_h (Z_g/10)^{0,32}$, a partir de la altura de gradiente los coeficientes de altura se mantienen constantes estos valores son:

No.	Altura (m)	C_h
1	5	0,8
2	10	1
3	15	1,125
4	20	1,25
5	25	1,335
6	30	1,42

- Coeficiente de ráfaga (C_r) para tener en cuenta la naturaleza fluctuante de los vientos y su interacción se utiliza la Tabla 1.5:

No.	Altura m	C_r
1	5	1,22
2	10	1,18
3	15	1,16
4	20	1,14
5	25	1,13
6	30	1,12

- El coeficiente de reducción por área expuesta (C_{ra}) se busca con la ayuda de la Figura 1.3.

No.	Altura m	C_{ra}
1	5	0,87
2	10	0,83
3	15	0,81
4	20	0,79
5	25	0,775
6	30	0,76

- Coeficiente de forma o aerodinámicos (C_f) Tabla 7, caso 4 pág. 11 y Caso 1.b pág. 37 de la NC 285: 2003.

$$C_1 = 0,8, C_2 = -1,2, C_3 = -0,6$$

- **Cálculo de la carga unitaria total.**

La carga unitaria por unidad de área transversal es:

$$\text{Carga Unitaria total, } q = q_{10} \cdot C_t \cdot C_s \cdot C_h \cdot C_{ra} \cdot C_f \quad (\text{kN/m}^2). \quad (2.2)$$

Para obtener la función matemática que representa la variación de la presión con la altura se realizó el ajuste de la curva, con el programa Curve Expert para los valores de altura y presiones resultantes ($P = q_1 + q_2$) calculadas con ayuda del Excel. Y se obtuvo el ajuste exponencial mostrado en la Figura 2.1

Tabla 2.4 Valores de la presión del viento con la altura		
No.	Presión Resultante (kN/cm ²)	Altura
1	10,40511648	5
2	12,0015676	10
3	12,9530907	15
4	13,7949405	20
5	14,32647307	25
6	14,81145882	30

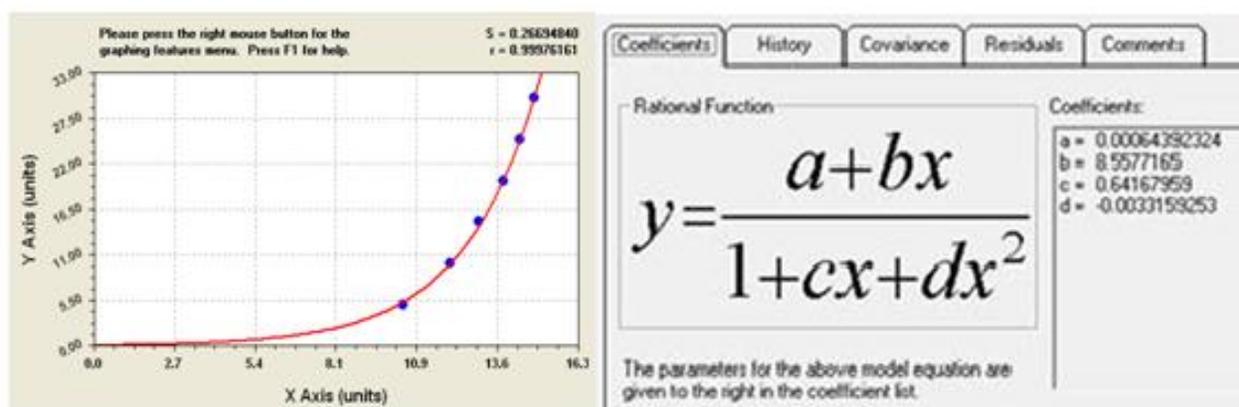


Figura 2.1 Ajuste en una función racional. Donde a, b, c y d son las constantes de la función

2.2.2 Cálculo de la carga transversal resultante del viento y del momento de vuelco resultante.

Con la ecuación anteriormente determinada, se obtiene integrando dicha expresión, la fuerza total provocada por la presión o Carga Transversal del Viento sobre los gasómetros y el momento resultante de dicha presión.

- **Carga transversal del viento.**

$$P_v = \int_0^A P_z \cdot dA = \int P_z \cdot D \cdot dz = D \int_0^H P_z \cdot dz \quad (2.3)$$

Se multiplica por D para obtener la carga uniformemente distribuida por unidad de longitud $D = 3 \text{ m}$.

$$P_z = \frac{a + bz}{1 + cz + dz^2}$$

$$P_v = D \int_0^{28,45} P_z \cdot dz = 1030,46 \text{ kN}$$

- **Momento de vuelco provocado por la presión del viento.**

$$M_v = D \int_0^H P_z \cdot z \cdot dz = D \int_0^{28,45} P_z \cdot z \cdot dz = 16\,225,91 \text{ kN}\cdot\text{m} \quad (2.4)$$

Con estas cargas se puede realizar el cálculo de las tensiones provocadas por el viento en los cordones de soldadura más peligrosos del mismo.

2.3 Inspección visual de los gasómetros y revisión de la documentación técnica.

La inspección visual fue realizada desde el interior y exterior de los recipientes. Se pudo comprobar que existe linealidad entre los cordones soldados (no hay desplazamiento de bordes), y que el estado del material se encuentra en buenas condiciones. Debemos señalar que la documentación técnica que existe, la cual fue facilitada por los técnicos de la Refinería es escasa, y no aporta elementos sobre las características constructivas de las uniones soldadas. (Laschinnski, A. 1983)

2.4 Inspección ultrasónica y caracterización de los defectos detectados en la pared del cuerpo.

Se realizó la inspección ultrasónica de la pared del cuerpo cilíndrico y de los fondos abombados. En la pared se detectaron defectos que son minilaminaciones o exfoliaciones, propias de recipientes que se conforman por laminación, las cuales por su ubicación interior y orientación paralela a la superficie lateral de la pared del cuerpo del recipiente, según (Guliaev, 1983), no influyen en las propiedades mecánicas longitudinales del material. Los mismos están concentrados en una franja de 30 mm de espesor, 15 mm a cada lado de la línea media de la pared, la longitud de los mismos no exceden los 10 mm y la separación entre ellos varía entre 5 y 80 mm. Esta situación no

se observa en el material de los fondos, lo cual permite concluir que estas minilaminaciones tuvieron su origen en el proceso de rolado del cuerpo.

2.5 Composición química y propiedades mecánicas del material de los recipientes.

Se determinó la composición química del material, el mismo se corresponde con el acero 16 ГС, según la norma GOST 5520-72 (Maslenkov, et.al., 1991).

Se realizaron ensayos de tracción e impacto para varias probetas extraídas de la pared del Recipiente No. 2. Los valores medios obtenidos fueron:

$$\sigma_f = 29.6 \text{ kgf/mm}^2 = 29,6 \text{ kN/cm}^2, \quad \sigma_r = 47,4 \text{ kgf/mm}^2 = 47,4 \text{ kN/cm}^2,$$

$$a_k = 12,5 \text{ kgf}\cdot\text{m/cm}^2, \quad \text{CVN} = 98 \text{ J}, \quad E = 2 \times 10^4 \text{ kN/cm}^2, \quad \mu = 0,3$$

Donde:

σ_f – Tensión en el límite de fluencia del acero.

σ_r – Tensión en el límite de resistencia del acero.

a_k – Resiliencia o resistencia al impacto Charpy del acero.

CVN – Energía del ensayo de impacto con probeta entallada en V.

E - Módulo de Elasticidad del material.

μ - Coeficiente de Poisson.

2.6 Evaluación de la resistencia del cordón de soldadura de filete de unión del gasómetro con el tubo de apoyo de los mismos.

Los gasógenos están apoyados en un tubo de 3 m de diámetro interior y 1,6 cm de espesor en la pared y soldados al mismo con un cordón de soldadura de filete de cateto $c = S = 1,6 \text{ cm}$ tal como se muestra en la Figura 2.2.

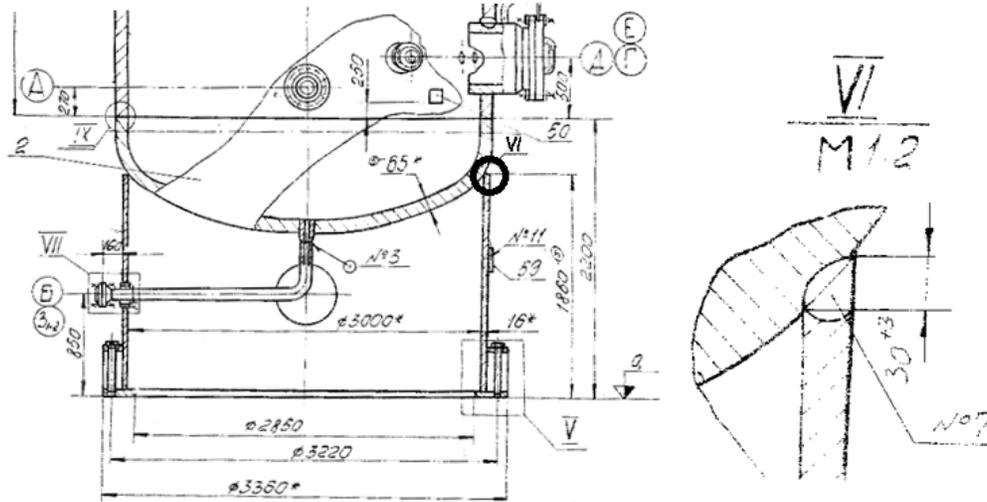


Figura 2.2 Tubo de apoyo de los gasómetros

Dichos cordones de soldadura constituyen tal vez los elementos de mayor riesgo de falla en caso de huracanes. En el cordón surge una tensión tangencial provocada por el Momento de vuelco M_v cuya magnitud se puede hallar partiendo de la Ecuación de Navier de la siguiente manera:

$$\tau_{M_v \max} = \frac{M_v \cdot y_{\max}}{I_x} = \frac{M_v}{W_x} \quad (2.5)$$

El desarrollo de esta ecuación específicamente para una costura anular de filete, aparece desarrollada en el libro (Faires, 1985) de la forma siguiente:

$$\tau_{M_v \max} = \frac{5,66 \cdot M_v}{\pi \cdot c \cdot D^2} \quad (2.6)$$

Para el cálculo del Momento del vuelco los datos son:

$$H = 28,45 \text{ m}$$

$$h' = 1,86 \text{ m}$$

$$D = 3 \text{ m}$$

$$M_{f_{\text{cordón}}} = D \cdot \int_{h'}^H P_z \cdot z \cdot d_z = D \cdot \int_{1,86}^{28,45} P_z \cdot z \cdot d_z = 16\,196,24 \text{ kN} \cdot \text{m} = 1\,619\,624 \text{ kN} \cdot \text{cm} \quad (2.7)$$

Sustituyendo los datos:

$$M_v = 1\,619\,624 \text{ kN} \cdot \text{cm} \text{ y } c = 1,6 \text{ cm}$$

Se obtiene:

$$\tau_{M_v \max} = \frac{5,66 \cdot 1\,619\,624}{\pi \cdot 1,6 \cdot 300^2} \approx 20,26 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.8)$$

Cortante directo provocado por la carga del viento P_v .

$$P_v = D \int_{1,86}^{28,45} P_z \cdot dz = 1\,004,95 \text{ kN} \quad (2.9)$$

Datos:

$$P_v = 1\,004,95 \text{ kN}$$

$$l = \frac{\pi \cdot D}{4} = 235,619 \text{ cm}$$

$$D = 300 \text{ cm}$$

$$S = c = 1,6 \text{ cm}$$

El cordón se considerará dividido para esta carga en cuatro cuadrantes tal como se muestra en la Figura 2.3. Para los cuadrantes 1 y 3 esta carga es una carga transversal y para los cuadrantes 2 y 4 constituye una carga longitudinal a los cordones. Existen diferencias en las ecuaciones para el cálculo de las tensiones en las costuras de filete longitudinales y transversales (Hernández, 2005), de aquí que sea necesario realizar esta consideración.

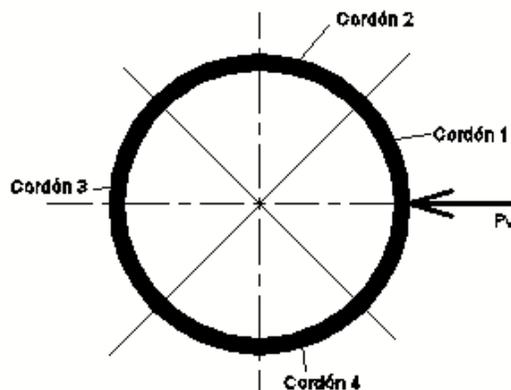


Figura 2.3 División de la costura de filete en cuatro cordones, dos longitudinales a la carga (Cordones 2 y 4) y dos transversales a la carga (Cordones 1 y 3)

Para los cordones 1 y 3, cordones transversales:

$$\tau_{\text{máx}_{\text{transversal}}} = \frac{\frac{P_V}{4}}{1,414 \cdot c \cdot l_T} \cdot \sqrt{\left(6 \cdot \frac{(S+c)^2}{c}\right) + 2 \cdot \left[\frac{(S+c)}{c}\right] + 0,67} = 3,093 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.10)$$

Para los cordones 2 y 4, cordones longitudinales

$$\tau_{\text{máx}_{\text{longitudinal}}} = \frac{\frac{P_V}{4}}{1,414 \cdot c \cdot l_L} \cdot \left[0,25 + \frac{1,5 \cdot (S+c)}{c}\right] = 1,32 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.11)$$

Los cordones transversales son los más cargados.

Con relación al peso propio del gasómetro se considerará que el peso propio descansa sobre el tubo y no sobre los cordones, o sea, que para evaluar la resistencia de este cordón se superpondrán solamente los efectos provocados por el viento. (P_V y M_V)

En la Figura 2.4 se muestran las direcciones de las tensiones tangenciales resistivas en la sección de los dos cordones transversales 1 y 3 que son los más peligrosos. Como se aprecia en la Figura en el cordón 3 se suman todas las tensiones. De manera que la condición de resistencia del cordón será:

$$T_{\text{res}} = \tau_{M_V \text{ max}} + \tau_{\text{máx}_{\text{transversal}}} = 20,26 + 3,09 = 23,35 \text{ kN/cm}^2 < [\tau] \quad (2.12)$$

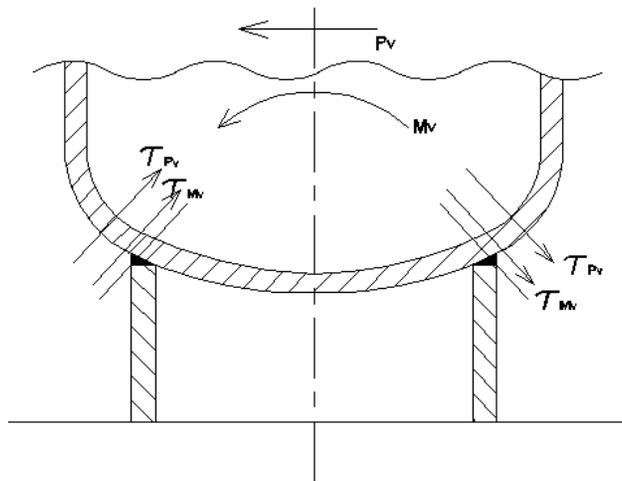


Figura 2.4 Superposición de las tensiones tangenciales en la sección de la garganta, provocadas por la Carga del Viento P_V y por el Momento de vuelco M_V

Considerando una eficiencia de los cordones de filete, la más baja posible, o sea, para soldadura manual por arco eléctrico con electrodo de baja calidad $\varphi = 0,5$, la tensión admisible de los cordones, tomando un factor de seguridad mínimo $n = 1,3$, con relación al límite de fluencia será:

$$[\tau] = \varphi \cdot \sigma_f / n = 0,5 \cdot 29,6 / 1,3 = 11,38 \text{ kN/cm}^2$$

Con relación a la resistencia máxima del cordón:

$$[\tau] = \varphi \cdot \sigma_r / n = 0,5 \cdot 47,4 / 1,3 = 18,2 \text{ kN/cm}^2$$

Como se puede apreciar, en caso de un huracán de la intensidad evaluado esos cordones no tendrán ni siquiera el factor de seguridad mínimo asumido así por ejemplo despejando de las ecuaciones anteriores los factores de seguridad, se tiene que:

Con relación a la fluencia:

$$n = \varphi \cdot \sigma_f / \tau_{res} = 0,5 \cdot 29,6 / 23,35 = 0,63$$

Con relación a la resistencia máxima:

$$n = \varphi \cdot \sigma_r / \tau_{res} = 0,5 \cdot 47,4 / 23,35 = 1,01$$

Como se aprecia el cordón alcanzará la fluencia sin llegar a la rotura. La posibilidad real de fractura lo determinará el carácter cíclico de las tensiones, en presencia de un huracán de gran intensidad, provocado por los momentos de ráfagas y calma, lo que se puede evaluar aplicando la Mecánica de la Fractura, lo cual se abordará en el Capítulo siguiente.

2.7 Evaluación del incremento de las tensiones meridionales en la pared del recipiente por el efecto de borde.

Las tensiones normales y tangenciales se incrementan sensiblemente en aquellos tramos del recipiente donde aparecen momentos flectores y fuerzas de cortante originadas por el conocido efecto de borde, o sea, en la transición del cuerpo cilíndrico con los fondos abombados. Este fenómeno aparece detalladamente descrito en la literatura (Feodosiev, V. I, 1985) y conduce a la aparición de tensiones normales en las secciones transversales del recipiente (planos meridionales) y a tensiones tangenciales longitudinales, que toman su valor máximo en el plano de la línea media de la pared y que en presencia de cargas cíclicas (proceso de llenado - vaciado) estas tensiones

pueden conducir al crecimiento subcrítico de los defectos en los cordones y en la pared hasta que éstos alcancen su tamaño crítico y en presencia de sobrecargas por la acción del viento pudieran provocar la fractura estática del material de los cordones de soldadura que son los elementos más débiles de los gasómetros.

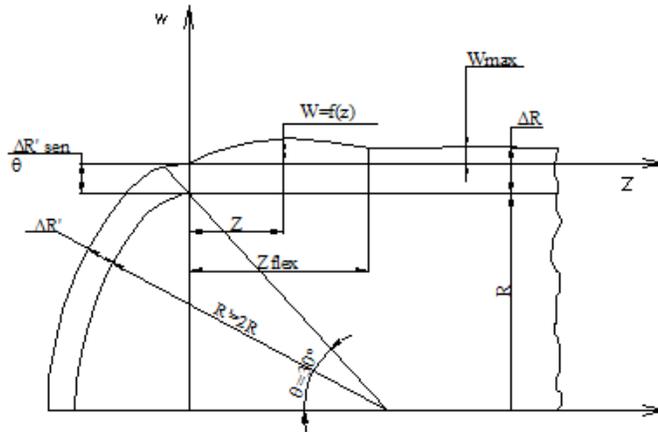


Figura 2.5 Deformación provocada en la pared y en el fondo del recipiente por el efecto de borde bajo la acción de la presión interior

En la Figura 2.5 se muestran los incrementos de los radios en las zonas cilíndricas y esféricas respectivamente que se originan por la acción de la presión en un recipiente cilíndrico de radio R y fondo compuesto por un casquete esférico de radio $R' = 2R$ y una transición tórica. Como se puede apreciar, al ser el fondo en el plano circunferencial más rígido, el incremento del radio en la zona del cuerpo cilíndrico es mayor que en la zona del fondo esférico. Esta diferencia origina flexión en toda una zona de longitud Z_{flex} que no solo incrementa las tensiones normales en el plano meridional del recipiente, sino que provoca la aparición de tensiones tangenciales en los planos longitudinales. La diferencia de radios después de la deformación será igual a la flecha máxima de la pared (Feodosiev, 1985).

$$W_{max} = \mu \cdot \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot E \cdot h} \quad (2.13)$$

Donde:

w_{max} – flecha máxima por flexión de la pared.

R – radio medio de la pared del gasómetro.

P – presión interior.

H – espesor de la pared.

E – módulo de elasticidad del material del recipiente.

μ - coeficiente de Poisson del material del recipiente.

z- longitud a lo largo del recipiente.

Se puede demostrar que la ecuación de la flecha $W = f(z)$ queda descrita por la ecuación:

$$W = \mu \cdot \frac{p \cdot R^2}{2 \cdot E \cdot h} \cdot \left[1 - e^{-k \cdot z} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \text{cos}(k \cdot z)) \right] \quad (2.14)$$

Donde:

$$k = \sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}} \quad (2.15)$$

Derivando la ecuación de la flecha se obtiene la ecuación de las pendientes:

$$W' = \frac{dW}{dZ} = k \cdot \mu \cdot \frac{p \cdot R^2}{E \cdot h} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot \text{sen}(k \cdot Z) \quad (2.16)$$

En (Den Hartog, 1992) se demuestra que el momento flector, en la zona de efecto de borde, se puede hallar por la expresión:

$$M_f = D \cdot \frac{d^2W}{dZ^2} \quad (2.17)$$

Donde:

$$D = \frac{E \cdot h^3}{12 \cdot (1 - \mu^2)} \quad (2.18)$$

Hallando la segunda derivada de W y sustituyendo en (2.6) se obtiene que:

$$M_f = \frac{\mu \cdot p \cdot R \cdot h}{4 \cdot \sqrt[4]{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot (\text{cos}(k \cdot Z) - \text{sen}(k \cdot Z)) \quad (2.19)$$

El momento flector máximo se halla de la condición $\frac{dM_f}{dZ} = 0$, de la cual se obtiene que éste se produce para $Z = 0$ y tiene un valor:

$$M_{f \max} = \frac{\mu \cdot p \cdot R \cdot h}{4 \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (2.20)$$

La fuerza de cortante en la zona de efecto de borde se halla por la ecuación:

$$Q_y = D \cdot \frac{d^3 W}{dZ^3} \quad (2.21)$$

De donde, derivando de nuevo W y sustituyendo se obtiene que:

$$Q_y = -\frac{\mu \cdot p}{2} \cdot \sqrt[4]{\frac{R^2 \cdot h^2}{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot e^{-k \cdot Z} \cdot \cos(k \cdot Z) \quad (2.22)$$

La fuerza de cortante máxima se halla de la condición $\frac{dQ_y}{dZ} = 0$. El máximo se produce también para $Z = 0$ y su expresión es:

$$Q_{y \max} = \frac{\mu \cdot p}{2} \cdot \sqrt[4]{\frac{R^2 \cdot h^2}{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \quad (2.23)$$

En la Figura 2.6, se muestra el comportamiento de la flecha, la pendiente, el momento flector y la fuerza de cortante calculados para los datos de los gasómetros. O sea $p = 55 \text{ atm.} = 0,558 \text{ kN/cm}^2$, $R = 147 \text{ cm}$, $h = 6 \text{ cm}$, material acero 16 MnSi para el cual, según (Guliaev, 1983), $E = 2,1 \cdot 10^4 \text{ kN/cm}^2$ y $\mu = 0,3$.

La zona en la cual se extiende el efecto de borde acotado como Z_{flex} , se puede precisar hallando el valor de Z donde la flecha es un valor tan pequeño como el 1% de la máxima O sea, de la ecuación (2.25).

$$e^{-k \cdot Z} \cdot (\text{sen}(k \cdot z) + \cos(k \cdot Z)) \leq 0,01 \quad (2.24)$$

El término entre paréntesis no puede ser mayor que $\sqrt{2}$, de donde tiene que cumplirse que:

$$e^{-k \cdot Z} \leq \frac{0,01}{\sqrt{2}} \quad \text{y} \quad k \cdot Z = 4,95$$

Despejando Z, se obtiene que:

$$Z_{flex} \leq \frac{4,95}{\sqrt[4]{\frac{3 \cdot (1 - \mu^2)}{R^2 \cdot h^2}}} \quad (2.25)$$

Evaluando para los datos del gasómetro se obtiene que: $Z_{flex} \leq 114,5 \text{ cm}$

La tensión normal máxima que surge en la sección de transición del cuerpo con el fondo se halla por la ecuación de Navier, de donde:

$$\sigma_{max} = \frac{M_{f \max} \cdot y_{max}}{I_x} = \frac{M_{f \max}}{W_x} = \frac{M_{f \max}}{0,1 \cdot D^3 \cdot (1 - c^4)} \quad (2.26)$$

La tensión tangencial máxima que surge en la línea media de la pared del gasómetro, originada por la presencia de la fuerza de cortante $Q_{y \max}$, se halla por la ecuación de Zhuravski. Así, la τ_{max} por unidad de perímetro será:

$$\tau_{max} = \frac{Q_{y \max} \cdot S_{x \max}}{I_x} \quad (2.27)$$

Para una franja de espesor unitario en la pared:

$$S_{x \max} = \frac{h^2}{8} \quad \text{e} \quad I_x = \frac{h^3}{12}$$

Se obtiene que:

$$\tau_{max} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q_{y \max}}{h} \quad (2.28)$$

Evaluando para los datos de los recipientes se obtiene:

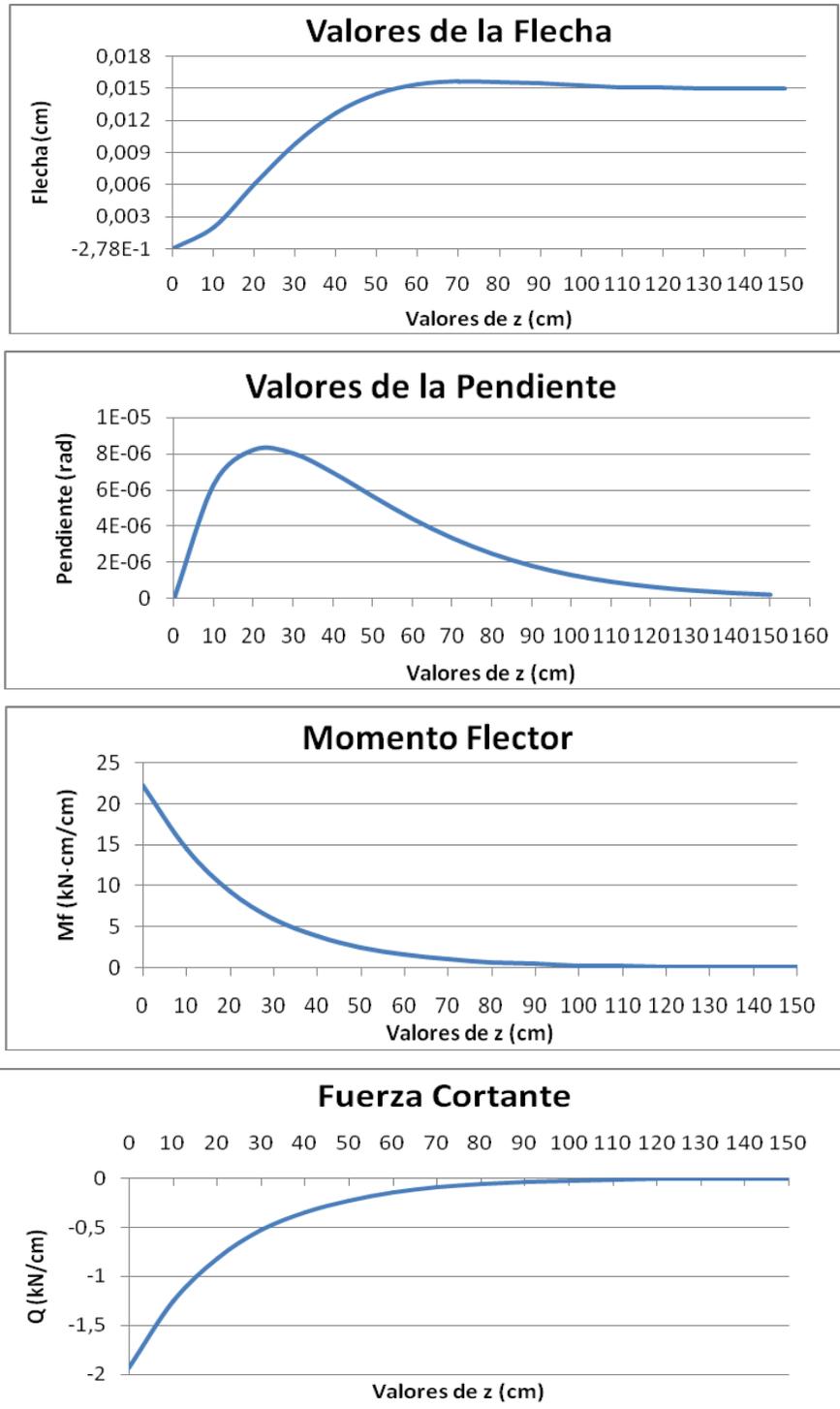


Figura 2.6 Valores de la flecha, pendiente, momento flector y fuerza de cortante provocadas en el recipiente por el efecto de borde

2.8 Evaluación de la resistencia del cordón de soldadura a tope de unión del cuerpo del gasómetro con el fondo de los mismos.

Este cordón es a tope, lo que permite pronosticar que será mucho más resistente, pero en el mismo hay varios factores involucrados: la presión interior, el efecto de borde y la acción del viento. Como efecto favorable está la tensión de compresión originada por el peso propio (Fig.2.7). Se evaluará a continuación la superposición de estos efectos.

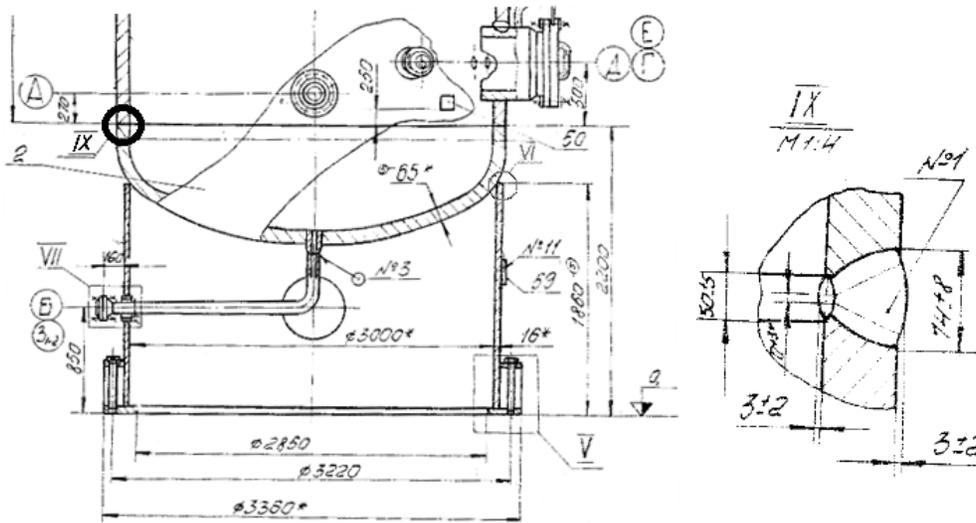


Figura 2.7 Costura soldada de unión entre el cuerpo y el fondo

En la Figura 2.8 se muestran las tensiones provocadas por estas cargas y los cuatro puntos de la sección transversal del cordón más peligrosos:

1. El punto A donde ocurre la tensión normal máxima de tracción provocada por el Momento de Vuelco en dicha sección, sumado con el Momento Flector del Efecto de Borde y a la cual se le resta la tensión de compresión provocada por el peso propio.
2. El punto B donde ocurre la tensión normal máxima de compresión provocada por las tres tensiones de compresión mencionadas en el caso anterior.
3. El punto C donde ocurre la Tensión Tangencial Máxima provocada por la Carga transversal del Viento P_V .

4. El punto D donde se superponen, utilizando la Tercera Hipótesis de Resistencia, las Tensiones normales y de cortante provocadas por todos los efectos, siendo este punto el conocido como de transición del ala con el alma para esta sección.

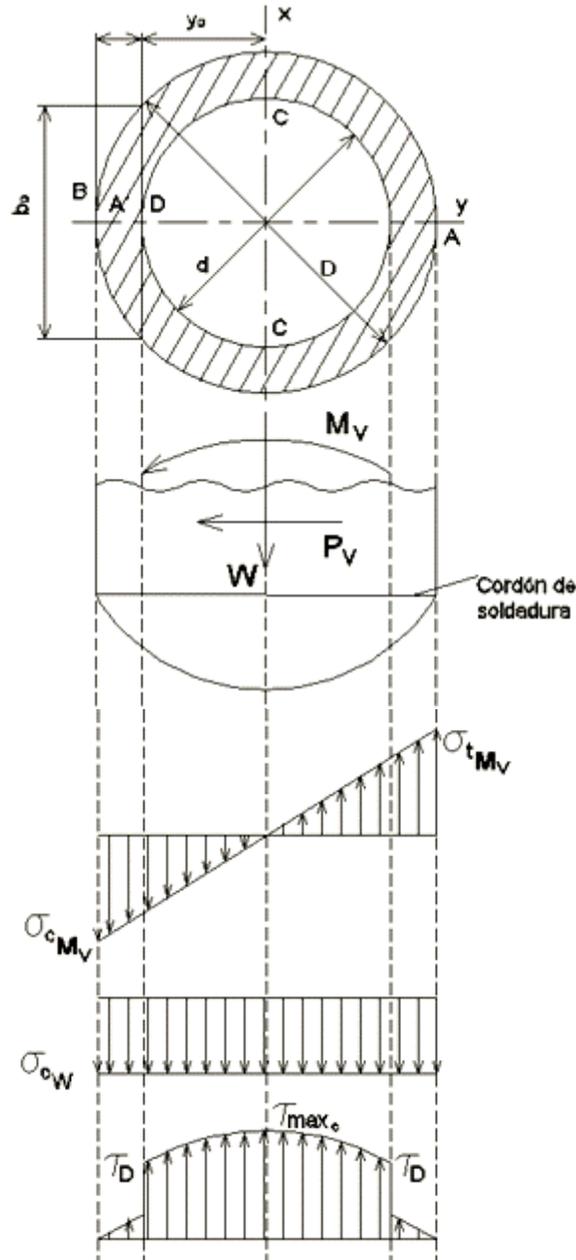


Figura 2.8 Tensiones provocadas por los distintos efectos en la soldadura a tope entre el cuerpo y el fondo

La magnitud de la carga del viento y el momento de vuelco cambian pues la sección está a más altura del piso.

$$P_v = D \cdot \int_{h'}^H P_z \cdot dz = D \cdot \int_{2,2}^{28,45} P_z \cdot dz = 997,21 \text{ kN}$$

$$M_v = D \cdot \int_{h'}^H P_z \cdot z \cdot dz = D \cdot \int_{2,2}^{28,45} P_z \cdot z \cdot dz = 16\,180,52 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

Cálculo de las tensiones en el punto A.

La tensión en esa misma sección provocada por el Efecto de Borde se calcula por la expresión:

$$\sigma_{EB \max} = 1,82 \cdot \frac{p \cdot R}{h} \quad (2.29)$$

Donde:

p es la presión del Hidrógeno dentro del recipiente: $p = 0,558 \text{ kN/cm}^2$, $R = 147 \text{ cm}$ es el radio medio del cuerpo y $h = 6 \text{ cm}$, espesor de la pared. La tensión normal provocada por el momento flector del efecto de borde es:

$$\sigma_{EB \max} = 1,82 \cdot \frac{p \cdot R}{h} = 1,82 \cdot \frac{0,558 \cdot 147}{6} = 24,88 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.30)$$

La tensión meridional provocada por la presión interior es:

$$\sigma_{M \max} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} = \frac{0,558 \cdot 147}{2 \cdot 6} = 6,84 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.31)$$

La tensión de flexión provocada por el Momento de Vuelco es:

$$\sigma_{\max MV} = \frac{M_R}{W} = \frac{1\,618\,052}{435\,990,75} = 3,71 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.32)$$

$$W = 0,1 \cdot D^3 \cdot (1 - c^4) = 435\,990,75 \text{ cm}^3$$

La tensión de compresión provocada en el cordón por el peso propio del recipiente será:

$$\sigma_w = \frac{W}{A} = \frac{W}{\pi \cdot D^2 \cdot (1 - c^2) / 4} = \frac{1\,291}{\pi \cdot 312^2 \cdot (1 - 0,962^2) / 4} = 0,227 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.33)$$

La condición de resistencia superponiendo los efectos de la presión interior, el efecto de borde, a tensión provocada por la acción del viento y el peso propio es:

$$\sigma_{\text{res}} = \sigma_{M \text{ max}} + \sigma_{EB \text{ max}} + \sigma_{\text{máxMV}} - \sigma_W = 6,84 + 24,88 + 3,71 - 0,227 = 35,203 \text{ kN/cm}^2 > [0,9 \cdot 29,6/1,3] > 20,5 \text{ kN/cm}^2$$

Tomando un factor de seguridad mínimo de $n = 1,3$, el cordón no resiste con relación a la fluencia. Es significativo el hecho de que la mayor influencia la ejerce el Efecto de Borde. Es incluso posible que ese cordón haya sufrido ya la fluencia por la acción del Efecto de Borde, ya que si comprobamos la resistencia con relación al Límite de Resistencia del material se obtiene que:

$$\sigma_{\text{resA}} = \sigma_{M \text{ max}} + \sigma_{EB \text{ max}} + \sigma_{\text{máxMV}} - \sigma_W = 6,84 + 24,88 + 3,71 - 0,227 = 35,203 \text{ kN/cm}^2 > [0,9 \cdot 47,4/1,3] > 32,814 \text{ kN/cm}^2$$

O sea, con relación a la Resistencia Máxima del material base, considerando una eficiencia de la costura a tracción del 90 % ($\varphi = 0,9$) el cordón tiene un factor de seguridad inferior al mínimo recomendado $n = 1,3$.

Si se despeja el factor de seguridad con relación a la Resistencia Máxima se obtiene que: $n = 0,9 \cdot 47,4/35,573 = 1,21$

Todavía queda cierta reserva de resistencia con relación a la rotura. La Mecánica de la Fractura es la única que podrá confirmar la resistencia o no. Esta evaluación se realizará en el siguiente Capítulo.

Cálculo de la tensión tangencial máxima en el punto C.

$$\tau_{\text{max C}} = \frac{4}{3} \cdot \frac{P_v}{A} = 0,23 \text{ kN/cm}^2 \leq [\tau]$$

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \cdot (1 - c^2) = 5\,700,09 \text{ cm}^2$$

La tensión tangencial admisible al cizallamiento del cordón es:

$$[\tau] = \varphi \cdot \sigma_f / n = 0,5 \cdot 29,6 / 1,3 = 11,38 \text{ kN/cm}^2$$

El cordón de soldadura resiste en este punto sin dificultades.

Cálculo de la tensión equivalente en el punto D.

El punto D es un punto crítico por la razón de que existe en ese punto la tensión máxima de compresión y una tensión tangencial que no es la máxima pero que es elevada.

Cálculo de la tensión normal en el punto D.

$$\sigma'_D = (\sigma_{máxMV} + \sigma_{EBmáx} + \sigma_{Mmáx}) \cdot \frac{d}{D} = 34,07 \text{ kN/cm}^2 \quad (2.34)$$

$$\sigma_W = \frac{W}{A} = \frac{W}{\pi \cdot D^2 \cdot (1-c^2)/4} = \frac{1\,291}{\pi \cdot 312^2 \cdot (1-0,962^2)/4} = 0,227 \text{ kN/cm}^2$$

$$\sigma_D = \sigma'_D + \sigma_W = 34,29 \text{ kN/cm}^2$$

Cálculo de la tensión tangencial según la ecuación de Zhuravski. (Pisarenko, G. S. 1989)

$$\tau_{DPV} = \frac{P_V \cdot S_X}{b \cdot I_X} \quad (2.35)$$

$$I_X = 0,05 \cdot D^4 (1 - c^4) = 68\,014\,556,75 \text{ cm}^4$$

$$b = 2 \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - \left(\frac{d}{2}\right)^2} = 85,69 \text{ cm}$$

Estos cálculos se realizaron con la ayuda del programa Autodesk Inventor, se calculó el área y el centroide cuyos valores son, $A = 344,129 \text{ cm}^2$ y $\bar{y} = 152,404 \text{ cm}$

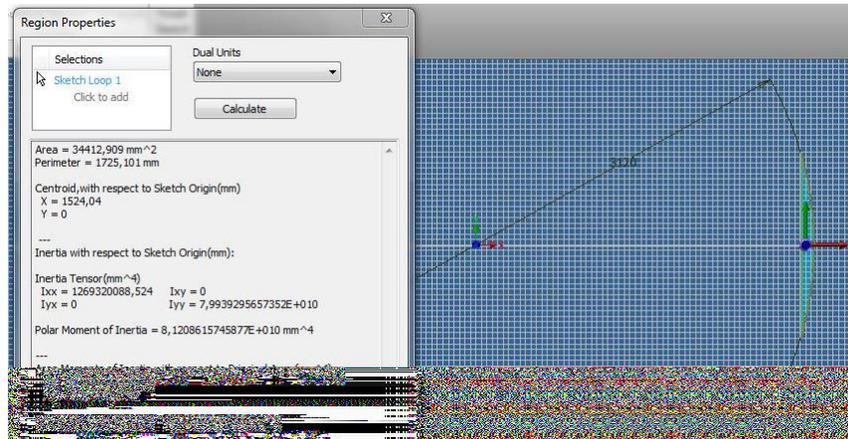


Figura 2.9 Cálculo del área y el momento estático con respecto al eje centroidal de la sección del gasómetro

$$S_X = A \cdot \bar{y} = 52\,446,64 \text{ cm}^2$$

$$\tau_{DPV} = \frac{P_V \cdot S_X}{b \cdot I_X} = 0,009 \text{ kN/cm}^2$$

$$\tau_{\max EB} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q_y^{\max}}{h} = 1,93 \text{ kN/cm}^2$$

$$\tau_{res} = \tau_{\max EB} + \tau_{DPV} = 1,939 \text{ kN/cm}^2$$

La tensión equivalente en el punto D se calcula por la Tercera Hipótesis de Resistencia que ofrece cierta reserva de resistencia. La tensión admisible de la soldadura en ese punto se tomará igual a la del punto A.

$$[\sigma] = [0,9 \cdot 29,6/1,3] = 20,5 \text{ kN/cm}^2$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_D^2 + 4\tau_D^2} \leq [\sigma]$$

$$\sigma_{eq} = 34,29 \text{ kN/cm}^2 \geq [\sigma] = 20,5 \text{ kN/cm}^2$$

$$n = \frac{0,9 \cdot 29,6}{\sigma_{eq}} = 0,78$$

Como se aprecia en ese punto no queda reserva de resistencia estática con relación a la rotura. Este cordón sólo pudiera resistir si el huracán fuera de una categoría inferior. No obstante la Mecánica de la Fractura es la única que podrá confirmar si la fractura se produce o no en un plazo inferior al período en que esté azotando el huracán. Esta evaluación se realizará en el siguiente Capítulo. Si comprobamos la resistencia con relación al Límite de Resistencia del material se obtiene que:

$$[\sigma] = [0,9 \cdot 47,4/1,3] > 32,814 \text{ kN/cm}^2$$

$$\sigma_{eq} = 34,29 \text{ kN/cm}^2 > [\sigma] = 32,814 \text{ kN/cm}^2$$

O sea, con relación a la Resistencia Máxima del material base, considerando una eficiencia de la costura a tracción del 90 % ($\varphi = 0,9$) el cordón tiene un factor de seguridad inferior al mínimo recomendado $n = 1,3$. Si se despeja el factor de seguridad con relación a la Resistencia Máxima se obtiene que: $n = 0,9 \cdot 47,4/34,29 = 1,24$

Todavía queda cierta reserva de resistencia con relación a la rotura. La Mecánica de la Fractura es la única que podrá confirmar la resistencia o no. Esta evaluación se realizará en el siguiente Capítulo.

2.9 Conclusiones Parciales del Capítulo II.

1. Se determinaron partiendo de las Normativas existentes para valorar las cargas provocadas por el viento en caso de un huracán de gran intensidad, la Carga Transversal y el Momento de Vuelco que origina esta carga.
2. Se valoró la resistencia de la costura soldada de filete que conecta el tubo de apoyo del gasómetro con el cuerpo del mismo. Este cordón evidentemente es funcional para soportar el peso propio del gasómetro pues este se apoya realmente en el tubo y el cordón no ejerce prácticamente ninguna función. Sin embargo en caso de huracanes se producen tensiones tangenciales no previstas en el diseño original por la acción del momento de vuelco que provocan que el cordón no tenga la resistencia adecuada.
3. Se valoró la resistencia de la costura soldada a tope que conecta el fondo del gasómetro con el cuerpo del mismo. Este cordón está sometido a una superposición de diferentes efectos como son: presión interior, efecto de borde, acción del viento y peso propio del gasómetro. Es significativo que debido al gran espesor del recipiente la tensión debida al efecto de borde es la mayor pues la gran rigidez del fondo restringe las deformaciones del cuerpo y crea una gran tensión en el mismo. En caso de huracanes las tensiones provocadas por la acción del momento de vuelco provocan tensiones normales en el cordón no tan grandes como la del efecto de borde, pero en definitiva la superposición de todos los efectos hacen que el cordón esté en el límite de su resistencia. La Mecánica de la Fractura confirmará si el cordón resiste un huracán o no.
4. En el punto D donde se produce igualmente la superposición de todos los efectos, con el agravante que la tensión de compresión debido al peso se suma en lugar de restarse y además existe una tensión tangencial en ese punto la tensión equivalente es la más grande y por lo tanto el recipiente es más crítico si apareciera un defecto interior en esa zona. Como se aprecia en los cálculos realizados, en ese punto no queda reserva de resistencia estática con relación a la rotura. No obstante la Mecánica de la Fractura es la única que podrá confirmar si la fractura se produce o no.

Capítulo III Aplicación de la Mecánica de la Fractura para evaluar el riesgo de destrucción de los Gasómetros de la Refinería "Camilo Cienfuegos".

3.1 Tenacidad de fractura (Parámetro K_{IC}) del acero de los gasómetros.

La Tenacidad a la Fractura del Material K_{IC} puede ser obtenida por ensayos según Norma ASTM E-399, sin embargo es muy bien conocida la correlación existente entre la energía de absorción de los ensayos por impacto Charpy, con probetas con entalla en V (CVN) y el K_{IC} (Correlación de Rolfe- Barsón) (Rolfe and Barson, 1977), (Iwadate T, 1994); (Blake, A, 1996).

$$K_{Ic} = \sigma_f \sqrt{0,6478 \left(\frac{CVN}{\sigma_f} - 0,0098 \right)} \quad MPa \cdot \sqrt{m}$$

La tenacidad a la fractura del material (K_{IC}) obtenida por esta vía fue: $K_{Ic} = 166 MPa \sqrt{m}$

Sin embargo para el espesor de la pared del gasómetro $t = 6 \text{ cm} = 0,06 \text{ m}$, el mayor valor de K_{IC} que satisface la condición de deformación plana en este caso es:

$$K_{Ic} \leq \sigma_{0,2} \cdot \sqrt{\frac{t}{2,5}} = 45 MPa \sqrt{m}$$

En los cálculos se utilizará por tanto el valor de $K_{IC} = 45 MPa \times m^{1/2}$ que garantiza la mayor seguridad en los cálculos y por lo tanto una mayor reserva de resistencia, lo que es aconsejable dado que se trata de recipientes que contienen hidrógeno.

3.2 Superposición de las tensiones de flexión provocadas por el viento, las tensiones provocadas por la presión y el efecto de borde en presencia de un posible microdefecto en los cordones transversales más cargados.

Se propone evaluar a continuación que influencia tiene la superposición de todos estos efectos en la integridad estructural del gasómetro en presencia de un posible microdefecto superficial interior de forma semielíptica en los cordones de soldadura en la zona de efecto de borde de unión del cuerpo con los fondos en la parte inferior de los recipientes, donde la tensión por la acción del viento es mayor.

En la Figura 3.1 se muestra un defecto de este tipo en los cordones. En el control realizado por ultrasonido no se detectó defecto alguno en la soldadura, no obstante se supondrá la existencia de un hipotético defecto de este tipo, de profundidad $a = 0,1$ mm, no detectable por la técnica ultrasónica empleada.

El efecto de borde en un recipiente con estas características conduce al incremento de la tensión meridional en la superficie interior del recipiente y además en el Capítulo anterior se evidenció que ese punto es el más crítico, por lo que la posibilidad de que un defecto superficial en los cordones de soldadura crezca y se convierta en inestable, aumenta. La tensión meridional provocada por la presión interior es:

$$\sigma_{mp} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.1)$$

La tensión meridional provocada por el momento flector máximo provocado por el efecto de borde es:

$$\sigma_{mflex}^{max} = \frac{M_{fmax}}{W} = \frac{6 \cdot M_{fmax}}{h^2} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\mu \cdot p \cdot R}{h \cdot \sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}}$$

$$\sigma_{mflex}^{max} = \frac{3 \cdot \mu}{\sqrt{3 \cdot (1 - \mu^2)}} \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.2)$$

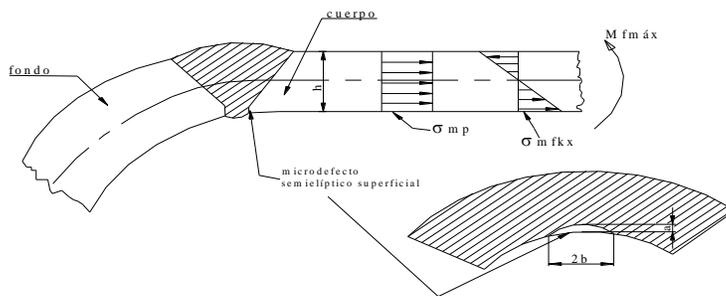


Figura 3.1 Microdefecto semielíptico superficial interior en el cordón de soldadura de unión del cuerpo con el fondo

Para acero el coeficiente de Poisson $\mu=0,3$

$$\sigma_{m\ flex}^{\max} = 0,545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.3)$$

La tensión meridional resultante será:

$$\sigma_m = \sigma_{mp} + \sigma_{m\ flex}^{\max} = \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} + 0,545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} = 1,545 \cdot \frac{p \cdot R}{2 \cdot h} \quad (3.4)$$

La tensión meridional crece en casi en casi un 55 % por el efecto de borde. La tensión circunferencial sigue siendo:

$$\sigma_c = \frac{p \cdot R}{h} \quad (3.5)$$

Para los datos de los recipientes:

$$\sigma_m = 1\ 075,3 \text{ kgf/cm}^2 \quad \sigma_c = 1\ 392 \text{ kgf/cm}^2$$

En estas condiciones se satisface la condición de la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica. O sea, el radio de la zona plástica es:

$$r_p = \frac{a}{2} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^2 = 0,068 \cdot a \quad (3.6)$$

El radio de la zona plástica es un 6,8 % del tamaño de la grieta y se puede admitir hasta un 20 % (Broek, D, 1983)

Se puede considerar el estado plano de tracción biaxial uniforme. La condición de fractura para el caso de un defecto superficial semielíptico de un cordón de soldadura bajo este estado tensional es:

$$K_I = \beta_{sold} \cdot \beta_{grieta} \cdot \sigma_c \cdot \sqrt{\pi \cdot a} = K_{Ic} \quad (3.7)$$

Donde:

$$\beta_{sold} = 1,3$$

$$\beta_{grieta} = \frac{\left[1 + 0,12 \cdot \left(1 - \frac{a}{b} \right) \right]}{\phi_o} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h}{\pi \cdot a} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot h}\right)} \quad (3.8)$$

$$\phi_o = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left[1 - \left(\frac{b^2 - a^2}{b^2} \right) \cdot \text{sen}^2(\theta) \right]^{1/2} d\theta \quad (3.9)$$

La situación más crítica es cuando $\frac{a}{b} \rightarrow 0$

Se tomó, como sugiere (Broek,D, 1983), tomar $\frac{a}{2 \cdot b} = 0,05$, o sea: $\frac{a}{b} = 0,1$. La integral elíptica (29) fue resuelta para esta relación con el software DERIVE, obteniéndose $\phi_0 = 1,016$. De donde:

$$\beta_{grieta} = 1,10 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot h}{\pi \cdot a} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot h}\right)} \quad (3.10)$$

La resistencia residual se obtiene entonces como:

$$\sigma_c = \frac{K_{Ic}}{1,43 \cdot \sqrt{2 \cdot \frac{h}{1000} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a_c}{2 \cdot h}\right)}} \quad (3.11)$$

La curva de resistencia residual obtenida para $K_{Ic} = 45 \text{ MPa} \times \text{m}^{1/2}$ y $h = 60 \text{ mm}$ se muestra en la Figura 3.2. Como se puede apreciar para que una tensión de magnitud $\sigma = 352,23 \text{ MPa}$ produzca el crecimiento inestable de una grieta, el supuesto microdefecto tendría que desarrollarse por crecimiento subcrítico por fatiga hasta una profundidad $a = 2,19 \text{ mm}$.

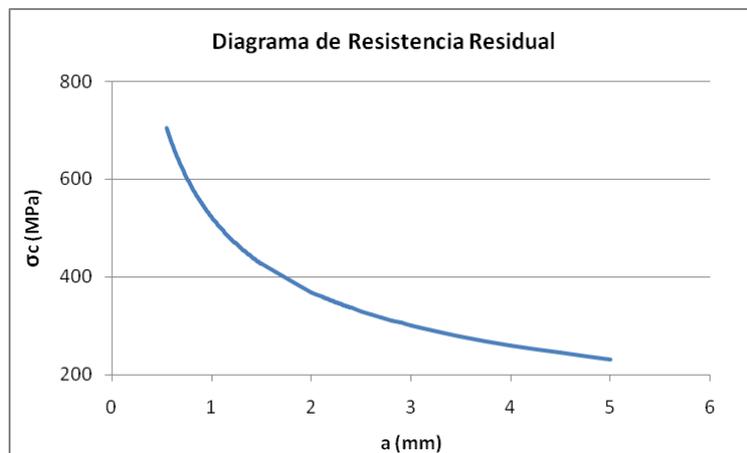


Figura 3.2 Curva de Resistencia Residual aplicando la Mecánica de la Fractura

El análisis del crecimiento subcrítico por fatiga del hipotético defecto se realizó por la misma ecuación de Paris, tomando como ciclo de variación de la carga el conocido ciclo

intermitente (Avilés, 1995) de la presión máxima de la acción del viento (ráfaga) a cero (calma), con una frecuencia de cuatro ciclos/ hora. En la Figura 3.3 se muestra el gráfico de crecimiento subcrítico obtenido. Para que un microdefecto en la soldadura crezca hasta una profundidad $a = 2,19$ mm, se requieren 34 815 ciclos o sea 8 704 horas o 363 días, lo que representa una vida prolongada.

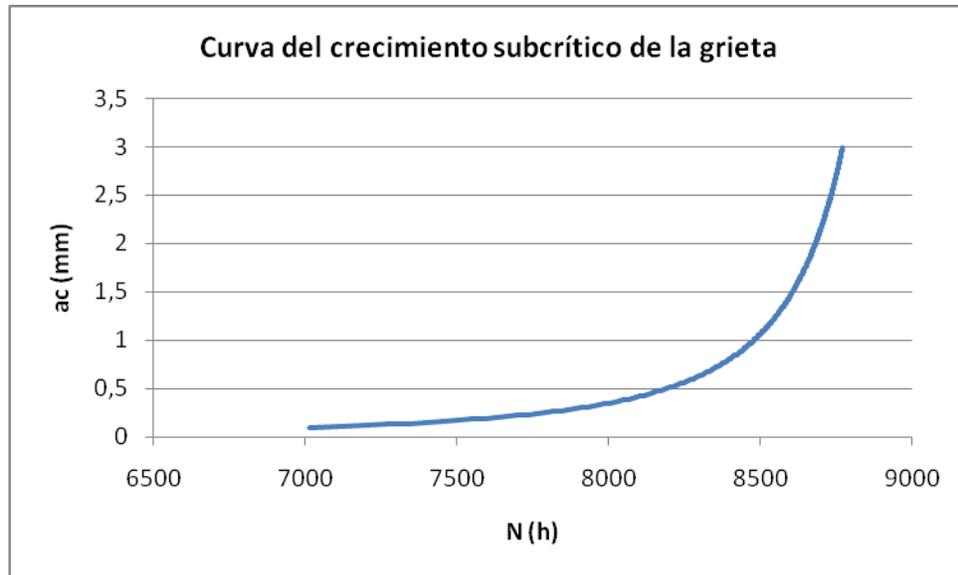


Figura 3.3 Curva de crecimiento subcrítico aplicando la Mecánica de la Fractura

Como se puede apreciar para grietas relativamente pequeñas, un pequeño error en la apreciación del tamaño crítico de la grieta tiene un gran efecto en la evaluación de la resistencia residual y para grietas relativamente grandes una pequeña variación de la tensión tiene un gran efecto en el tamaño crítico de la grieta.

En la construcción el diagrama de resistencia residual hay que tener en cuenta la dispersión que naturalmente puede existir en la determinación experimental de K_{IC} . La tenacidad a la fractura de cualquier material depende de una serie de factores como son: temperatura, tratamiento térmico, etc. La dispersión en cualquier propiedad mecánica es un hecho común, existe dispersión en los valores del límite de fluencia, la resistencia máxima, el límite de fatiga, etc. Sin embargo, todas estas propiedades son

esencialmente propiedades volumétricas ya que reflejan el comportamiento de todo el volumen del material, sin embargo, la tenacidad a la fractura refleja el comportamiento de un pequeño volumen de material en la zona del frente de la grieta por lo que es mucho más probable que las propias pequeñas heterogeneidades del material provoquen una gran dispersión en los valores de K_{Ic} , y por lo tanto en σ_c . Una dispersión en los valores de K_{Ic} del orden del 20 % es común.

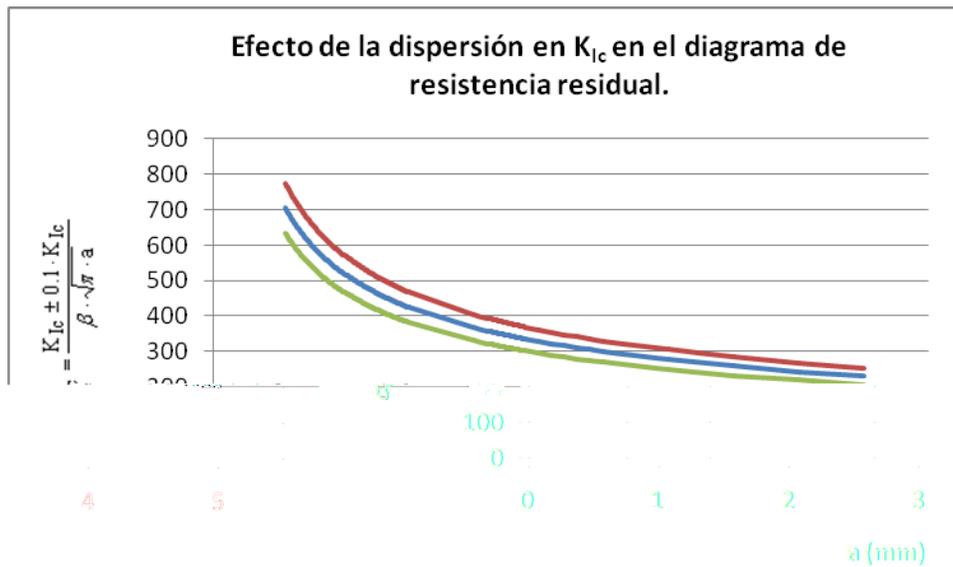


Figura 3.4 Curva del Efecto de la dispersión en K_{Ic} en el diagrama de resistencia residual aplicando la Mecánica de la Fractura

En la Figura 3.4 se muestra el efecto de la dispersión en el diagrama de resistencia residual. Como se puede apreciar en determinadas zonas del diagrama una dispersión del 20 % en σ_c puede llegar a representar una dispersión de hasta el 40 % en la variación del tamaño crítico de la grieta. Esta condición confirma la necesidad de construir el diagrama de resistencia residual, incluyendo la posible dispersión en los valores de K_{Ic} .

3.3 Influencia de la superposición de las tensiones de cortante provocadas por el viento y por el efecto de borde en presencia de una agrupación de defectos interiores (minilaminaciones) que puedan provocar que el recipiente se divida en dos capas en la zona de efecto de borde.

La presencia de defectos interiores longitudinales en toda una franja próxima a la línea media de la pared de los recipientes puede resultar particularmente peligrosa en aquellos tramos del mismo donde aparecen momentos flectores y fuerzas de cortante originadas por el conocido efecto de borde, o sea, en la transición del cuerpo cilíndrico con los fondos abombados. Para evaluar la integridad estructural de los recipientes se requiere valorar, que posibilidad existe de que los defectos observados (minilaminaciones) se extiendan inestablemente en toda su longitud provocando que la pared del mismo se divida en dos capas de espesor $h = 3$ cm cada una.

Según (Goytisoló, 2000) para el caso de agrupaciones de defectos (Figura 3.5) bajo un estado tensional de cortante puro, se tiene que:

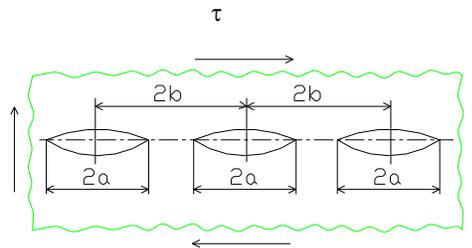


Figura 3.5 Agrupación de defectos bajo cortante puro a la altura de la línea neutra de la pared

$$K_{II} = \tau \cdot \sqrt{2 \cdot b \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot b}\right)} \quad (3.12)$$

La condición de crecimiento inestable es:

$$K_{II} = K_{Ic} \quad (3.13)$$

La gráfica de resistencia residual se puede construir entonces de la ecuación:

$$\tau_c = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2 \cdot \frac{b}{1000} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a_c}{2 \cdot b}\right)}} \quad (3.14)$$

En la Figura 3.6 se muestran los gráficos de resistencia residual obtenidos para valores de $b = 5, 10, 20, 40$ y 80 mm de separación entre las grietas. Como se aprecia de los mismos la tensión $\tau_{res} = 1.939 \text{ kN/cm}^2 = 19,39 \text{ MPa}$, es del orden de la tensión umbral en cada caso y provocaría el crecimiento inestable, solamente en el caso de que $a \cong b$.

$$\tau_{\max EB} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Q_{y \max}}{h} = 1,93 \text{ kN/cm}^2$$

$$\tau_{DPV} = \frac{P_V \cdot S_X}{b \cdot I_X} = 0,009 \text{ kN/cm}^2$$

$$\tau_{res} = \tau_{\max EB} + \tau_{DPV} = 1,939 \text{ kN/cm}^2$$

El análisis de crecimiento subcrítico se realizó por la clásica Ecuación de Paris.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \frac{mm}{ciclo} \quad (3.15)$$

Esta ecuación en la cual n es la pendiente de la línea recta es conocida como la ecuación de Paris (Hofer, K, 1968). Como C y n caracterizan la línea recta, las propiedades de crecimiento de la grieta para un material pueden ser completamente descritas por los valores dados de C y n . Esta es una fórmula empírica que cubre los datos razonablemente bien. Los valores de C y n para aceros ferrítico – perlíticos son $C = 6,9 \times 10^{-12}$ y $n = 3$ (Shigley – Mischke, 2001). Tomando ciclo intermitente (proceso de llenado - vaciado). Y el valor de ΔK para cada tamaño de grieta se halla por la ecuación:

$$\Delta K_i = \Delta \tau \cdot \sqrt{2 \cdot b \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a_i}{2 \cdot b}\right)} \quad (3.16)$$

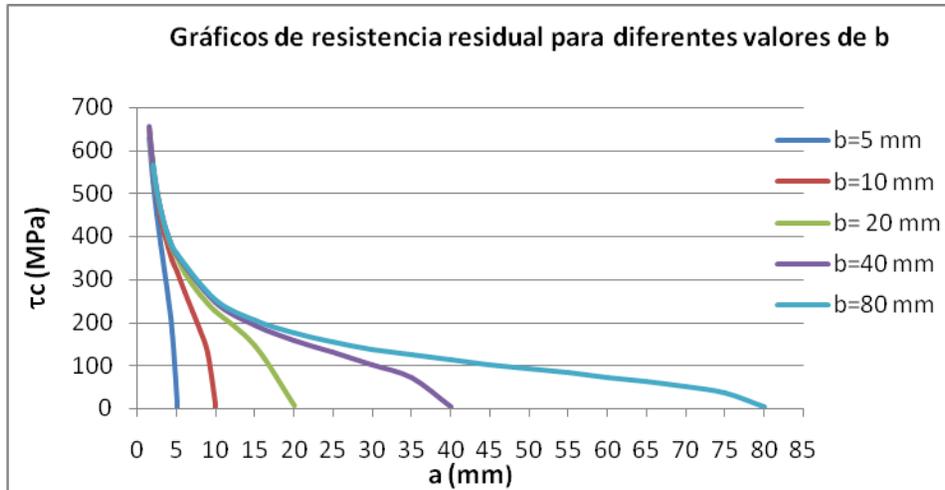


Figura 3.6 Gráfico de resistencia residual para diferentes valores de b

En la Figura 3.7 se muestra la gráfica de crecimiento subcrítico obtenida, donde se puede apreciar que para el menor valor de b considerado: $b = 5 \text{ mm}$, para que alcance el valor de $a = 5 \text{ mm}$, hacen falta 70 millones de horas de llenado – vaciado. O sea que las minilaminaciones no presentan ninguna peligrosidad desde el punto de vista de la integridad estructural de la pared de los recipientes.



Figura 3.7 Gráfico de crecimiento subcrítico para $b = 5 \text{ mm}$.

3.4 Investigación sobre la integridad estructural de recipientes para el almacenamiento de hidrógeno con minilaminaciones en las paredes en presencia de la difusión de hidrógeno.

Es necesario destacar aquí que para completar la evaluación de la integridad de los gasómetros se requerirá analizar la influencia de la superposición de los efectos de las cargas de explotación con las tensiones suplementarias que pueden surgir en las minilaminaciones, a causa del incremento de la presión interior, producto de la posible difusión de hidrógeno atómico hacia estos defectos (vesificación), lo cual puede provocar que la presión se eleve en el interior de las vesículas y contribuya al crecimiento subcrítico de las minilaminaciones, pudiendo el recipiente quedar dividido en dos capas en alguna región de la zona de efecto de borde.

Se analizará primeramente en qué condiciones de presión interior de las minilaminaciones provocada por el efecto de difusión del hidrógeno, combinado con las tensiones tangenciales que surgen en el plano medio de la pared por el efecto de borde se producirá el crecimiento inestable de las minilaminaciones hasta que el recipiente quede dividido en dos capas de espesor igual a 30 mm cada una en una determinada región de esta zona.

En la Figura 3.8 se muestra un esquema del fenómeno de vesificación o ampollado de una laminación existente en la pared del recipiente producto de la difusión de hidrógeno atómico a través de la misma y su acumulación en forma de hidrógeno molecular en el interior de la vesícula.

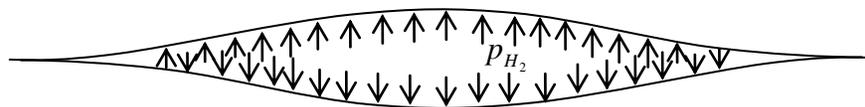


Figura 3.8 Fenómeno de vesificación o ampollado provocado por la difusión de hidrógeno

Este modelo aparece analizado aplicando los conceptos de la Mecánica de la Fractura en la referencia (Blake, A, 1996) el factor de intensidad de tensiones para el Modo I de carga, presente en este caso es:

$$K_I = p \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot a}{10^3}} \quad MPa \sqrt{m} \quad (3.17)$$

Para la agrupación de defectos bajo el estado tensional de cortante puro mostrada en la Fig. 3.5, presente en la zona de efecto de borde, según (Guliaev, A.P, 1983) se tiene que:

$$K_{II} = \tau \sqrt{\frac{2 \cdot b}{10^3} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot b}\right)} \quad MPa \sqrt{m} \quad (3.18)$$

Para evaluar la influencia combinada de la presión interior en las laminaciones y la tensión tangencial τ , Modo II de carga, presente en la zona de efecto de borde (Troschenko, V, 1987) se aplicará la condición de equivalencia entre el criterio energético de Griffith y el criterio de fuerza de Irwin.

Según este criterio, la condición de fractura, para el modo general de carga es:

$$\frac{1-\mu^2}{E} \cdot (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\mu}{E} \cdot K_{III}^2 = \frac{1-\mu^2}{E} \cdot K_{Ic}^2 \quad (3.19)$$

Sustituyendo las ecuaciones (3.17) y (3.18) en (3.19) y despejando la presión p_{H_2} en el interior de la vesícula, se obtiene:

$$p_{H_2} = \sqrt{\frac{1}{\pi \cdot a} \left[10^3 \cdot K_{Ic}^2 - \tau^2 \cdot 2 \cdot b \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot b}\right) \right]} \quad MPa \quad (3.20)$$

Donde:

p_{H_2} – Presión del hidrógeno en el interior de una vesícula en MPa.

K_{IC} – Tenacidad a la fractura del material. Se tomó al igual que en (Tanaka, K. A, 1997); (Iwadata T, et. al, 1994): $K_{IC} = 45 \text{ MPa} \times \text{m}^{1/2}$

τ - Tensión tangencial máxima en el plano medio de la pared provocada por el efecto de borde. (Goytisolo R, 2000): $\tau_{\text{máx}} = 19,39 \text{ MPa}$.

b - Distancia entre las minilaminaciones en mm.

a – Semilongitud de la minilaminaciones en mm.

En la Figura 3.9 se muestra los gráficos de resistencia residual construidos sobre la base de la ecuación (3.20) para valores de b iguales a 5, 10, 20, 40 mm respectivamente.

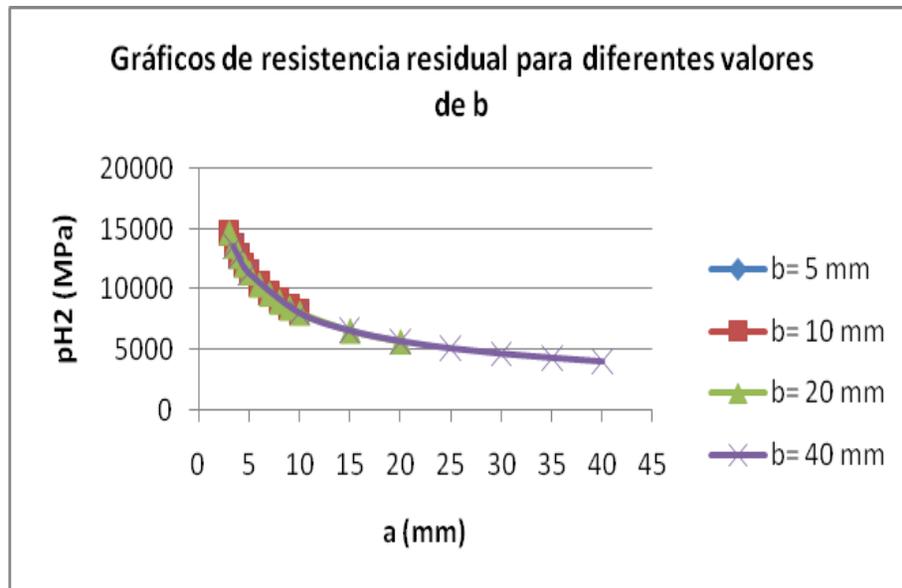


Figura 3.9 Gráfico de resistencia residual de la presión de hidrógeno necesaria para provocar el crecimiento subcrítico de las minilaminaciones para diferentes tamaños de estas

El análisis de crecimiento suscritico se realizó por la clásica ecuación de París con $C = 6,9 \times 10^{-12}$ y $n = 3$ (Shigley – Mischke, 2001): para $\Delta\tau = 19,39 \text{ MPa}$ (proceso de llenado – vaciado).

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^n \quad \frac{mm}{ciclo} \quad (3.21)$$

en este caso ΔK será:

$$\Delta K = \sqrt{p_{H_2}^2 \cdot \frac{\pi \cdot a}{10^3} + \Delta \tau^2 \cdot \frac{2 \cdot b}{10^3} \cdot \tan\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot b}\right)} \quad \frac{N}{mm^2} \cdot \sqrt{mm} \quad (3.22)$$

Admitiremos para hacer el análisis que la presión del hidrógeno en el interior de las minilaminaciones no exceda la presión interior del recipiente, o sea, $p_{H_2} = p = 5,58$ MPa. Se obtendrá la gráfica solo para $b = 5$ mm.

La gráfica de crecimiento subcrítico obtenida se muestra en la Figura 3.10

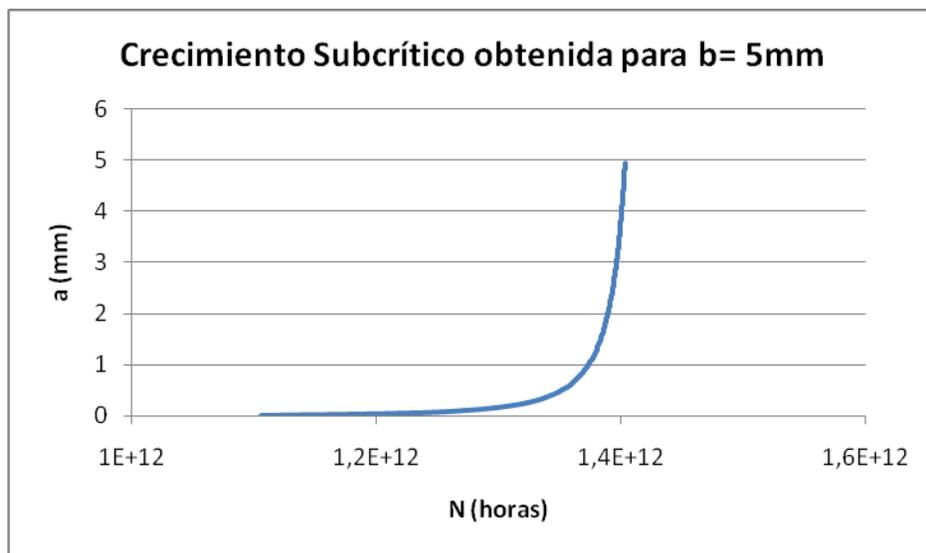


Figura 3.10 Horas necesarias para provocar el crecimiento de las minilaminaciones hasta su tamaño crítico para la presión máxima de hidrógeno

3.5 Conclusiones Parciales del Capítulo III.

En el Capítulo se aplicó la Mecánica de la Fractura Lineal Elástica y la Mecánica de la Fractura Subcrítica a evaluar el riesgo de destrucción en el tiempo de azote de las ráfagas de viento de un huracán de gran intensidad, superpuesto a los efectos que existen normalmente en los Gasómetros de hidrógeno de la refinería de Petróleo "Camilo Cienfuegos".

1. Se evaluó que efecto puede tener la superposición de las tensiones de flexión provocadas por el viento, las tensiones provocadas por la presión y el efecto de borde en presencia de un posible microdefecto semielíptico superficial en los cordones transversales más cargados. Se concluyó que para la tensión de trabajo del cordón en estas condiciones de magnitud $\sigma = 352,23$ MPa produzca el crecimiento inestable de una grieta, el supuesto microdefecto tendría que desarrollarse por crecimiento subcrítico por fatiga hasta una profundidad $a = 2,19$ mm, y para que esto ocurra se necesitan 8 704 horas, por lo que la destrucción de este cordón en caso de un huracán es un fenómeno casi imposible.
2. Se evaluó la influencia de la superposición de las tensiones de cortante provocadas por el viento y por el efecto de borde en presencia de una agrupación de defectos interiores (minilaminaciones) que puedan provocar que el recipiente se divida en dos capas en la zona de efecto de borde. Se concluyó que: Las minilaminaciones no presentan ninguna peligrosidad desde el punto de vista de la integridad estructural de la pared de los recipientes
3. Se investigó la integridad estructural de los recipientes para el almacenamiento de hidrógeno (gasómetros) con minilaminaciones en las paredes en presencia de la difusión de hidrógeno, fenómeno conocido en la literatura como vesificación y se concluyó que en las vesículas, el hidrógeno que pueda difundir tendría que alcanzar una presión excesivamente grande, mucho mayor que la presión interior del recipiente lo que resulta imposible.

Conclusiones Generales

1. Se profundizó en la literatura en todo lo referente a los criterios para el diseño de estructuras resistentes a huracanes de donde se estableció una Metodología de cálculo de las cargas provocadas por el viento sobre los gasómetros que se aplicó en todos los cálculos a realizar en los gasómetros. A partir de ella se determinaron las cargas provocadas por el viento en caso de un huracán de gran intensidad: la Carga Transversal, la Carga de Succión en la parte superior y el Momento de Vuelco que originan estas cargas.
2. Se valoró la resistencia de la costura soldada de filete que conecta el tubo de apoyo del gasómetro con el cuerpo del mismo. Este cordón evidentemente es funcional para soportar el peso propio del gasómetro pues este se apoya realmente en el tubo y el cordón no ejerce prácticamente ninguna función. Se valoró la resistencia estática de la costura soldada a tope que conecta el fondo del gasómetro con el cuerpo del mismo. Este cordón está sometido a una superposición de diferentes efectos como son: presión interior, efecto de borde, acción del viento y peso propio del gasómetro. En el punto D de la superficie interior del gasómetro, donde se producen igualmente la superposición de todos los efectos, con el agravante que la tensión de compresión debido al peso se suma en lugar de restarse y además existe una tensión tangencial en ese punto la tensión equivalente es la más grande y por lo tanto el recipiente es más crítico si apareciera un defecto interior en esa zona. Como se aprecia en los cálculos realizados en ninguno de estos cordones de soldadura queda reserva de resistencia estática con relación a la fluencia, sólo queda cierta pequeña resistencia estática con relación a la rotura. Estos cordones sólo pudieran resistir si el huracán fuera de una categoría inferior. No obstante la Mecánica de la Fractura es la única que podrá confirmar si la fractura se produce o no en un plazo inferior al período en que esté azotando el huracán.

3. Se aplicó la Mecánica de la Fractura para evaluar la posibilidad real de que los pequeños defectos que pudieran existir en los cordones de soldadura pudieran crecer hasta su tamaño crítico en un plazo inferior al tiempo que puede razonablemente estar azotando un ciclón de gran intensidad. Se evaluó que efecto puede tener la superposición de las tensiones de flexión provocadas por el viento, las tensiones provocadas por la presión y el efecto de borde en presencia de un posible microdefecto semielíptico superficial en los cordones transversales más cargados. Se concluyó que para que se produzca el crecimiento inestable de una grieta, el supuesto microdefecto tendría que desarrollarse por crecimiento subcrítico por fatiga hasta una profundidad $a = 2.19$ mm, y para que esto ocurra se necesitan 8 704 horas, lo que en caso de huracanes no podrá ocurrir.
4. Se evaluó la influencia de la superposición de las tensiones de cortante provocadas por el viento y por el efecto de borde en presencia de una agrupación de defectos interiores, minilaminaciones que existen en la línea media de la pared de los recipientes que puedan provocar que el recipiente se divida en dos capas en la zona de efecto de borde. Se concluyó que: Las minilaminaciones no presentan ninguna peligrosidad desde el punto de vista de la integridad estructural de la pared de los recipientes. Se investigó también la integridad estructural de los recipientes en presencia de la difusión de hidrógeno, fenómeno conocido en la literatura como: vesificación y se concluyó que en las vesículas, el hidrógeno que pueda difundir, tendría que alcanzar una presión excesivamente grande, mucho mayor que la presión interior del recipiente lo que resulta imposible.

Recomendaciones

1. Evaluar el riesgo real de vuelco de los gasómetros por el estado técnico que presentan los anclajes de los gasómetros.
2. Diseñar una Estructura Rigidizadora que impida que los gasómetros se vuelquen en caso de un huracán de gran intensidad, sobre todo teniendo en cuenta que los pernos de anclaje continuarán deteriorándose.
3. Modelar el Estado Tensional de los Gasómetros utilizando el Método de los Elementos Finitos.

Bibliografía

- Avilés R. (1995). *Fatiga de materiales en el diseño y análisis mecánico*. Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Bilbao.
- Beer F.P., Jonhston E.R. (1993). *Mecánica de los Materiales* (2º ed.). Colombia: Mc Graw – Hill.
- Birger J.A., Schorr B.F., Schneiderovich R.M. (1966). *Cálculo de la resistencia de las piezas de máquinas*. Moscú: Editorial Mashinostroenie.
- Blake, A. (1996). *Practical Fracture Mechanic in Design*. New York: Marcel Dekker.
- Broek, D. (1983). *Fracture Control for the Chemical Process Industries*. St. Louis: The Materials Technology Institute of the Chemical Process Industries.
- CIME. (1999). *Informe técnico sobre evaluación de la integridad del gasómetro* (p. 17).
- Colectivo de autores. (1991). *Premier of Fracture Mechanics in the Nuclear Power Plant*. USA: Electric Power Research Institute (EPRI).
- Den Hartog J.P. (1992). *Advanced Strength of Materials*. New York: Mc Graw: Hill Book Company,
- Dobrovolski V. (1991). *Elementos de Máquinas*. Moscú: Editorial MIR.
- Faires V.M. (1985). *Diseño de Elementos de Máquinas*. Editorial UTEHA.
- Feodosiev, V. I. (1985). *Resistencia de Materiales* (Tercera Edición.). Moscú: Editorial MIR.
- Goytisoló R. (2000). *Mecánica de la Fractura. Libro Electrónico escrito para la Maestría De Mecánica Aplicada de la Universidad de Cienfuegos*.
- Goytisoló R. y otros. (1973). *Resistencia de Materiales*. La Habana: Editorial Pueblo y Educación.
- Guliaev, A.P. (n.d.). *Metalografía Tomo I*. Moscú: Editorial MIR.

- Hernández Delgado, P. y Blanco Heredia, R. (2013). Criterio para el diseño de estructuras resistentes a huracanes. Presented at the Criterio para el diseño de estructuras resistentes a huracanes., Cienfuegos.
- Hofer, K. E. (1968). *Equations for Fracture Mechanic. Machine Design (USA)*.
- Ivanov, M. N. (1991). *Elementos de Máquinas*. Moscú: Editorial VichayaSchkola.
- Iwadata T, et. al. (1994). *Prediction of fracture toughness KIC transition curves of pressure vessel steels from Charpy V-Notch impact test results. Journal of Pressure Vessel Technology Vol. 116*.
- Laschinnski, A. (1983). *Construcción de aparatos químicos soldados. Manual del Ingeniero*. Moscú.: Eneshtorgizdat.
- Maslenkov S.B., Maslenkova E.A. (1991). *Aceros y aleaciones para elevadas temperaturas*. T-J, Moscú: Editorial Metallurgiya.
- Mott R.L. (1996). *Resistencia de Materiales Aplicada*. México: Editorial Prentice- Hall.
- Norma Cubana: NC 285: 2003*. (2003). .
- Osita D. Yildirin H. (2002). *Mechanical Systems Design Handbook*. New York.: CRC Press.
- Pankratz T.M. (2001). *Environmental engineering dictionary and directory*. Boca de Ratón, Florida.: Lewis Publishers. CRC Press.
- Pavlov, K.F. et. al. (1981). *Problemas y ejemplos para el curso de operaciones básicas y aparatos en tecnología química*. Moscú: Editorial MIR.
- Pisarenko, G. S.; Yákovlev, A. P.; Matveév V. V. (1989). *Manual de Resistencia de Materiales*. Moscú: Editorial MIR.
- Rolfe S.T., Barson J.M. (1977). *Fracture and fatigue control in structures. Applications of*

fracture Mechanics. New Jersey: Prentice Hall.

Schwartz, Mel. (2002). *Materials, Parts and Finisher*. Washington D.C. CRC Press.

Shigley, J.E, Mischkie. (2005). *Diseño en Ingeniería Mecánica*. México: Editorial McGraw Hill Interamericana.

Tanaka, K. (1997). *A tentative explanation for two parameter, C and n in Paris equation of fatigue crack growth*. Int. Journ. ofFract. (USA).

Troschenko V. T. (1987). *Resistencia a la fatiga de los metales y aleaciones*. L. A. Sosnovskii. – Kiev: Editorial NaukovaDumka.