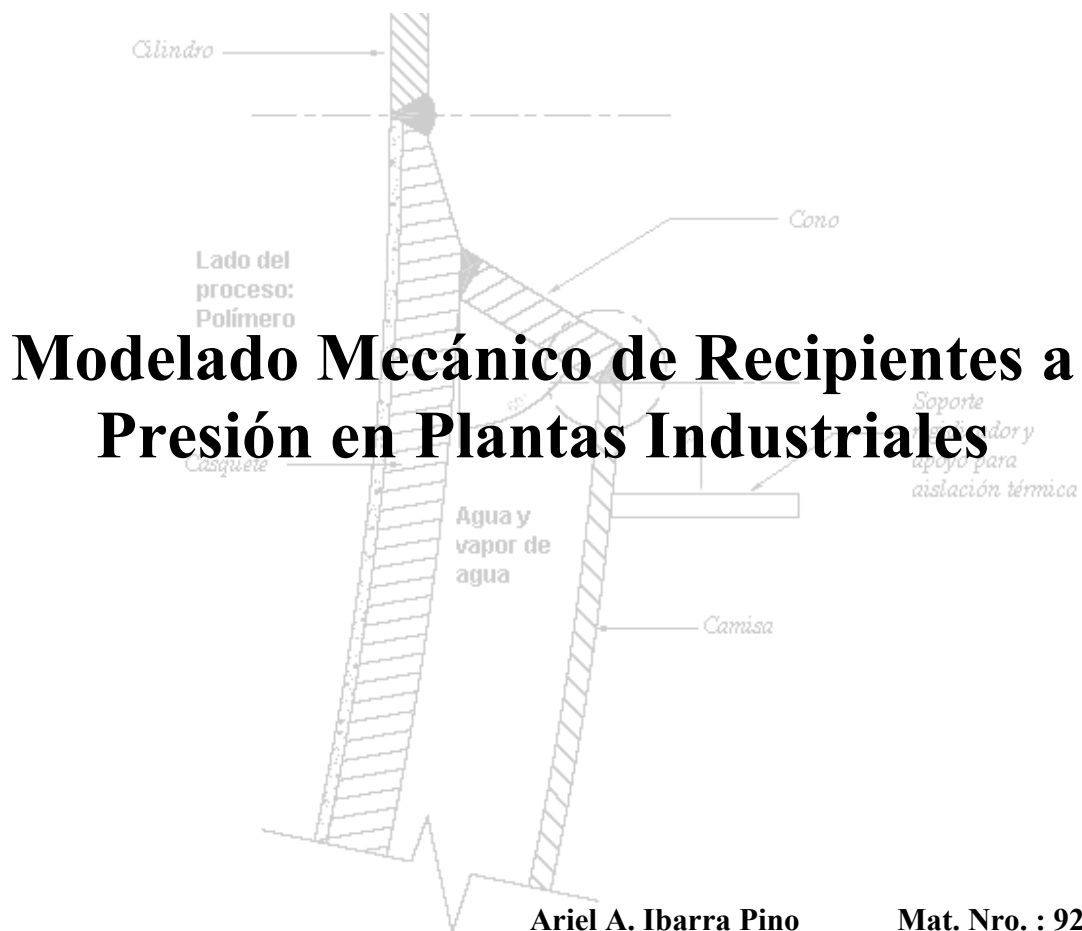


Proyecto Final



Director:
Ing. Anibal A. Márquez

Codirector:
Dr. José Luis Otegui

Calificación:



RINFI es desarrollado por la Biblioteca de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Mar del Plata.

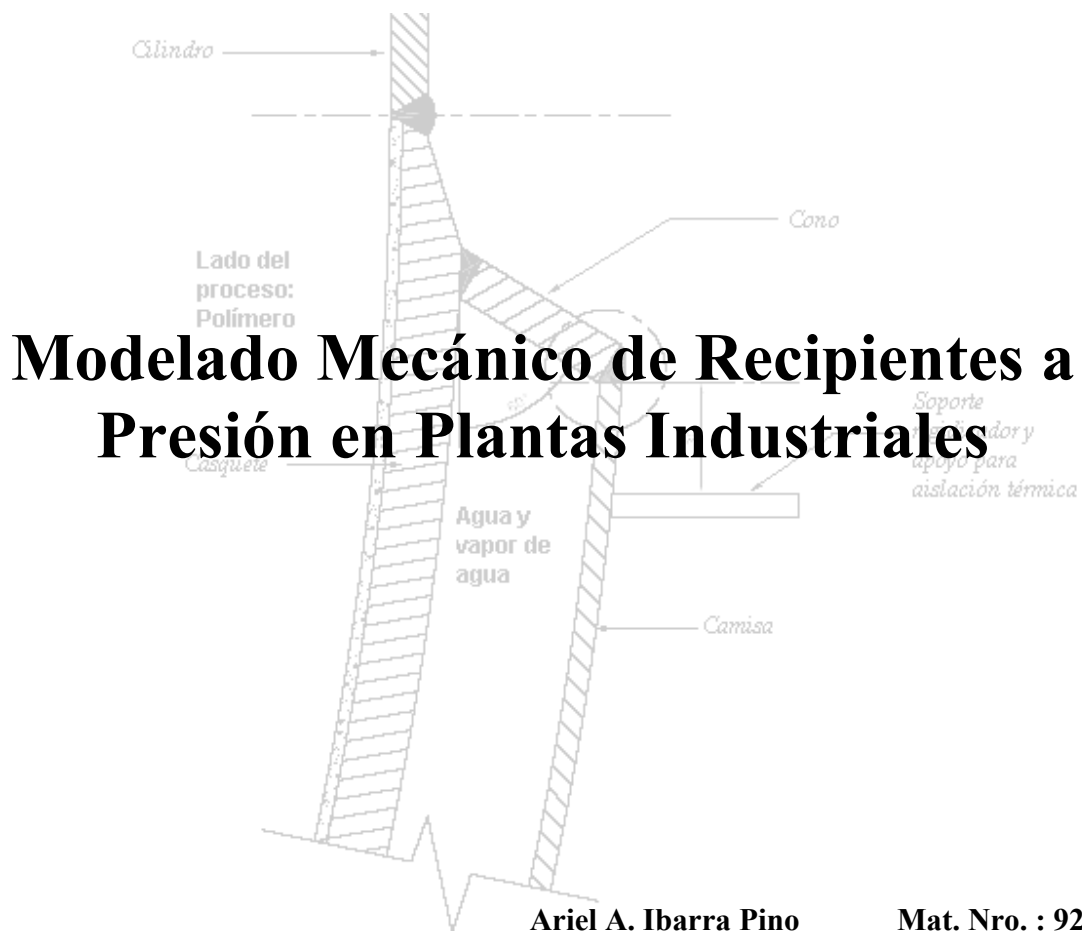
Tiene como objetivo recopilar, organizar, gestionar, difundir y preservar documentos digitales en Ingeniería, Ciencia y Tecnología de Materiales y Ciencias Afines.

A través del Acceso Abierto, se pretende aumentar la visibilidad y el impacto de los resultados de la investigación, asumiendo las políticas y cumpliendo con los protocolos y estándares internacionales para la interoperabilidad entre repositorios



Esta obra está bajo una [Licencia Creative Commons Atribución- NoComercial-CompartirIgual 4.0 Internacional](https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/).

Proyecto Final



Director:
Ing. Anibal A. Márquez

Codirector:
Dr. José Luis Otegui

Calificación:

Objeto

El objeto de este trabajo es estudiar técnicas analíticas basadas en la distribución de tensiones en el espesor de los recipientes sometidos a presión, para su utilización con fines de cálculo a partir de los resultados determinados mediante técnicas numéricas utilizando el método de elementos finitos. Estas técnicas fueron aplicadas a la interpretación de los estados tensionales en zonas críticas, como aquellas con altas concentraciones geométricas de tensiones, de un componente sometido a presión interna y solicitaciones de peso propio. Se determinaron las presiones admisibles de operación, de acuerdo a los criterios de las normas de aplicación ASME BPVC (Sec. VIII Div. 2) y API RP 579 y, previendo las respuestas de la estructura a las cargas globales (presión interna y fuerzas y momentos flectores), se verificó y rediseñó un recipiente. Además se desarrollaron metodologías para la determinación de las condiciones de admisibilidad de las deformaciones, tensiones y distorsiones causadas en las secciones y puntos críticos de recipientes a partir de la evaluación e interpretación de los Códigos. Del mismo modo, se evaluaron críticamente los resultados obtenidos mediante programas de cálculo comerciales como el FE-PIPE y Pipeplus. Estos son programas diseñados específicamente para evaluar recipientes y cañerías en función de los requerimientos de los Códigos de fabricación, incluyendo la hipótesis de resistencia estática y a la fatiga definida por el Código ASME. BPVC.

Resumen

Se realizaron modelos de un recipiente dañado, donde se incluyeron las regiones de discontinuidades, soldaduras y pérdidas de espesor generalizada. Se verificaron, para cada geometría propuesta, las tensiones y deformaciones en los puntos más solicitados de acuerdo a los requerimientos de las Normas de aplicación.

Los resultados numéricos obtenidos fueron utilizados para definir las presiones de servicio admisible, primero evaluando el estado actual del recipiente y, posteriormente para rediseñar las partes no conformes. Para ello se aplicaron los criterios de cálculo establecidos en el Apéndice 4 y 5 de la Sección VIII Div. 2 del Código ASME BPVC. Esto requirió el cálculo tensional detallado del componente y la utilización consecuente de criterios más exhaustivos de inspección y control que lo habitual en recipientes diseñados según los requerimientos de la Div. 1. Para ello, se efectuó un análisis completo en lo relativo a la interpretación de las distribuciones de los estados tensionales en la superficie y el espesor de los distintos componentes del recipiente en las zonas de mayores tensiones, y en la determinación de las componentes de membrana, flexión y pico.

Este trabajo pretende contribuir al desarrollo de metodologías de predicción de daño, aseguramiento de aptitud para el servicio y extensión de vida de componentes industriales y, al entendimiento de las prácticas más reconocidas por dos de las asociaciones más reconocidas en el campo de la evaluación y diseño de equipos industriales sometidos a presión. En este sentido este trabajo puede utilizarse también como una guía para la aplicación de los criterios recomendados en los respectivos apéndices de ASME y API, en particular en lo relativo al uso racional de programas comerciales de elementos finitos no necesariamente desarrollados para efectuar evaluaciones de integridad. Por otra parte, el

impacto tecnológico y económico de los resultados resulta elocuente, puesto que, demostrar la integridad estructural y la confiabilidad de los recipientes a presión en servicio que contienen defectos, ofrece la oportunidad de incrementar la disponibilidad y eficiencia de las plantas, extender su operación más allá de su vida útil prevista, minimizando los costos de servicio y optimizando el retorno de la inversión, aumentando también la confiabilidad de los equipos en operación.

Índice	
Objeto.....	2
Resumen.....	2
Índice.....	4
Introducción.....	5
1. Justificación del método de cálculo	
1.1 Procedimiento para determinar la aptitud para el servicio de un componente.....	7
1.2 Interpretación del Código ASME y la Práctica Recomendada API 579.....	9
1.3 Tensiones Generales y Locales.....	10
1.4 Tensiones de membrana, flexión, secundarias y pico.....	11
1.5 Categorías de tensiones y límites.....	11
2. Desarrollo del método de cálculo.	
2.1 Procedimiento para la categorización y cómputo de las intensidades de tensiones elásticas equivalentes.....	14
2.2 Linealización de la distribución de tensiones usando técnicas numéricas: selección del método.....	15
3. Descripción del método.	
3.1 Métodos para la linealización y categorización de tensiones utilizados en la actualidad.....	21
3.2 Método de linealización y caracterización de tensiones propuesto.....	23
4. Estudio de casos de aplicación.	
4.1 Cilindro sometido a presión interna.....	27
4.2 Cilindro sometido a presión interna con soporte interno.....	40
4.3 Evaluación de tensiones en un recipiente encamisado.....	49
5. Conclusiones	60
6. Bibliografía	61

Introducción

Existen varias normas desarrolladas para colaborar en la evaluación de defectos y la definición de intervalos de inspección en servicio en componentes bajo presión. En este sentido existe un programa de la División Soldadura y Fractomecánica del INTEMA relacionado con el desarrollo de metodologías de predicción de daño, y la aplicación de herramientas de modelado mecánico al aseguramiento de la aptitud para el servicio, evaluación de integridad y extensión de vida de materiales y componentes.

Uno de los aspectos más difíciles en las evaluaciones de integridad estructural de equipamientos es la evaluación del daño por corrosión. Las tensiones reales en un sector corroído son normalmente estimadas a partir de las distribuciones nominales de estados tensionales, afectados por coeficientes por las pérdidas locales de espesor. Una alternativa más exacta es incluir directamente en el modelo las reducciones de espesor. Este método es menos conservativo, pero involucra el uso de programas de cálculo más versátiles y un incremento importante en el tiempo de ingeniería involucrado en la discretización y modelado.

Los procedimientos más modernos están contenidos en el Draft de norma, actualmente práctica recomendada, API RP 579 [1] y los relativos al diseño de equipos, se encuentran en el Código ASME BPVC, Sección VIII, División 2 [2]. Los criterios contenidos en los documentos mencionados, particularmente los referidos al dimensionado y en lo relativo a las tensiones admisibles, permiten obtener estimaciones precisas de la capacidad resistente remanente del recipiente. Sin embargo, su utilización está muy poco difundida, en primer lugar por falta de entrenamiento de los ingenieros en su uso, y en segundo lugar por la falta de criterios confiables para su aplicación en casos de recipientes degradados en servicio.

En un reciente trabajo se evaluaron críticamente los métodos para evaluar las tensiones debidas a “cargas locales”, esto es, las cargas generadas localmente en cáscaras cilíndricas en las uniones con tubos cargados externamente. En ese trabajo se compararon dos métodos comúnmente aceptados: el WRC-107 y el apéndice G del BS5500 (ambos específicos para recipiente de presión), y las ecuaciones paramétricas de Wordsworth/Smedley (en ingeniería offshore). En casos extremos se encontraron diferencias en las predicciones de hasta un 100%. Razones como estas han motivado que, en la evaluación de defectos que provocan el incremento de las tensiones locales en un recipiente se utilicen cada vez más los análisis mediante métodos numéricos y sus correlaciones con datos experimentales.

La norma ASME BPVC Sección VIII Div. 2 en sus Apéndices 4 y 5, “Diseño Basado en el Análisis de Tensiones” y “Diseño Basado en Análisis de Fatiga”, presenta un método de caracterización de tensiones similar al utilizado en la Secc. III del mismo Código, que puede utilizarse con el objeto de determinar la aptitud para el servicio de un componente o el recálculo de las tensiones y cargas admisibles de tal componente con un defecto. Sin embargo el espíritu del Código es el diseño de equipos y no la evaluación su vida útil remanente.

Como resultado de la necesidad de estandarizar las técnicas utilizadas para determinar la aptitud para el servicio de toda clase de equipamiento presurizado en la industria petroquímica, el Instituto del Petróleo Americano, en adelante API, publicó en enero del 2000 un documento que especifica las mejores practicas conocidas en la industria con este propósito (API RP 579, Aptitud para el Servicio), el mencionado documento es actualmente una práctica recomendada. El Apéndice B de de API RP 579 presenta un método para evaluar la aptitud para el servicio de un componente sometido a presión a partir de una clasificación de tensiones similar a la que utiliza ASME, salvo en lo referente a los criterios de fluencia y la evaluación de fatiga considerando deformaciones plásticas, y además permite expresamente el uso de técnicas de modelado numérico, en este trabajo se utilizan los criterios contenidos en estos dos documentos para efectuar el análisis estructural de un recipiente sometido a presión interna. Como la mayoría de los Códigos, los procedimientos por ellos presentados están sujetos a alguna interpretación, por este motivo, comenzaremos por presentarlos y efectuar su interpretación.

1. Justificación del método de cálculo

1.1 Procedimiento para determinar la aptitud para el servicio de un componente.

Cuando se efectúa un análisis de tensiones lineal elástico, el procedimiento consiste en determinar el estado de tensiones en un punto considerado característico para luego calcular una cantidad denominada intensidad equivalente de tensiones combinadas, o simplemente intensidad de tensiones, para luego compararla con un valor admisible. Dicha intensidad de tensiones se determina utilizando criterios de fluencia, puesto que los valores hallados de esta forma se pueden usar para compararlos con las propiedades mecánicas de un material, actualmente casi siempre determinadas mediante un ensayo de tracción uniaxial.

La intensidad de tensiones en un punto de un componente es una medida del esfuerzo.

Los criterios de fluencia que pueden usarse de acuerdo a API RP 579, son:

- El criterio de fluencia por máximo esfuerzo de corte.
- El criterio de fluencia por máxima energía de distorsión elástica.

Los criterios de fluencia nombrados precedentemente, son mundialmente conocidos con el nombre de quienes los enunciaron por primera vez, Tresca y Von Mises respectivamente. Si bien Von Mises consideraba que la expresión de Tresca era correcta y simplemente buscó una forma de aproximarla, los resultados hallados a partir de su expresión se acercan más a los resultados experimentales que los de su predecesor. Las ecuaciones que se utilizan de acuerdo a ambos criterios de fluencia son las que se indican a continuación.

$$S = 2\tau_{\max} = \max[|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_3 - \sigma_1|]$$

Ecuación de Tresca

$$S = \sigma_{\text{von Mises}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{0.5}$$

Ecuación de Von Mises

Donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones principales, es decir las componentes en la diagonal del tensor de tensiones cuando no existen tensiones de corte. Siempre es posible mediante una rotación de los ejes coordenados transformar cualquier tensor de tensiones en un tensor diagonal, es decir, que los elementos en la diagonal principal sean las tensiones principales.

El Código ASME sólo hace referencia al criterio de Tresca, mientras que la API considera válidos los dos pero recomienda el uso de la expresión de Von Mises por los motivos ya indicados. Para demostrar integridad estructural, tanto ASME como API presentan una categorización de tensiones. En forma resumida, las definiciones de las categorías se indican a continuación.

- Intensidad de tensiones primarias de membrana generales (Pm): Es la intensidad de tensiones que se deriva del valor promedio de la tensión a través del espesor de una sección, de las tensiones primarias producidas por la presión de diseño y otras cargas mecánicas especificadas pero sin considerar las tensiones secundarias ni las pico. El valor de intensidad de tensiones equivalente admisible es kS_m .
- Intensidad de tensiones primarias de membrana locales (PL): Es la intensidad de tensiones derivada del valor promedio a través del espesor de una sección de las tensiones primarias de membrana producidas por la presión de diseño y otras cargas mecánicas especificadas pero sin considerar las tensiones secundarias ni las pico. El valor de tensiones equivalente admisible es $1.5 kS_m$.
- Intensidad de tensiones de membrana primarias más intensidades de flexión primarias (PL+Pb): Es la intensidad de tensiones derivada del mayor valor a través del espesor de una sección de las tensiones locales o generales de membrana más las tensiones primarias de flexión provocadas por la presión de diseño y otras cargas mecánicas, sin considerar las tensiones secundarias ni las pico. El valor de tensiones equivalente admisible es $1.5kS_m$
- Intensidad de tensiones primarias más secundarias (PL+Pb+Q): Es la intensidad de tensiones derivadas del mayor valor en cualquier punto a través del espesor de una sección, como resultado de la combinación de las tensiones primarias de membrana locales o generales, provocadas por la presión de operación, cargas mecánicas y por efectos térmicos. El valor de tensiones equivalente admisible es $3S_m$.
- Intensidad de tensiones primarias mas secundarias más pico (Pl+Pb+Q+F): Es la intensidad de tensiones derivada del mayor valor en cualquier punto a través del espesor de una sección de la combinación de todas las tensiones primarias secundarias y pico producidas por las presiones de operación, cargas mecánicas, por efectos térmicos generales y locales e incluyendo los efectos de discontinuidades estructurales grandes y locales. El valor de intensidad de tensiones equivalente debe compararse con un valor admisible que se obtiene efectuando un análisis de operación bajo carga cíclica.
- Además existe un límite de tensión triaxial, la suma algebraica de las tensiones principales en el punto que se está investigando no puede ser mayor a cuatro veces la S_m .

Nótese que excepto cuando se considere el caso de operación bajo carga cíclica, las intensidades de tensiones se deben comparar con S_m , siendo esta la intensidad de tensiones admisible. Esta tensión se determina teniendo en cuenta el tipo de componente y el material del que está construido en las condiciones que se están evaluando. Esto implica que se considera las propiedades del material y la norma o el Código de construcción del recipiente, según API RP 579.

Por otro lado el factor k al que multiplica a S_m se denomina factor de tensiones, depende de la combinación de cargas que se esté considerando. El documento de API y el Código ASME, poseen los mismos valores de k para las mismas combinaciones de carga, las cuales se sintetizan en la siguiente tabla.

Combinación de carga	k	Observaciones
Cargas de diseño (Presión de diseño, peso del recipiente, carga impuesta por equipamiento mecánico y las sujeciones.)	1	Considerar espesor corroído a la temperatura de diseño del metal
Cargas de diseño y del viento	1.2	Ídem.
Cargas de diseño y terremoto	1.2	Ídem.

Tabla 1.1. Factores de tensiones.

1.2 Interpretación del Código ASME y la práctica recomendada API 579.

La categorización de tensiones descrita precedentemente no es caprichosa, sino que tiende a contener junto con el tipo de carga, las distintas formas en que los recipientes de presión pueden sufrir algún tipo de falla. Los tipos de falla que se pretende evitar son:

1. Colapso debido a presión
2. Colapso debido al peso propio
3. Colapso debido al cese de los mecanismos de redistribución de tensiones (elastic shakedown due to repeated loads).
4. Crecimiento de fisuras debido a cargas cíclicas
5. Fatiga

El entendimiento de estos tipos de falla es necesario para comprender los motivos de la caracterización de las tensiones que proponen ASME y API y los límites que se impone a cada categoría, sin embargo, a los efectos de la caracterización y de simplificar el análisis de cada una de las intensidades de tensiones, resulta más sencillo y didáctico empezar por explicar las diferencias entre las tensiones generales y locales, luego explicar la diferencia entre las tensiones primarias de membrana general y locales, tensión de momento general y local y, qué son las tensiones secundarias y tensiones pico.

1.3 Tensiones Generales y Locales

El colapso de una barra hecha de un material elástico, soportada en un extremo y cargada en el otro resulta fácil de predecir. El colapso ocurrirá cuando la tensión axial en la barra alcanza la tensión de fluencia del material. Análogamente, una barra de sección rectangular

del mismo material en voladizo, fallará cuando la tensión elástica de flexión en el extremo empotrado sea igual a 1.5 veces la tensión de fluencia del material. Sin embargo, ese tipo de configuración se da raras veces en la práctica en sistemas de tuberías y recipientes de presión ordinarios. En la práctica un sistema de tuberías tiene varios momentos aplicados y está soportado en varios puntos o al menos en los extremos, y para que el sistema colapse deben formarse dos bisagras plásticas. En el caso de las tensiones locales que provocan el colapso y, en particular aquellas que se producen en un recipiente cilíndrico cerca de una brida ciega, deben ser de suficiente magnitud y actuar sobre una región considerable para causar las bisagras plásticas. Las tensiones descritas con estos ejemplos se agrupan en dos categorías: tensiones generales y locales

Las tensiones generales son aquellas que son uniformes a través de la sección, tienden a provocar el colapso cuando el valor de la tensión se aproxima al de fluencia. Las tensiones locales, en cambio, son aquellas que solo existen en una parte muy pequeña de la sección transversal. Las tensiones locales deben alcanzar valores más grandes que los de fluencia para que se produzca el colapso. Las tensiones de flexión que se deben al peso o presión pueden ser tanto generales como locales. Una tensión de flexión general es la tensión que existe, por ejemplo, en la barra en voladizo debido al peso propio. Si el valor de esta tensión en la región más solicitada se vuelve una vez y media superior a la tensión de fluencia del material, el componente fallará. Volvamos al caso de las tensiones locales de flexión que existen en la región adyacente a una tapa plana. Cuando el valor de esta tensión alcanza también el orden del 150 % de la tensión de fluencia, el material que rodea la zona altamente tensionada se deforma redistribuyendo la carga. Para que el colapso suceda, una porción significativa del área local debe alcanzar la tensión de colapso.

Como puede verse en los ejemplos indicados, no se debe permitir que las tensiones generales, en un recipiente o componente de una tubería se acerquen a la tensión de fluencia. Las tensiones de membrana locales deben tener un límite mayor que las tensiones de membrana generales, pero dicho límite, por tratarse de una tensión de membrana, no debe ser mayor que la tensión de fluencia del material. Las tensiones de flexión generales, como las que ocurren en una brida ciega, pueden tener límites 1.5 veces mayores a los límites impuestos para las tensiones generales de membrana, puesto que se requiere una vez y media más tensión en la fibra más solicitada para causar el colapso debido a flexión. En cuanto a las tensiones locales de flexión, estas se agrupan junto con las tensiones locales de membrana en las clasificaciones de los Códigos, la razón es simplemente que las teorías utilizadas en los análisis de tensiones elásticas no son verdaderamente adecuadas para determinar un análisis más preciso respecto del colapso local.

Nótese que el análisis anterior siempre nos referimos a tensiones elásticas equivalentes, es decir, nuestro modelo es lineal elástico. Este hecho se verifica intuitivamente cuando analizamos el colapso debido a flexión de una barra empotrada. Dijimos que el colapso sobreviene cuando la tensión en la fibra más alejada llega a una vez y media la tensión de fluencia del material, sin embargo sabemos que la tensión en esa región alcanzará la tensión de fluencia y se producirá la redistribución de tensiones debido a la plastificación de una porción de material por lo tanto la tensión verdadera en la región diferirá de nuestro modelo en la región plastificada donde la ley de Hooke no es válida.

1.4 Tensiones de membrana, flexión, secundarias y pico

Comprender a qué se denomina tensión general primaria de membrana (P_m), resulta sencillo con ejemplos. El más común surge de la teoría de membrana cuando se pretende determinar las tensiones circunferenciales en un cilindro o en una esfera. Otro ejemplo puede ser el esfuerzo normal en un tubo que cuelga del techo y que está cargado por un peso que se coloca en el otro extremo. Las tensiones primarias locales de membrana (P_l), son esfuerzos debidos a tipos de carga primaria tales como el peso o la presión, pero estos están localizados alrededor de una discontinuidad tal como una brida. Ambas tensiones, P_m y P_l , son tensiones de membrana.

La tensión primaria de flexión es una componente de tensión que varía a través del espesor, es decir si no actuaran las tensiones de membrana existirían esfuerzos de compresión y de tracción a uno y otro lado del eje neutro. La tensión primaria de flexión está provocada por un tipo de carga primaria, tal como el peso o la presión y actúa sobre una porción significativa de la geometría de la sección transversal, pero esto no debe confundirse con una tensión local.

Las tensiones secundarias son tensiones normales o de corte desarrolladas por los vínculos de las partes adyacentes o por la autovinculación de la estructura. La fluencia local y las distorsiones menores pueden satisfacer las condiciones que hacen que esta tensión exista y no se espera la falla como resultado de la aplicación de esta.

Las tensiones pico son aquellas tensiones que existen en las entallas, soldaduras y otros concentradores de tensiones locales. Estas tensiones típicamente existen en una parte muy pequeña del espesor y son de interés solamente cuando pueden crear una fisura por fatiga. Por ejemplo, si a un tubo de material elástico que cuelga de un extremo se le practica un pequeño agujero y se lo carga axialmente con una fuerza F , la tensión en el área transversal del tubo es ligeramente menor que la tensión de fluencia en una zona alejada del agujero. El concentrador produce una elevación de tensión del orden de tres veces la tensión remota en la vecindad del agujero. Debido a que el agujero es pequeño, se provocará algo de deformación plástica en el material adyacente al mismo, donde las tensiones superarán el valor de fluencia. Mientras esta región sea pequeña respecto de las dimensiones de la sección no se producirá falla alguna. Sin embargo, si la carga F fuera una carga cíclica, el efecto del concentrador debe ser analizado.

1.5 Categorías de tensiones y límites

La falla o una distorsión excesiva de un componente sobrevienen cuando las tensiones de membrana alcanzan los valores de fluencia, sin embargo no se puede indicar lo mismo en un componente en el cual actúa una tensión de membrana y un momento flector. El análisis de las tensiones debe efectuarse respecto del esfuerzo combinado de flexión y de membrana para determinar la aptitud del componente. Análogamente cuando se consideran los efectos de las tensiones secundarias, debe evaluarse el estado tensional resultante de la suma de las tensiones de membrana, las de momento y las tensiones secundarias. Cuando se requiera

evaluar un componente sometido a una carga cíclica, es necesario considerar las tensiones pico y, de no existir estas, el análisis debe ejecutarse considerando la intensidad de tensiones derivada de los esfuerzos de membrana, flexión y secundarios.

Teniendo en cuenta lo anterior, y a efectos de evitar algún tipo de colapso o excesiva distorsión, se limitan las tensiones admisibles a los valores indicados en 1.1 Procedimiento para Determinar la Aptitud para el Servicio de un Componente. Los ejemplos que se utilizaron para describir las distintas intensidades permiten justificar, a priori, los límites que se imponen a tales intensidades.

Las tensiones generales de membrana P_m , como en el caso del tubo colgado, deben estar limitadas a un valor de menor que el de fluencia. Efectivamente, esto es lo que el Código propone, las tensiones de membrana deben ser menores que la tensión permitida o admisible (S_m), es decir, menores que la tensión de fluencia dividido un coeficiente de seguridad.

Como ya se ha mencionado anteriormente se debe permitir a las tensiones locales de membrana ser mayores que las tensiones de membrana generales, pero deben evitarse las distorsiones excesivas. Se permite que estas tensiones sean hasta una vez y media mayor a la tensión admisible S_m . En el caso de la ASME BPVC Sec. VIII Div. 2, puesto que los materiales de construcción permitidos por el mismo tienen una tensión admisible que en general es igual a $2/3$ de la tensión de fluencia, estas tensiones son del orden de la tensión de fluencia.

El límite a las tensiones de flexión más las tensiones de membrana locales fue seleccionado de una forma similar al ejemplo de la viga en voladizo, sin embargo el análisis para determinar el factor de seguridad para geometrías tipo membrana es realmente muy complicado debido al colapso local o colapso por flexión que puede ocurrir en este tipo de estructuras. El análisis considerando la posibilidad de la formación de bisagras plásticas es muy difícil de predecir considerando modelos elásticos lineales. Es importante destacar que, tanto el Código como la Práctica Recomendada, prevén análisis adicionales cuando existan cargas de compresión, es decir, cuando pueda producirse pandeo, sin embargo, en ningún párrafo se prevé la formación de arrugas. Estos dos últimos análisis escapan de los objetivos que se tratan en este texto y no serán discutidos.

En cuanto al análisis de cargas cíclicas, se debe considerar la existencia de tensiones pico junto a las tensiones de membrana, flexión y secundarias. En este caso la intensidad de tensión equivalente debe compararse con las curvas de resistencia a la fatiga del material que está siendo analizado. Esta tensión se denomina tensión alternativa admisible del componente y se simboliza como S_a . Para comparar la intensidad de tensiones equivalente con la S_a , dicha intensidad de tensiones equivalente debe dividirse por dos para obtener la amplitud de tensión alternativa.

Tanto el Código ASME como la API 579, proveen de un cuadro que sintetiza el procedimiento en lo referente a la categorización de tensiones y los límites de la intensidad de tensiones de cada categoría. El mencionado gráfico se muestra en la **Figura 1**.

Categoría de Tensiones	Primarias			Secundarias de Membrana mas Flexión	Pico
	General de Membrana	Local de Membrana	Flexión		
	Promedio de las tensiones primarias a través de una sección. Excluyendo discontinuidades y concentradores. Producidas sólo por cargas mecánicas.	Promedio de las tensiones a través de una sección. Considera discontinuidades pero no concentradores. Producidas sólo por cargas mecánicas.	Componente de tensión primaria proporcional a la distancia al centroide de la sección. Excluye discontinuidades y concentradores. Producidas sólo por cargas mecánicas.	Tensiones auto equilibrantes necesarias para satisfacer la continuidad de la estructura. Existe cerca de discontinuidades estructurales. Puede ser provocado por cargas mecánicas o por expansión térmica. Excluye concentradores locales.	1. Incremento adicional a las tensiones primarias o secundarias por un concentrador (entalla). 2. Algunas tensiones térmicas las cuales pueden provocar fatiga pero no la distorsión de la forma del recipiente.
Símbolo	P_m	P_L	P_b	Q	F

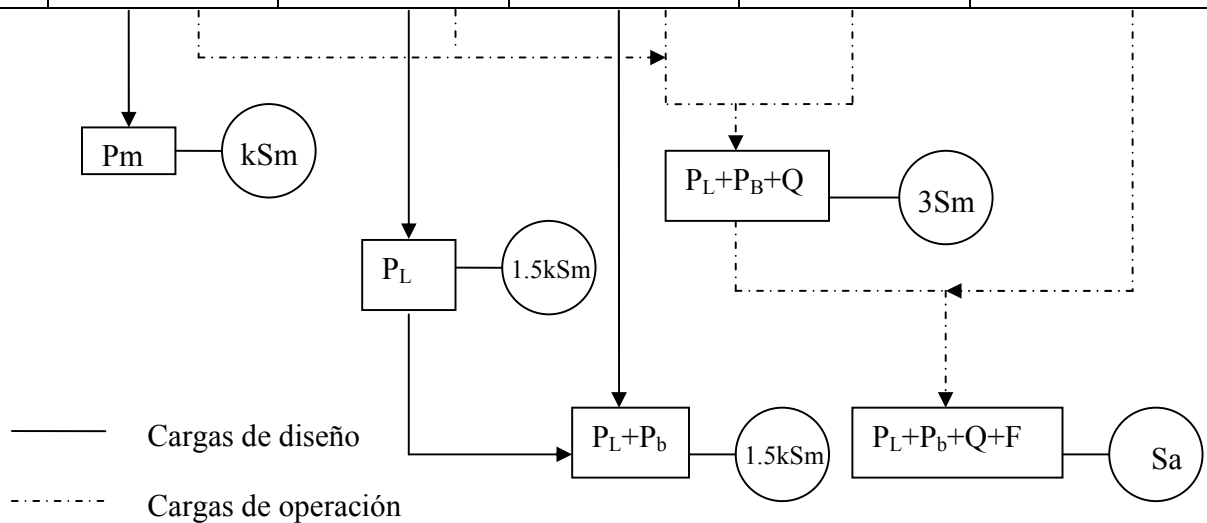


Figura 1. Categorías de tensiones y límites

2. Desarrollo del método de cálculo.

2.1 Procedimiento para la categorización y cómputo de las intensidades de tensiones elásticas equivalentes.

Puesto que el requerimiento para la aceptabilidad del diseño o de la aptitud para el servicio es que las intensidades de tensiones no excedan los límites permitidos especificados, y dado que estos límites dependen de la categoría de tensiones para la cual se deriva la intensidad de tensiones, se vuelve crítico establecer un procedimiento para el cómputo de la misma. Este procedimiento es prácticamente idéntico entre los documentos que estamos utilizando. Puesto que este trabajo se enfoca en la utilización de métodos numéricos no profundizaremos demasiado el análisis, aunque resulta necesaria su presentación para comprender el proceso de categorización y comparación.

Primero.- Se determinan los tipos de carga a los que el componente estará sometido.

Segundo.- En el punto en el que está evaluado el componente, se calcula el tensor de tensiones. A continuación se asigna cada juego de tensiones a una de las categorías que se indican a continuación.

- Tensiones de membrana primarias generales P_m .
- Tensiones de membrana primarias locales P_l .
- Tensiones de flexión P_b .
- Tensiones secundarias Q
- Tensiones pico F .

Tercero.- Se suman los tensores de tensiones asignados a cada categoría de intensidad de tensiones.

Cuarto.- Posteriormente se determinan las tensiones principales de la suma de los tensores de tensiones asignados a cada categoría y se calcula la intensidad de tensiones equivalente elástica.

Quinto.- Por último se compara la intensidad de tensiones equivalente hallada con las intensidades de tensiones admisibles para cada categoría.

Obsérvese que al efectuar el tercer paso utilizando un análisis mediante métodos numéricos, los resultados ya proveen la combinación de P_l+P_b o P_l+P_b+Q directamente. Por esta razón, no es necesario determinar P_l y P_b sólo a efectos de la categorización. Esto sucede porque el procedimiento descrito, fue desarrollado para efectuar cálculos manuales. Es importante recordar también que para determinar la intensidad de tensiones equivalente elástica se puede utilizar cualquiera de los criterios de fluencia que se indicaron en 1.1 si se efectúa un análisis de acuerdo a API RP 579, mientras que ASME sólo reconoce el criterio de Tresca.

En resumen, tanto ASME BPVC Secc. VIII Div. 2 como API 579, poseen procedimientos similares respecto de la categorización y el cómputo de tensiones y sólo difieren en cuanto

a los criterios utilizados para hallar la intensidad de tensiones equivalente en un punto, cuando se utilizan métodos de análisis lineales y elásticos. Nótese también que las cantidades P_m , P_l , P_b , y F no representan cantidades únicas sino que son juegos de seis cantidades representando las seis componentes del tensor de tensiones. Sin embargo, los objetivos de ambos documentos son distintos, el Código ASME provee de procedimientos para el diseño de componentes mientras que la Práctica Recomendada API sintetiza procedimientos útiles y reconocidos para determinar la aptitud para el servicio de componentes.

2.2 Linealización de la distribución de tensiones usando técnicas numéricas: selección del método

La práctica recomendada API 579 permite el uso de técnicas numéricas para evaluar la aptitud para el servicio de un componente pero, para ello es necesaria la linealización de los resultados del análisis para computar las intensidades de tensiones y luego compararlas con los límites indicados en 1.5. El procedimiento de categorización de intensidades de tensiones fue originalmente desarrollado para la teoría de membranas donde las tensiones de momento y membrana se pueden determinar directamente de los resultados de las tensiones. En el método de elementos finitos usando elementos continuos, se obtiene una distribución de tensiones y se requiere la linealización de esta distribución para el cálculo y la categorización de las intensidades de tensiones, como puede verse a modo de ejemplo en la siguiente figura.

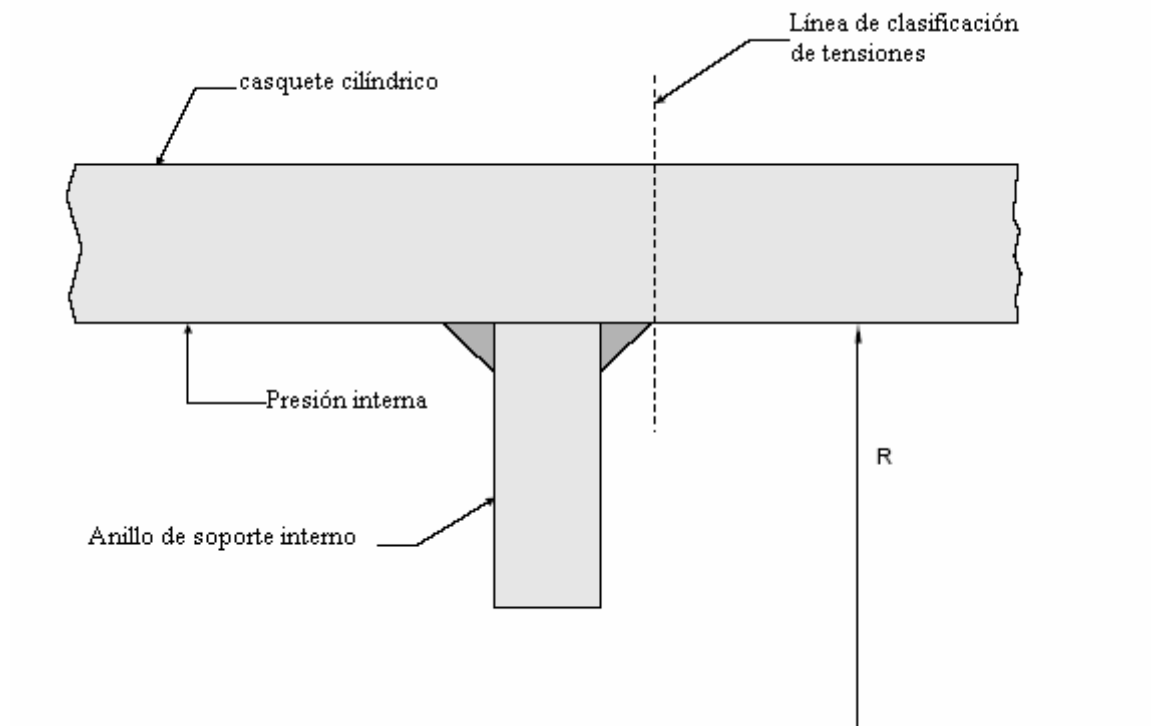


Figura 2.a. Ejemplo de linealización de tensiones (API 579 RP-Ap. B)

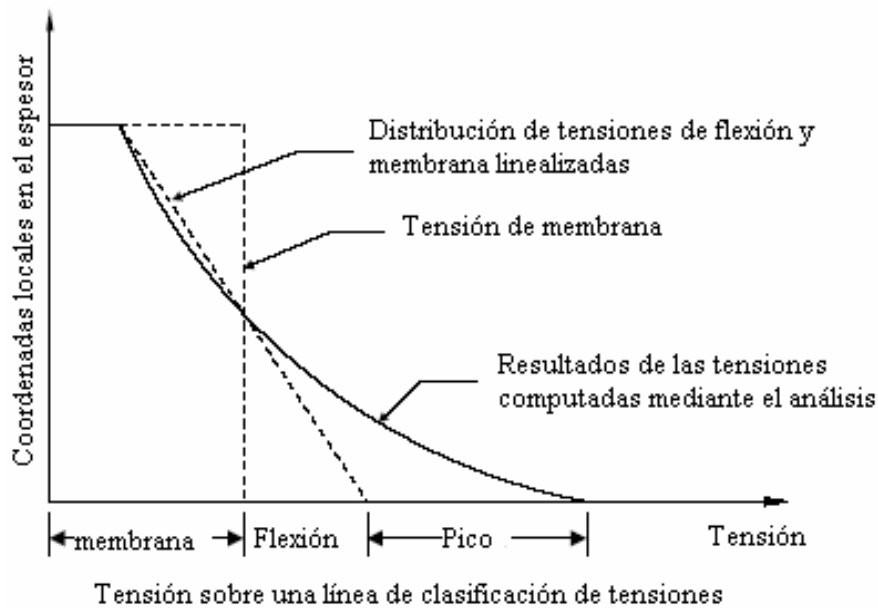


Figura 2.b. Ejemplo de linealización y distribución de tensiones (API 579 RP-Ap. B)

La **Figura 2.b** muestra un diagrama de distribución de tensiones extractado del Apéndice B de API RP 579 que, aparentemente, podría utilizarse como modelo para determinar las componentes de membrana, flexión y pico casi por inspección. Sin embargo, y como se verá más adelante, el diagrama es engañoso ya que la clasificación mostrada no es coherente con las definiciones de tensión de membrana ni de flexión.

Cuando se desea derivar los resultados de un modelo usando elementos de tipo placa o cáscara (shell), los valores de las intensidades de tensión de membrana y flexión se obtienen del tensor de tensiones en las superficies exterior e interior promediando a través del espesor de la sección cada componente del tensor. El valor de la tensión de membrana más flexión se obtiene directamente en las superficies de las cáscaras. Los valores de tensión pico, en cambio se obtienen efectuando el producto de las tensiones de membrana más flexión y tensiones secundarias por el factor de concentración de tensiones que corresponda en cada caso. Algunos de los factores de concentración de tensión usados en el cálculo de resistencia a la fatiga según ASME, pueden apreciarse la **Tabla 1.2** que se muestra a continuación.

Ubicación	Factor de concentración	Párrafo de ASME VIII Sec. 2
Filetes de soldadura	4.0	5-112
Boquilla sobre esfera	2.2	4-612
Boquilla sobre cilindro	3.3	4-612
Boquilla no perpendicular	5.5	4-614
Pernos	4.0	5-122
Refuerzos de respaldo	2.0 membrana 2.5 flexión	AD-412.1

Tabla 1.2. Factores de concentración de tensiones admitidos por ASME

Muchos programas de cálculo comerciales desarrollados específicamente para el diseño de recipientes de acuerdo al Código ASME efectúan el cálculo utilizando estos factores u otros tomados de publicaciones reconocidas [8].

Respecto de la linealización de los resultados hallados mediante un modelo que utiliza elementos de dos o tres dimensiones, se presentan tres opciones para determinar las intensidades de flexión y de membrana.

1. Tensiones en un punto. Si bien este el método más sencillo de aplicar, es también el que brinda los resultados menos precisos y sólo se recomienda para geometrías sencillas. Básicamente consiste en considerar que las tensiones de membrana locales y de flexión quedan definidas por el estado tensional en ese punto. Si la geometría o las condiciones de carga son complejas el método se vuelve inadecuado para separar las distintas categorías, y no permite tener precisión respecto del modo de falla que está siendo analizado, por ejemplo distorsiones locales o colapso plástico.
2. Tensiones a lo largo de una línea. Este método ha sido aplicado tanto a componentes de dos como de tres dimensiones y da los resultados más cercanos al promedio de todos los métodos usados en la actualidad.
3. Tensiones sobre un plano. Este método, aunque aparentemente el más adecuado, es muy difícil de aplicar y los resultados pueden variar significativamente con la orientación del plano y su tamaño.

El documento de API recomienda el método de evaluación de tensiones a lo largo de una línea, con componentes de tensión promediadas sobre una base individual para determinar las intensidades de tensiones de membrana y de momento. Aunque indica en el mismo párrafo que otros métodos pueden ser utilizados si, a criterio del ingeniero, producirán una evaluación más adecuada del componente.

Además de la selección del método de clasificación, la técnica utilizada para procesar las componentes de tensión a lo largo de una línea o un plano de clasificación de tensiones para determinar las intensidades de tensión de flexión y de membrana pueden tener un efecto significativo sobre los resultados finales. También API RP 579 considera válida una variación a este procedimiento, esto es, procesar sólo tensiones principales. Con esta técnica no se obtienen verdaderas distribuciones de tensiones y, como veremos más adelante, considerar este método como válido en todos los casos puede provocar un error grave cuando las direcciones principales de tensión no son las mismas para todos los puntos a través del espesor del componente, es decir cuando la base de direcciones rota a través del espesor.

La mayoría de los usuarios de la práctica recomendada API 579 procesan la distribución de componentes de tensiones individualmente sobre un sistema coordenado base, y luego calculan las distribuciones de tensiones de membrana y momento. Este método insume gran cantidad de tiempo al analista y eleva los costos de ingeniería, la única ventaja que se tiene respecto de los métodos de cálculo tradicionales es que se reduce el tiempo de cálculo de tensiones ya que el programa entrega una distribución de tensiones. Sin embargo, la construcción de los modelos del componente, la obtención de una malla adecuada para reducir el error inherente al método y la falta de entrenamiento de los ingenieros en el uso de los Códigos de aplicación pueden hacer que los costos de ambos procedimientos se vuelvan comparables.

Cuando se desea evaluar un componente con defectos utilizando elementos de tipo placa, se puede efectuar el análisis del mismo sin defectos y añadir el efecto concentrador del mismo modo que lo hacen algunos programas en las transiciones o en las regiones con soldaduras. No obstante, la existencia de entallas y fisuras obliga al analista a conocer los valores del concentrador de tensiones para la geometría que se está evaluando. Esto implica una dificultad cuando se desea incluir disminuciones de espesor o concentradores geométricos en el modelo, ya que en los elementos de tipo placa se consideran significativos los valores hallados en más de un punto, típicamente en el fondo del espesor, en el extremo superior y en la mitad del espesor (bottom, top y middle). Este tipo de formulación complica la separación en componentes de membrana, flexión y pico, en particular en las intersecciones.

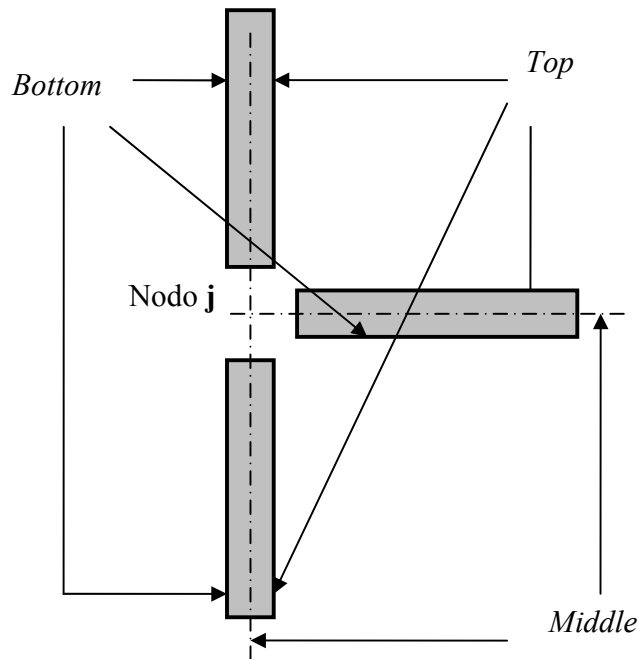


Figura 3. Nomenclatura en elementos de tipo placa.

La **Figura 3** muestra una intersección geométrica de elementos de tipo placa sobre un nodo que llamamos **j**. En la misma se aprecian las regiones superiores, inferiores y centrales de los elementos denominadas top, bottom y middle que es la nomenclatura utilizada en la mayoría de la bibliografía. Puesto que las tensiones en los elementos de este tipo se computan en las superficies y en el centro del espesor, se obtienen distribuciones de tensiones como las que se observan en la **Figura 4**.

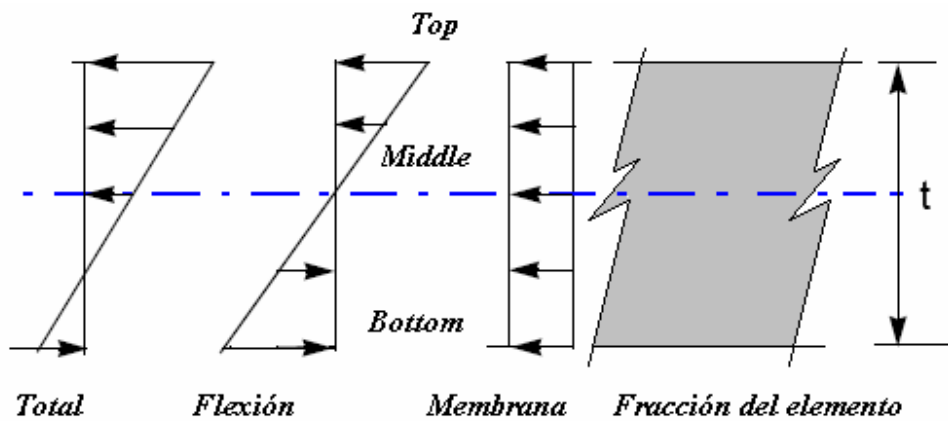


Figura 4. Distribución de tensiones utilizando elementos de tipo placa (Shell).

Nótese que el procedimiento descrito por API RP 579 para determinar las tensiones de membrana y flexión cuando se usan elementos tipo placa resulta adecuado, es decir, los valores totales que hallan en las superficies (top y bottom), son la suma de las tensiones de flexión y de membrana. Muchos programas comerciales ofrecen la posibilidad de presentar estos valores separadamente, en aquellos que no, el valor de la tensión de membrana puede

obtenerse efectuando el promedio de los valores de las “tensiones totales” en ambas superficies del elemento y, el valor de la tensión de flexión puede determinarse efectuando la diferencia de las mismas tensiones y luego dividiendo por dos.

$$\sigma_{membrana} = \frac{\sigma_{top} + \sigma_{bottom}}{2} \quad (2.1)$$

$$\sigma_{flexión} = \frac{\sigma_{top} - \sigma_{bottom}}{2} \quad (2.2)$$

En el caso de los elementos continuos las tensiones en los nodos, típicamente los puntos utilizados para obtener los resultados (output locations), se obtienen a partir de la extrapolación de los puntos de integración, por lo tanto cada componente de tensiones tiene distintos valores nodales. Por lo tanto el valor de las componentes de tensión en cada nodo se obtienen a partir de un procedimiento que puede considerarse como la determinación de un promedio. Volviendo al caso de la intersección, nótese que si bien los elementos enfrentados poseen la misma ubicación relativa de las superficies, existe un tercero que no está orientado de la misma forma, y por lo tanto la contribución de tensiones de este elemento no puede ser determinada adecuadamente si se utiliza el mismo procedimiento descrito para elementos continuos.

Para la evaluación que nos ocupa, y a efectos de evitar análisis engorrosos en las intersecciones, utilizamos elementos continuos y el método de calificación de tensiones a lo largo de una línea de tensiones. Además procesaremos las tensiones en el mismo sistema coordenado, en un todo de acuerdo con las recomendaciones de API RP 579 y otras publicaciones [9].

3. Descripción del método.

3.1 Métodos para la linealización y categorización de tensiones utilizados en la actualidad.

Uno de los problemas más grandes respecto de la aplicación de métodos de elementos numéricos al cálculo según API y ASME, es que las tensiones obtenidas de simulaciones numéricas son muy difíciles de clasificar de acuerdo a los requerimientos de estos documentos, especialmente en uniones y otras discontinuidades. Es por esta razón que se deben usar procedimientos especiales para clasificar las tensiones. Tales procedimientos básicamente linealizan las tensiones a través de una sección para separar las distintas componentes de tensión. Dos de tales procedimientos son los de Kroenke y Gordon que definen una distribución equivalente y lineal de tensiones sobre una referencia o clasificación a través de la sección. El primero considera una pared de membrana recta en la dirección meridional. El segundo, modifica el procedimiento de Kroenke considerando curvaturas, y es aplicable básicamente a cilindros. Sin embargo, ambos métodos se desarrollaron para condiciones de carga axisimétricas y deben ser adaptados para problemas de carga en tres dimensiones. Aunque estos y otros métodos están bajo estudio por los comités de ASME BPVC, ninguno ha sido adoptado aún puesto que resuelven casos elementales y su aplicación se vuelve impracticable para muchos otros casos.

La ASME Pressure Vessel Research Council (PVRC) publicó en el *Journal of Pressure Vessel Technology* un artículo de Hollinger and Hechner llamado *Three Dimensional Stress Criteria-Summary of the PVRC Project* [10], sin embargo este documento, aunque discute muchos de los métodos actuales, también deja a criterio del analista estructural la determinación de las categorías de intensidad de tensiones mediante cualquier método de elementos finitos.

Otros programas de elementos finitos proponen la extracción de las componentes de membrana y de flexión mediante el análisis de las tensiones en las superficies interna y externa de la cáscara, cuando se utilizan elementos de este tipo, tal como lo indica API RP 579. Aunque el método parece acertado, no se puede modelar defectos tales como entallas en muchos de los casos y, por lo tanto, se recurre al cálculo de las componentes de membrana y de flexión utilizando este método y mediante el uso de factores de intensificación de tensiones, se determinan las tensiones pico. Sin embargo en regiones de discontinuidad geométrica, tales como uniones y bocas de entrada de hombre, donde las discontinuidades son parte del diseño del equipo o recipiente, este tipo de linealización carece de sentido al incluir, por defecto, el valor de las tensiones pico dentro del análisis.

Existen sin embargo programas de cálculo que permiten obtener las tensiones de membrana y de flexión, a partir de la linealización de los resultados obtenidos, mediante un análisis que utiliza elementos continuos, esto es, a partir de la distribución de tensiones. Sin embargo presentan el mismo problema que los anteriores cuando se desea modelar una geometría con defectos o concentradores ya sean de tipo locales (entallas) o geométricos (unión toroide cilindro por ejemplo). El inconveniente está relacionado con la formulación de estos programas para obtener tales componentes. Las ecuaciones que permiten determinar las tensiones de membrana y flexión en casos sencillos y sin concentradores, no

son adecuadas para discriminar entre los valores de membrana, flexión y pico. Tales ecuaciones son:

Para determinar las tensiones de membrana en una sección de espesor unitario:

$$\sigma^m = \frac{1}{t} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma dx, \quad (3.1)$$

Aquí se representa con σ^m la tensión de membrana y con σ la tensión normal a la línea de clasificación. Se usa una expresión similar para hallar las demás componentes de membrana en las otras dos direcciones. Esta expresión no difiere de la del Apéndice C de API RP 579, cuando no hay efecto concentrador:

$$\sigma_{ij,m} = \frac{1}{t} \int_0^r \sigma_{ij} dx \quad (3.2)$$

Donde $\sigma_{ij,m}$ son las componentes de membrana del tensor de tensiones en la diagonal principal y σ_{ij} las componentes de la distribución de tensiones sobre la línea de clasificación de tensiones (SCL). Para determinar las tensiones de flexión, se usa:

$$\sigma_B^b = -\sigma_A^b = \frac{6}{t^2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma x dx, \quad (3.3)$$

En donde $6/t^2$ es el cociente entre el espesor del recipiente y el momento de inercia de una barra de espesor unitario que compone la pared del recipiente. Esto no es más que la formulación integral de la ecuación de las tensiones en una placa a partir de un elemento de ancho unitario. La ecuación elemental de esta formulación es:

$$\sigma_{flexión} = \frac{M.d}{I} \quad (3.4)$$

Donde M es el momento flector, d es la distancia al eje neutro de la fibra más alejada, la mitad del espesor en este caso, I es el momento de inercia que para una placa se calcula con la ecuación:

$$I = \frac{b.h^3}{12} \quad (3.5)$$

En la que b representa el ancho, en este caso 1, y h es la altura de la placa, es decir el espesor t. Sustituyendo en 3.4 y sabiendo que d es igual a la mitad del espesor, resulta:

$$\sigma_{flexión} = \frac{6}{t^2} M \quad (3.6)$$

En 3.3 σ^b_B y σ^b_A , son las tensiones de membrana en los extremos de la SCL. Nuevamente esta expresión coincide con la de API.

$$\sigma_{ij,b} = \frac{6}{t^2} \int_0^r \sigma_{ij} \left(\frac{t}{2} - x \right) dx \quad (3.6)$$

El subíndice b indica “bending” (flexión). Nótese que en las ecuaciones de API se colocó el eje de referencia sobre un extremo de la SCL. Sin embargo las expresiones son esencialmente las mismas.

Puesto que las tensiones pico son k veces la tensión nominal en el punto donde existe el efecto concentrador, las ecuaciones anteriores no permiten separar dicho efecto del resto de las componentes, ya que por definición las tensiones de membrana se determinan sin considerar el efecto de las tensiones pico, el programa brinda resultados que no son los que corresponden según la clasificación de los documentos de aplicación. Algunas veces, el algoritmo del programa detecta la fuerte no linealidad y da un mensaje de error, otras veces no. En cualquiera de los dos casos el analista debe poseer juicio suficiente para determinar las componentes que se requieren, en cuyo caso el método no ofrece ninguna simplificación respecto de los descriptos anteriormente.

La Práctica Recomendada API 579 indica explícitamente que una de las alternativas es operar utilizando las tensiones principales, pero la discriminación de tensiones sigue siendo un inconveniente. Además este método no resulta adecuado cuando las condiciones de deformación no son axisimétricas como en un cilindro ya que, eventualmente, los tensores de tensiones en los extremos de la SCL, no poseen direcciones principales que necesariamente sean coincidentes. Por lo tanto la determinación de las tensiones de membrana se vuelve una aproximación grosera, no obstante el método no presenta ninguna ventaja respecto de los procedimientos de cálculo tradicionales.

3.2 Método de linealización y caracterización de tensiones propuesto

El método que se describe a continuación tiende a ser conservativo. La idea fundamental es tener una aproximación adecuada respecto de las tensiones de membrana y flexión o en todo caso, poseer una estimación conservativa a efectos de evitar el colapso de la estructura durante el diseño o rediseño de un componente y, en particular, al evaluar su aptitud para el servicio.

Cuando existe un concentrador debido a un defecto, las tensiones en ese punto son k veces mayores a las tensiones que existirían en ese punto si no estuviera el concentrador. La existencia del concentrador no invierte el sentido del esfuerzo, es decir, si el esfuerzo era de tracción, cuando consideremos el defecto, el esfuerzo resultante será de tracción también. Cuando no se trata de un concentrador sino de una discontinuidad geométrica, como es el caso de las intersecciones entre cabezales y cilindros o esferas, puede ocurrir que si la unión de estos componentes no resulta tangente, se produzcan esfuerzos que no son aditivos con

el esfuerzo en esa región sino sustractivos. Como es el caso de la unión no tangencial de un casquete esférico con uno toroidal.

En general las componentes de tensiones en un recipiente sometido a presión interna son de tracción excepto la correspondiente al sentido radial o en las regiones de discontinuidad geométrica, como es el caso de las uniones entre una brida ciega y un cilindro donde los esfuerzos de flexión en la dirección del eje del cilindro tienden a ser significativos a través del espesor. Bajo las consideraciones anteriores se propone el cálculo de las tensiones de membrana de la misma forma en que se determinarían si no existiese efecto concentrador alguno, utilizando la siguiente ecuación.

$$\sigma^m = \frac{1}{t} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma dx, \quad (3.7)$$

La nomenclatura fue presentada en el párrafo anterior. Obsérvese que σ está compuesta por las tensiones de membrana, flexión y pico. En la forma en que se presenta la ecuación anterior, las componentes de flexión no inciden en el resultado ya que son simétricas respecto de la mitad del espesor, y por lo tanto su efecto se anula. El resultado final no es la verdadera tensión de membrana sino un valor que contiene a esta y a la tensión pico. Indirectamente, el valor hallado de esta forma puede contener a las tensiones de flexión ya que el factor de concentración de tensiones k incrementa la tensión local, por lo tanto, si existiese un defecto superficial, la tensión que se incrementa no es la tensión de membrana (σ^m), sino la suma de las tensiones de membrana y flexión ($\sigma^m + \sigma^b$).

Nuevamente recordamos que cuando el defecto se halla en una sección donde la componente de flexión es menor que la de membrana, el valor estimado como tensión de membrana será superior al verdadero valor. Esto resulta práctico cuando se evalúan los efectos provocados por fisuras, ya que si se utiliza una malla adecuada, puede verse en la distribución de tensiones que el efecto concentrador afecta a una porción pequeña de material a través del espesor.

Las componentes de flexión pueden determinarse también en forma conservativa utilizando la ecuación que se presenta a continuación.

$$|\sigma^b| = \frac{6}{t^2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma x dx \quad (3.8)$$

El valor de la suma de las tensiones de membrana, flexión y pico se obtiene directamente de la distribución de tensiones que entrega el programa de cálculo numérico. Es decir la componente pico (F), a la que se hace referencia en ASME y en API es la diferencia entre la distribución de tensiones calculada mediante el análisis de elementos finitos y las determinadas con las ecuaciones anteriores.

A efectos de utilizar planillas de cálculo o crear rutinas en algún tipo de programa, conviene utilizar métodos de integración discretos, ya que lo que obtenemos no es una distribución continua de valores sino un conjunto de valores en los nodos que funcionan como muestras de la distribución de tensiones.

Puesto que

$$\sigma^m = \frac{1}{t} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma \cdot dx \quad (3.9)$$

Pero en una función discreta disponemos de n muestras de una función, tal como se ve en la **Figura 5**.

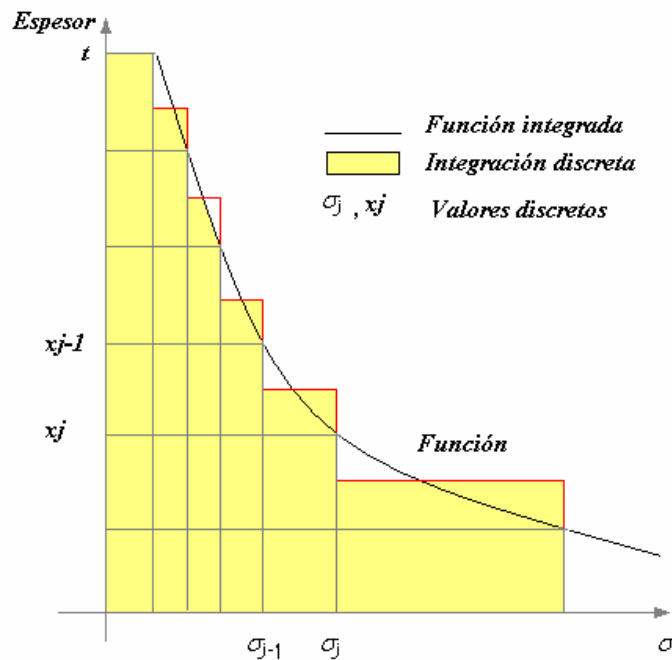


Figura 5. Integración a partir de muestras (discreta).

Entonces

$$\sigma^m = \frac{1}{t} \cdot \sum_{j=1}^n \left[(\sigma_j \cdot x_j + \sigma_{j-1} \cdot x_{j-1}) \cdot \frac{T}{2} \right] \quad (3.10)$$

Donde t es el espesor de pared.

Como $n \cdot T = t$

Entonces

$$\sigma^m = \frac{1}{2.n} \sum_{j=1}^n [(\sigma_j . x_j + \sigma_{j-1} . x_{j-1})] \quad (3.11)$$

Análogamente, si:

$$|\sigma^b| = \frac{6}{t^2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma . x . dx \quad (3.12)$$

Tendremos

$$|\sigma^b| = \frac{6}{t^2} \sum_{j=1}^n \left[(\sigma_j . x_j + \sigma_{j-1} . x_{j-1}) \frac{T}{2} \right] \quad (3.13)$$

Por lo tanto:

$$|\sigma^b| = \frac{3}{t.n} \sum_{j=1}^n [(\sigma_j . x_j + \sigma_{j-1} . x_{j-1})] \quad (3.14)$$

Que es la expresión que vamos a utilizar.

4. Estudio de casos de aplicación.

Nos proponemos aplicar el método descrito en el párrafo anterior a un caso particular en el que se conoce la solución analítica, a un recipiente con un soporte interior y luego al caso real de un recipiente cuya tasa de fallas era elevada. En el primer caso se compararán los resultados de los análisis utilizando el método de los elementos finitos, en adelante FEM, con los valores calculados a partir de las ecuaciones halladas en la bibliografía y se efectúa un análisis detallado de muchos de los lineamientos de los Códigos, con el objeto de establecer procedimientos para la determinación de las tensiones equivalentes de acuerdo a los mismos. El segundo caso se presenta como comparación crítica respecto de uno de los ejemplos de linealización de tensiones de API RP 579. Por último, la necesidad de verificar el diseño original y efectuar un eventual rediseño de un recipiente encamisado con el objeto de eliminar las causas de fallas recurrentes en una región en particular del equipo motivó el uso de las técnicas de evaluación de defectos utilizadas por API y los criterios de diseño de ASME, aquí se presenta este caso como caso de aplicación directa del método.

4.1 Cilindro sometido a presión interna

Cuando el espesor de un recipiente cilíndrico es relativamente grande, la variación de la tensión en el espesor entre las superficies interna y externa se vuelve apreciable y no se pueden obtener resultados satisfactorios con la teoría de membrana. Si un cilindro de espesor constante se somete a una presión interna p_i , la deformación será simétrica alrededor de su eje longitudinal y será idéntica a lo largo de la longitud del cilindro, de esta manera se pueden determinar los esfuerzos radiales y circunferenciales analizando únicamente una sección transversal del cilindro tal como la que se muestra en la **Figura 6**. Las ecuaciones que determinan las tensiones del material cuando este se encuentra sometido a presión interna y posee tapas vinculadas rígidamente al cilindro son [11].

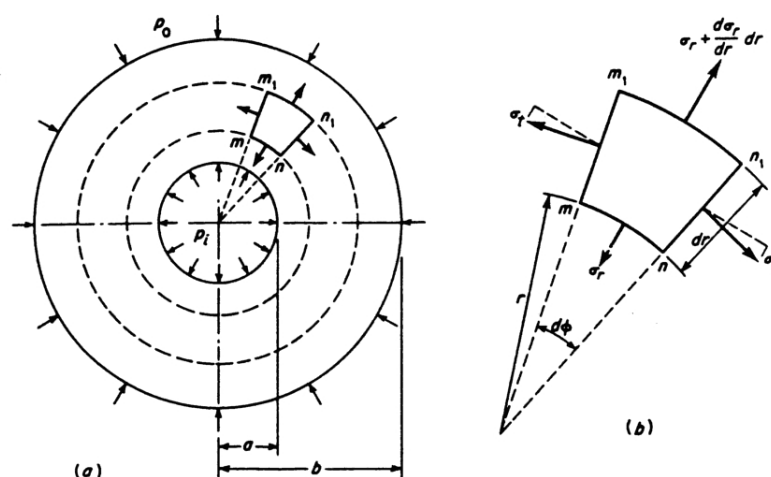


Figura 6. Tensiones en tuberías y cilindros de pared gruesa.

$$\sigma_r = \frac{a^2 p_i}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (4.1)$$

$$\sigma_t = \frac{a^2 p_i}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \quad (4.2)$$

$$\sigma_l = \frac{a^2 p_i}{b^2 - a^2} \quad (4.3)$$

Donde σ_r es la tensión radial, σ_t la transversal o circunferencial y σ_l la longitudinal. La letra r representa la distancia radial a la partícula que se está analizando medido desde el eje del cilindro. Mientras que a y b representan los radios interior y exterior respectivamente según se aprecia en la Fig.6.

Considerando un cilindro largo sometido a presión interna de 40 mm de radio interior y 60 mm y teniendo en cuenta los procedimientos descritos en 3.2 2.1, efectuaremos un análisis de los estados de tensiones en una zona alejada de las tapas utilizando elementos finitos.

Supongamos que el cilindro está construido en acero con las siguientes características: la tensión de fluencia del material S_y igual a 351 Mpa, el módulo de Young E es 2.10^{11} N/m² y el módulo de Poisson es 0.3. Se establece arbitrariamente una presión interna de 50 Kg/cm². La tensión admisible es $2/3 S_y$, 234Mpa (aprox. 2370 Kg/cm²). Supongamos también que las cargas del viento son despreciables y que estamos en una zona en la que no corresponde previsión sísmica, por lo tanto el factor de tensiones k es igual a la unidad. Se considera un comportamiento lineal elástico en un todo de acuerdo con las recomendaciones del Código ASME y la práctica recomendada API. Dada la simetría del problema, se efectuó el análisis de un cuarto de cilindro. A los efectos de simplificar el modelo, se utilizaron tapas toriesféricas en los extremos. Primero se modeló la geometría usando un programa CAD comercial, el modelo puede verse en la **Figura 7**. Luego se efectuó el análisis utilizando el programa ALGOR y se instruyó al mismo para que presente las tensiones en las direcciones de las coordenadas cartesianas en lugar del estado de tensiones locales en la SCL. La **Figura 8** muestra las tensiones de Von Mises en el modelo.

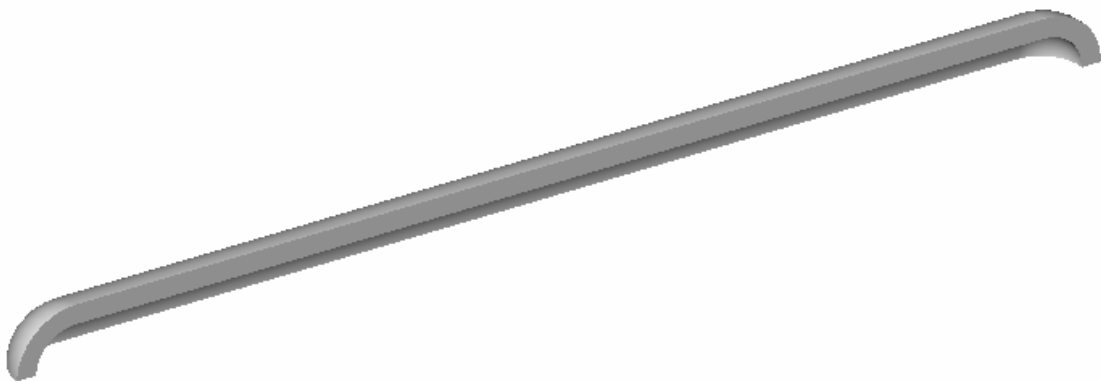


Figura 7. Geometría modelada usando CAD.

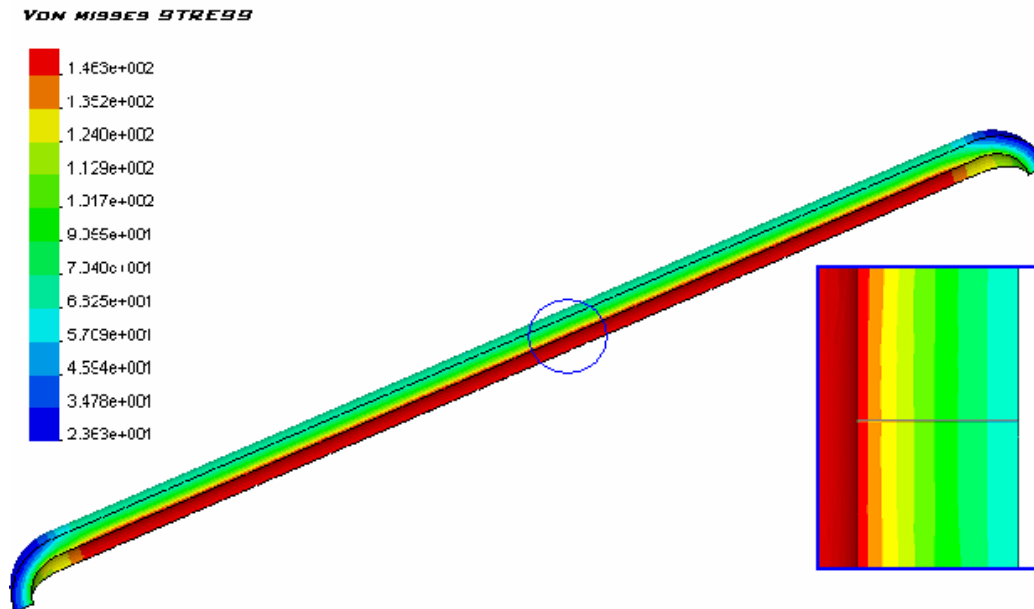


Figura 8. Distribución de tensiones equivalentes de Von Mises [Kg/cm^2] y detalle de la línea de clasificación de tensiones utilizada.

En realidad el programa solicita una línea de clasificación de tensiones SCL, y luego renombra los ejes locales como N, T y H pero resulta sencillo hacerlos coincidentes con las direcciones X, Y y Z para la sección analizada. Elegir una SCL no es posible con todos los programas comerciales, sin embargo, de la mayoría es posible extraer los valores de las tensiones en los nodos y en las direcciones del sistema de coordenadas globales, por esta razón, se opera sobre este supuesto para que el procedimiento sea de aplicación general.

Utilizando las ecuaciones 4.1, 4.2 y 4.3, se obtienen los valores de tensiones que se indican en la **Figura 9**, que es la salida del programa de cálculo, cuyos resultados se sintetizan en la **Tabla 4.1**.

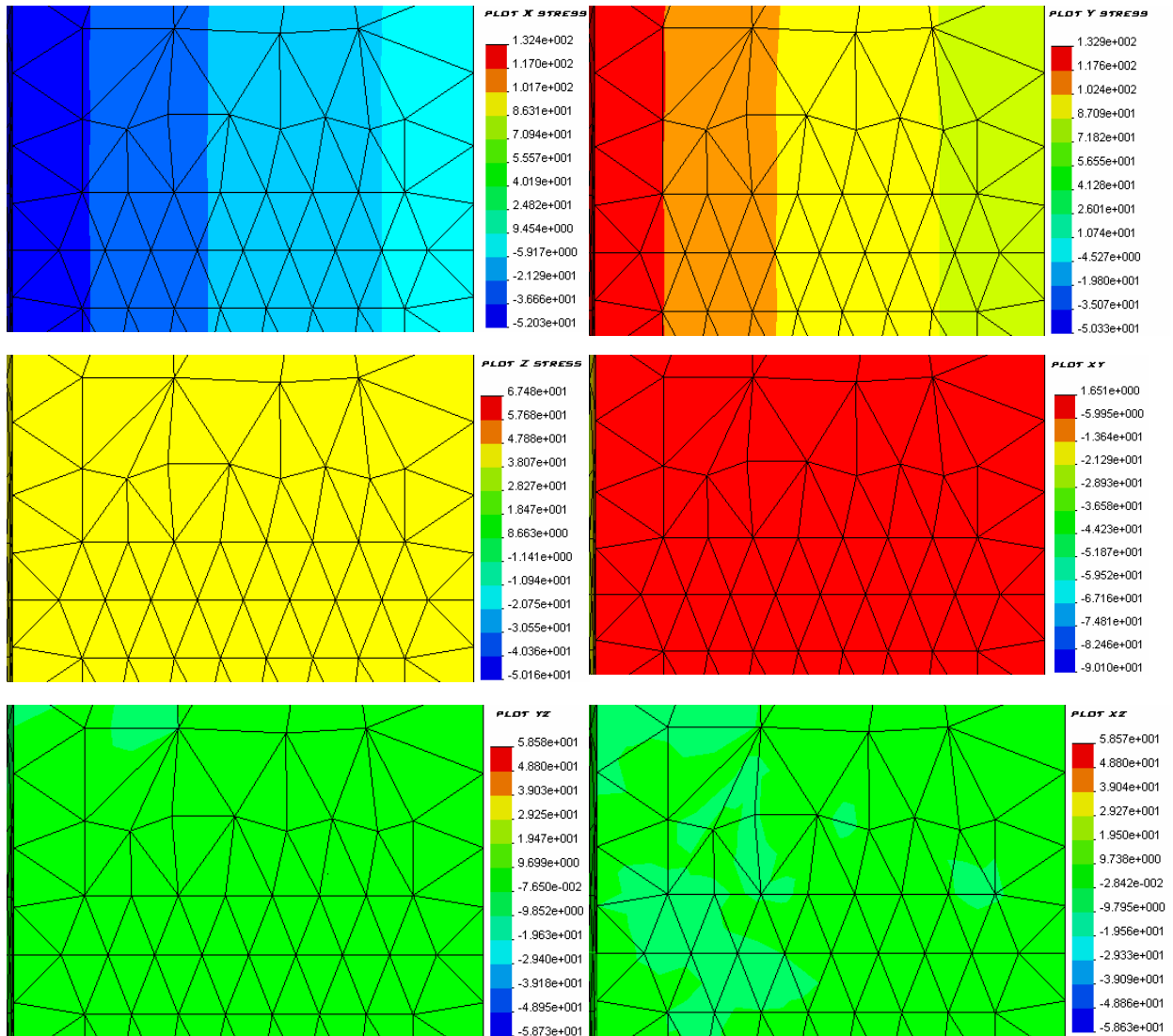


Figura 9. Tensiones sobre la SCL en las direcciones de los ejes coordenados globales en Kg/cm^2 .

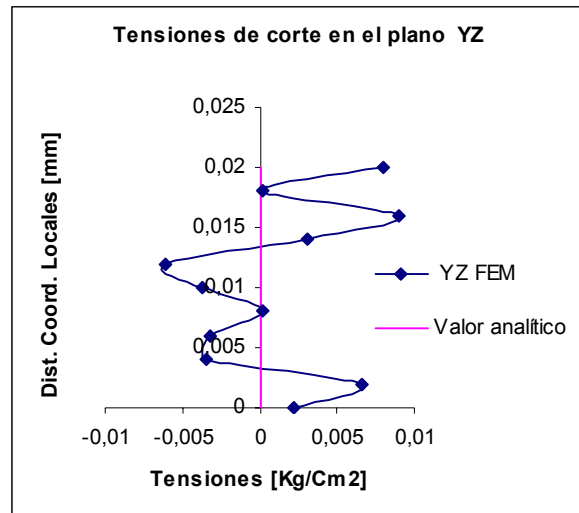
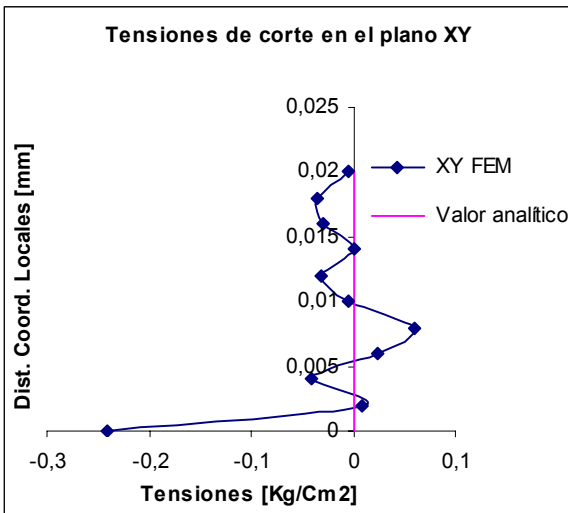
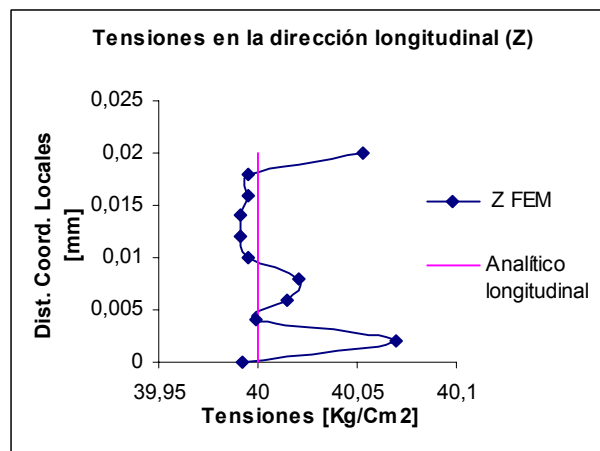
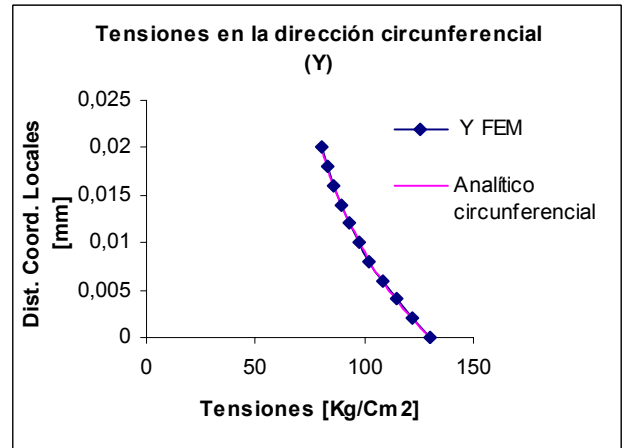
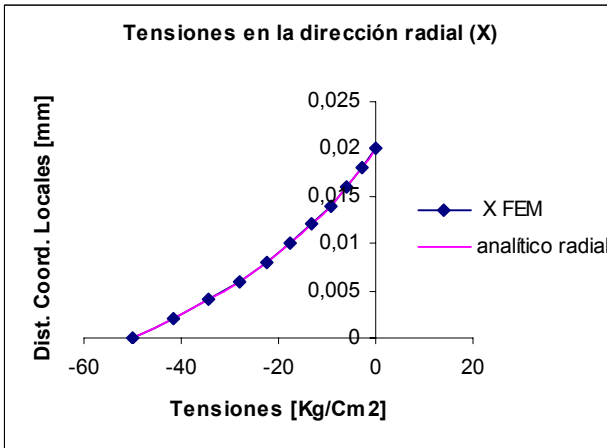
Magnitud	Unidad	valores				
Radio	mm	40	45	50	55	60
Dist. Sobre SCL	mm	0	5	10	15	20
T. Radial	Kg/cm^2	-50	-31	-18	-8	-0
T. Circunferencial	Kg/cm^2	130	111	98	88	80
T. Longitudinal	Kg/cm^2	40	40	40	40	40

Tabla 4.1. Tensiones a través del espesor sobre la SCL.

Debe notarse que las direcciones seleccionadas en el modelo coinciden con las direcciones longitudinales, radiales y circunferenciales sobre la línea de clasificación elegida, lo que nos permite comparar directamente con las ecuaciones 4.1 a 4.3. Además, por tratarse de direcciones principales de tensiones no debería existir esfuerzo de corte en los planos XY, YZ y XZ sobre la SCL. De hecho, esto es lo que permite la construcción de grandes recipientes o tubos zunchados conformados por láminas o tubos respectivamente sin que se tome ninguna precaución respecto de la transmisión del esfuerzo de corte entre capas. Sin embargo, dada la discretización de los elementos, las normales a las superficies de las caras de cada uno no copian exactamente la geometría del tubo. Por tal motivo se producen desviaciones de los valores teóricos y, por consiguiente también, aparecen esfuerzos de corte en los resultados utilizando FEM, este error es inherente al método y es una medida del error del mismo.

No obstante es necesario reducir el error, no sólo debido a la aparición de los esfuerzos de corte, que sabemos son nulos en este caso, sino también en las direcciones longitudinales, radiales y circunferenciales. Una forma de disminuir el error en un análisis por elementos numéricos es utilizar una malla más pequeña en las regiones donde se requiera un análisis detallado, esto es sólo en la región de interés; otro procedimiento, es emplear una malla más densa en todo el modelo, y por último aumentar el orden de las funciones de aproximación. El uso de los generadores de mallas ha reducido el tiempo que se utiliza para discretizar los modelos, sin embargo todavía el analista es quien debe evaluar si la malla es la adecuada. Una forma de reducir los errores que se producen al computar tensiones en modelos axisimétricos, es utilizar una SCL tangente a ambas superficies, exterior e interior. Si bien la explicación formal de este fenómeno es un tanto complicada, de forma intuitiva puede atribuirse a que las normales a los elementos que se ubiquen sobre la SCL, tienden a coincidir con las direcciones de las tensiones principales. Estas son generalmente las direcciones radial, circunferencial y longitudinal.

Los valores de tensiones determinados numéricamente se ingresaron en una planilla de cálculo. Los resultados se resumen en los siguientes gráficos donde también se comparan con las curvas que se obtienen utilizando las fórmulas 4.1 a 4.3. Sobre las abscisas se ubican las tensiones y sobre las ordenadas la distancia sobre la línea de clasificación de tensiones, respecto del nodo ubicado en la superficie interior.



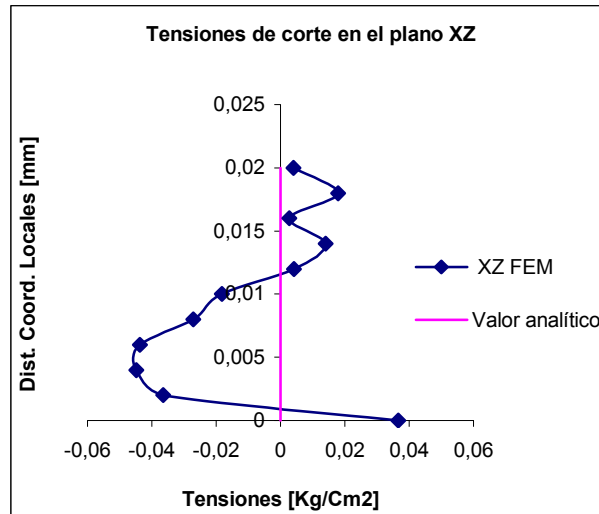


Figura 10. Comparación entre los valores hallados mediante el análisis por elementos finitos y las ecuaciones de 4.1 a 4.3.

Las tensiones graficadas arriba coinciden con las tensiones circunferenciales o transversales (dirección Y); radiales (dirección X) y las tensiones longitudinales (dirección Z). Teniendo esto en cuenta, la comparación con los valores calculados analíticamente es directa.

La tensión longitudinal σ_l , tal como puede apreciarse de la ecuación 4.3, consiste en la reacción del material para evitar que las tapas se desvinculen del cilindro. Dicho de otra forma, la presión ejerce sobre ambas tapas del cilindro una fuerza igual a la presión interna por el área plana de la misma, esta fuerza se transmite a través del cilindro desde un extremo a otro como una tensión igual al cociente de fuerza sobre las tapas y el área transversal del tubo. Esto es efectivamente una tensión de membrana. Las curvas de la Figura 10 muestran la distribución de tensiones hallada mediante el FEM, nótese que las discrepancias con los valores teóricos son insignificantes y responden, como se dijo anteriormente, a los errores asociados al método.

En cuanto a la distribución de tensiones radiales, puede verse que sobre la superficie interior coincide con la presión interna del tubo, mientras que en la superficie externa el valor es nulo. Esta distribución permite despreciar sus efectos sobre la estructura cuando el espesor resulta muy chico frente al radio interno, este hecho constituye la base de lo que se conoce como teoría de membrana. Los Códigos de aplicación consideran a esta tensión como secundaria (Q), pero debe linealizarse también para efectuar el análisis correspondiente.

Cuando se efectúan cálculos manualmente, ASME indica que para la determinación de la intensidad de tensión equivalente de las tensiones generales de membrana, deben considerarse las tensiones circunferenciales, determinadas mediante la ecuación de Laplace, y las tensiones radiales. En este caso debe tomarse la tensión secundaria Q a través del espesor como la mitad de la presión interna del recipiente, lo que representa una simplificación dentro del Código: Q varía linealmente a través del espesor. Mientras que cuando se desea efectuar la misma operación entre las tensiones primarias de membrana y

las tensiones secundarias se toma el punto más solicitado, esto es la superficie interna, aquí Q es igual a la presión interna y el valor de la tensión circunferencial es el hallado mediante la ecuación 4.2 correspondiente en esta superficie. Esto significa que, si bien la tensión radial se considera secundaria, debe tenerse en cuenta como si fuera de membrana cuando se calculan la intensidad de tensiones equivalente de membrana P_m .

Como se indicó anteriormente, el Código ASME propone simplificaciones respecto de la variación de la tensión a través del espesor cuando se efectúan cálculos manualmente. Si utilizamos modelos numéricos podemos aprovechar la versatilidad del análisis y considerar el valor medio de la tensión radial, cuando calculamos P_m . Es importante destacar que en este caso no existe esfuerzo de flexión a través del espesor sino que consideramos que la componente no lineal de la distribución de tensiones puede aproximarse a una componente provocada por un momento. ASME propone una variación lineal a través del espesor de las tensiones radiales, aunque nunca considera que ésta posea componentes de membrana y de flexión explícitamente, es decir, el Código considera que la tensión radial está compuesta por una tensión de membrana y una componente de flexión.

Las tensiones circunferenciales por otro lado, también varían de una forma no lineal, razón por la que puede pensarse que está conformada por dos componentes, una de membrana y otra de flexión. En realidad esta tensión es también una verdadera tensión de membrana, de hecho cuando se analizan tubos de pared delgada y se recurre a la ecuación de Laplace, se considera de esta manera.

$$\sigma_r = \frac{a \cdot p_i}{t} \quad \text{Donde } a: \text{ radio interno y } t: \text{ espesor} \quad (4.4)$$

Ecuación de Laplace

Las distinciones efectuadas respecto de las componentes de membrana y flexión, se vuelven importantes si se pretende realizar un análisis de acuerdo a los documentos de API y ASME no solo manualmente, sino cuando se utilicen programas de cálculo. Si no se conoce la formulación que estos utilizan para determinar tales componentes puede incurrirse en errores groseros. Teniendo todo lo indicado anteriormente en cuenta, podemos decir que:

- Las tensiones radiales son tensiones que aunque son secundarias deben considerarse en el cómputo de la intensidad de tensiones equivalente en la categoría de tensiones de membrana generales P_m .
- Las tensiones de membrana locales coinciden, en este caso, con las tensiones de membrana generales y por lo tanto no es necesario su análisis.
- No existen cargas de flexión reales en las direcciones radiales y circunferenciales en la región analizada, pero consideramos la existencia de componentes de flexión en el cálculo por definición de categorías de tensión.

- Si computamos la intensidad de tensiones de membrana primarias más las tensiones de flexión y tensiones secundarias manualmente, se requeriría la evaluación de las tensiones en la zona más solicitada exclusivamente, esto es, en la superficie interna del cilindro.
- No existen concentradores que provoquen tensiones pico en la sección analizada y por tratarse de un caso de carga estática no corresponde el análisis de fatiga.

Continuando con el análisis a partir de las ecuaciones, por definición la tensión de membrana es:

$$\sigma^m = \frac{1}{t} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma dx \quad (4.5)$$

Aplicando la ecuación anterior a las expresiones teóricas se obtienen los valores de las tensiones promedio o de membrana. Los valores hallados mediante este procedimiento se indican en la **Tabla 4.2**.

Utilizando la ecuación 4.6 se determinan los valores de las tensiones de flexión.

$$|\sigma^b| = \frac{6}{t^2} \int_{-t/2}^{t/2} \sigma \cdot x \cdot dx \quad (4.6)$$

La suma de las tensiones de membrana y flexión constituyen la siguiente categoría de tensiones que se debe analizar de acuerdo a los documentos que estamos considerando. Si existiera alguna clase de sollicitación de flexión externa deberíamos considerar el efecto producido por ésta, sin embargo puesto que no hay, el análisis continuará utilizando la distribución de tensiones resultante. En este caso los valores de las tensiones determinadas en forma teórica como numéricamente prácticamente son idénticos. Los valores máximos se encuentran sobre la superficie interior del recipiente y se indican en la **Tabla 4.2** también.

Categoría	Tensión Longitudinal	Tensión Circunferencial	Tensión Radial
Membrana (Pm)	-20Kg/cm ²	100Kg/cm ²	40Kg/cm ²
Membrana mas Flexión (P _L +P _b)	-50 Kg/cm ²	130 Kg/cm ²	40 Kg/cm ²

Tabla 4.2. Tensiones de membrana en las distintas componentes (Pm)

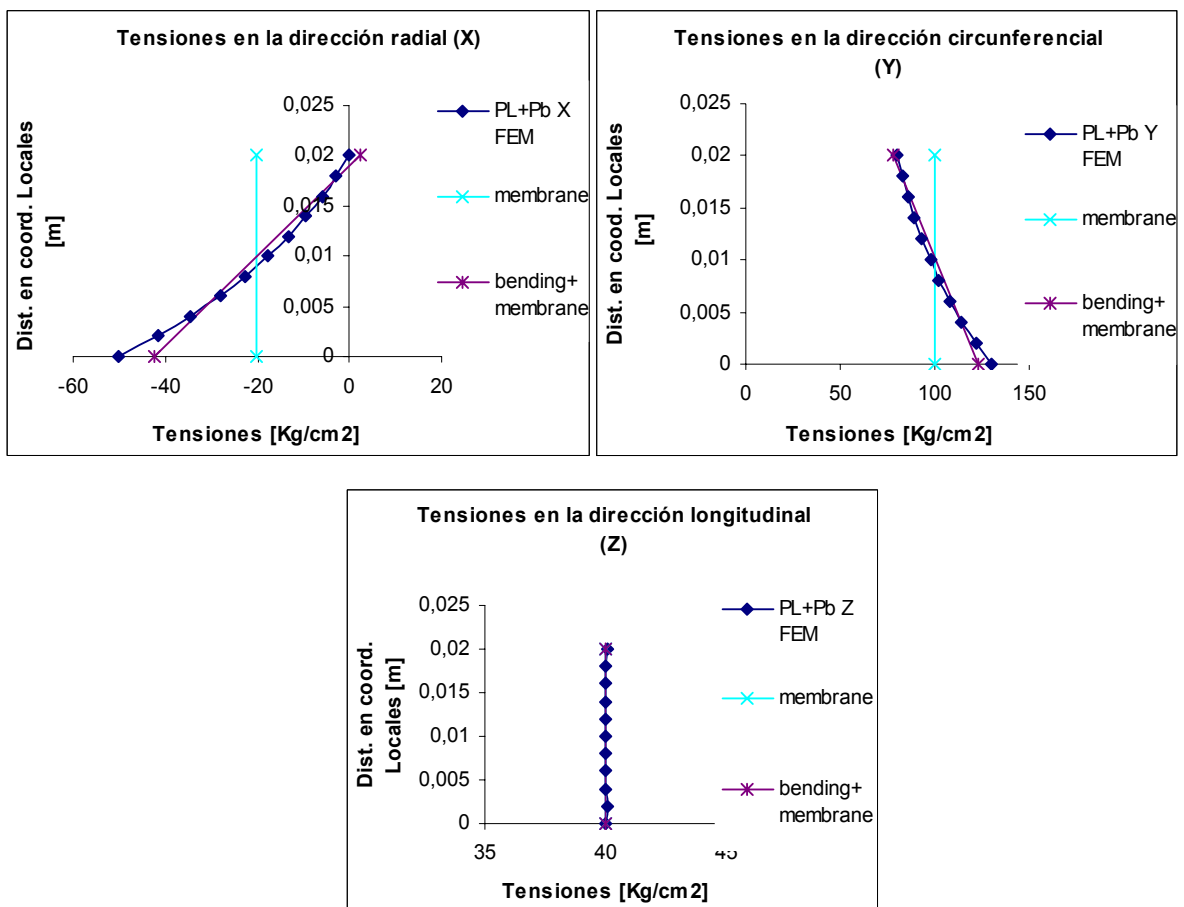
El análisis continúa considerando las tensiones secundarias que fueron omitidas en el caso anterior, éstas pueden estar provocadas por efectos térmicos o momentos flectores secundarios, pero al no analizarse ni fluctuaciones de temperatura ni las condiciones de

suportación del recipiente no tiene sentido continuar con este paso ya que los valores que se obtendrán son los mismos que se indicaron en la categoría anterior.

Luego, teniendo en cuenta todas las componentes del tensor de tensiones se determinan las intensidades de tensiones equivalentes utilizando las ecuaciones de Von Mises o de Tresca.

Si bien sabemos que los valores del corte hallados mediante el FEM son debidos al error asociado al método, consideraremos todas las componentes del tensor de tensiones para determinar el valor de las tensiones principales, y sólo a partir de estas tensiones hallaremos el valor de las intensidades de tensiones equivalentes. Esto se relaciona con consideraciones de origen práctico, ya que efectuar simplificaciones de este tipo ayuda a automatizar la tarea. Además no siempre será posible seleccionar una línea de clasificación de tensiones tal que las direcciones principales de tensiones se mantengan constantes a través del espesor del recipiente, y tampoco contaremos con las ecuaciones teóricas para calcular los estados tensionales en todos los casos.

Utilizando los gráficos de las distribuciones de tensiones halladas mediante el FEM y el procedimiento descrito en 3.2, se determinaron las componentes de tensiones. La **Figura 11** y la **Tabla 4.4** sintetizan el análisis.



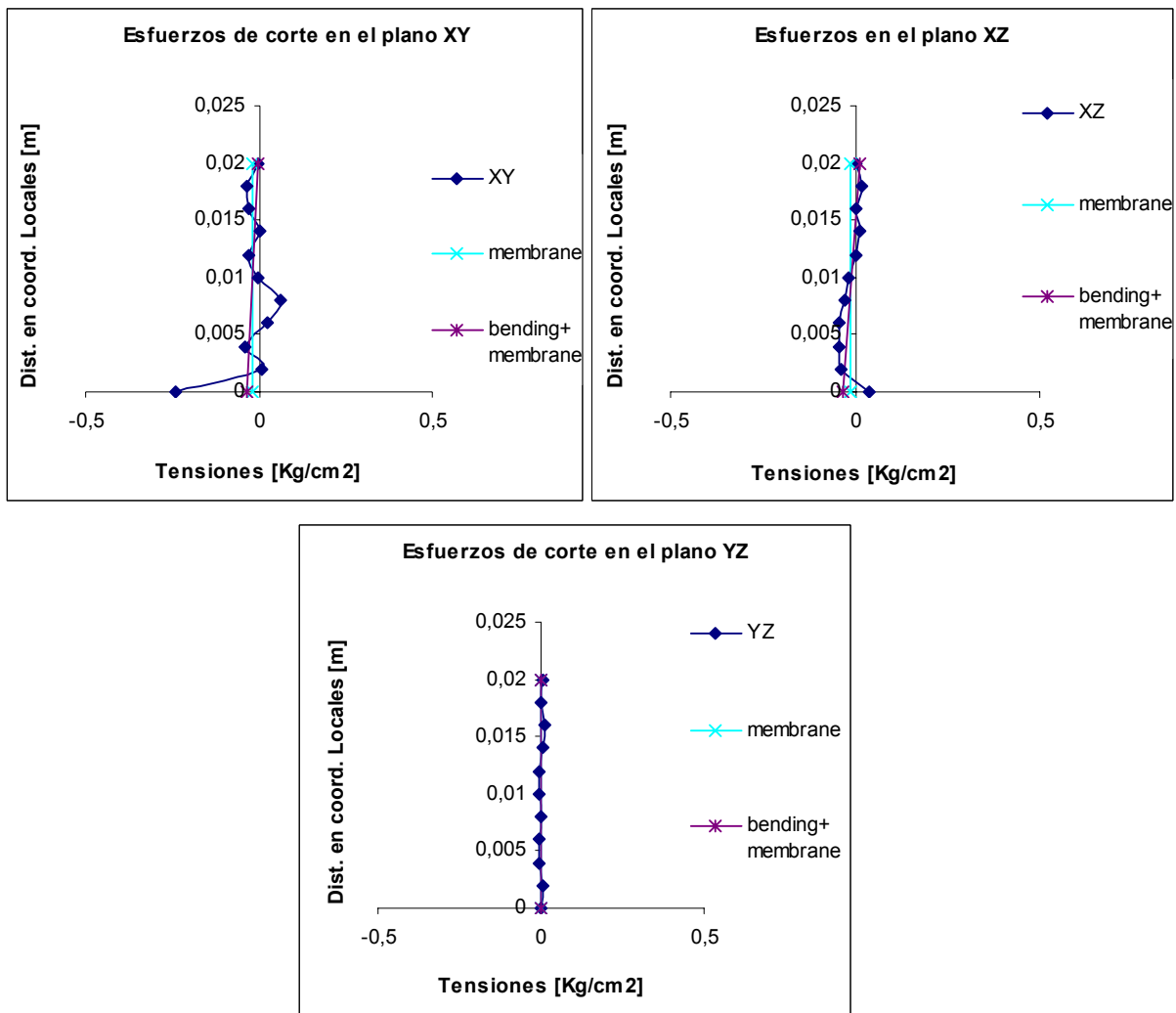


Figura 11. Tensiones sobre la SCL en las direcciones de los ejes globales.

En la **Tabla 4.3** se resume la información extractada de los gráficos de la Figura 11.

Tipo de tensión	X	Y	Z	Corte XY	Corte XZ	Corte YZ
Membrana	-20.03	100.07	40.01	-0.017	-0.011	$8 \cdot 10^{-4}$
Flexión	22.50	22.51	0.013	-0.017	-0.023	-0.002
Max.*	-42.52	122.57	40.02	-0.034	-0.034	-0.001
Max.**	-49.97	130.00	40.05	-----	-----	-----

* AL no haber concentrador, las tensiones de fatiga son iguales a las tensiones de shakedown.

** Estos son los valores obtenidos mediante el FEM, puesto que sabemos que no hay concentradores ni tensiones secundarias que considerar, podemos adoptar estos valores como si fueran la suma de las tensiones primarias, secundarias y pico. De hecho en las direcciones X, Y y Z es lo que resulta más conservativo, las diferencias en los valores se deben a la linealización. No se consideran los valores de las tensiones de corte puesto que son del orden del error de la salida del FEM

Tabla 4.3. Valores hallados partiendo de los resultados del FEM.

Los valores calculados son notablemente similares a los determinados mediante las ecuaciones analíticas 4.1 a 4.3 y el respectivo análisis tensional. Ver **Tabla 4.4**.

Tipo de tensión	X	Y	Z	Corte XY	Corte XZ	Corte YZ
Membrana	-20.0	100.00	40.00	0.00	0.00	0.00
Flexión	23.8	23.80	0.00	0.00	0.00	0.00
Max.**	-50.0	130.00	40.00	0.00	0.00	0.00

*** Al igual que en el cuadro anterior, se consideraron pico las tensiones que resultan de la diferencia entre la distribución de tensiones hallada mediante FEM y PL+Pb. .*

Tabla 4.4. Valores hallados partiendo de las ecuaciones 4.1 a 4.3

En las dos últimas tablas puede apreciarse que existen diferencias insignificantes entre los valores de las tensiones medias calculados a partir de los datos del FEM y de las ecuaciones 4.1 a 4.3. Las discrepancias se vuelven un poco más importantes en el caso de las tensiones de flexión. Estas últimas no pueden atribuirse sólo al FEM, sino más bien a la densidad de la malla en la SCL. Estamos aplicando una integración discreta, el método es aproximado y, además postprocesamos los valores que nos entrega el FEM en una planilla de cálculo utilizando no más de tres decimales, que es lo que podemos leer de la salida del programa. Estos errores pueden disminuirse utilizando mayor cantidad de muestras, lo que redundaría en una malla más densa sobre la SCL. Por otro lado, si bien por definición no tenemos tensiones pico en esta región alejada de toda discontinuidad, siempre resultará conservativo considerar como tensión pico a la diferencia de la distribución hallada y las tensiones linealizadas siempre y cuando el valor máximo sea mayor que el hallado como suma de las tensiones de membrana y de flexión. Esto significa que al analizar las tensiones máximas a partir del FEM debemos considerar en este caso que la suma de las tensiones de primarias, secundarias y pico son los valores indicados como Max.*, para la dirección X y Max** para las demás, en el cuadro correspondiente.

En la **Figura 12** se comparan las curvas que representan las intensidades de tensiones equivalentes para cada categoría de acuerdo a los lineamientos de API 579 RP.

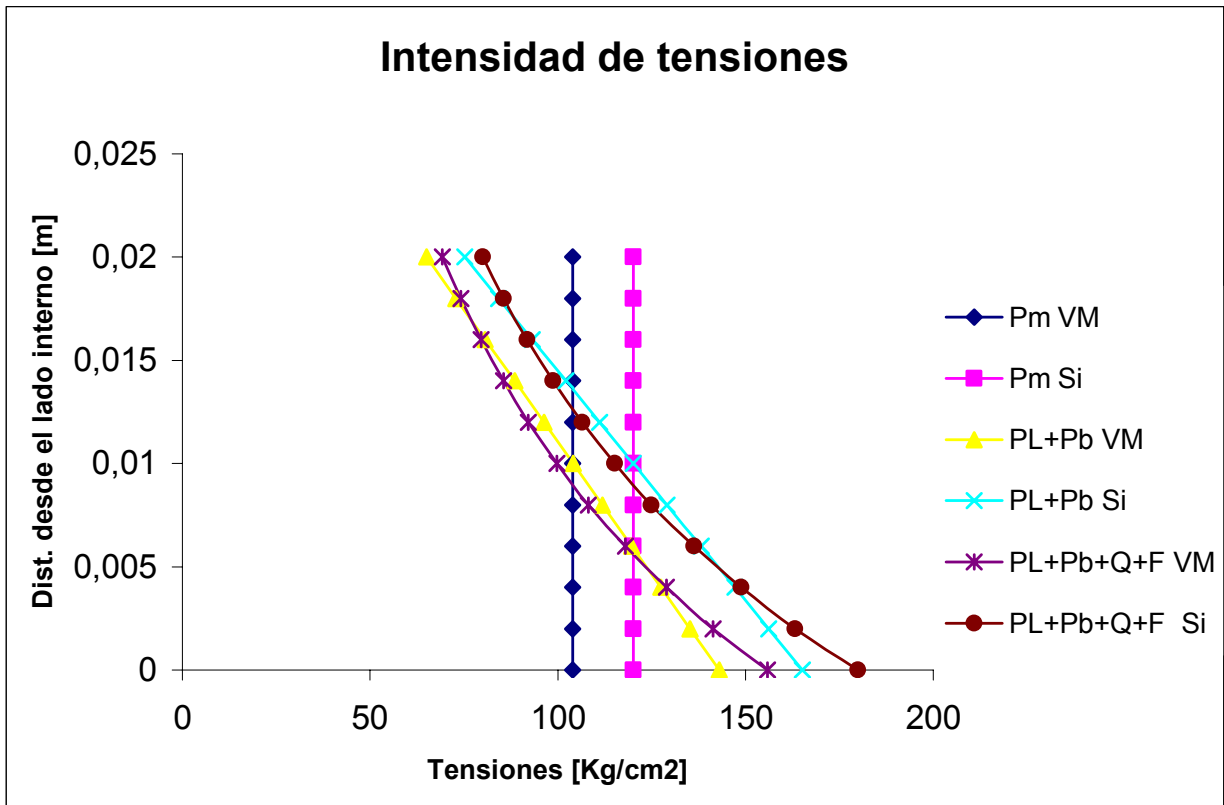


Figura 12. Intensidades de tensiones equivalentes

La curva azul y la magenta, representan la intensidad de tensiones de VM y de Tresca para las tensiones de membrana. La misma se calcula utilizando los valores de las tensiones de membrana determinados mediante la linealización de las seis componentes del tensor de tensiones y, a partir de la ecuación:

$$\sigma_{vm} = \left\{ \frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 \right] + \frac{6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)}{2} \right\}^{1/2} \quad (4.7)$$

Donde el subíndice representa la componente de tensiones mientras que σ y τ indican si la componente es perpendicular a uno de los ejes o si se trata de una componente de corte.

La curva amarilla y la cian, representan la intensidad de tensiones de VM y Tresca para las tensiones de flexión más las de membrana. Nótese que la linealización de cada componente no implica que las tensiones equivalentes sean lineales también.

Las últimas dos curvas en violeta y marrón, representan las tensiones de VM y de Tresca para las tensiones de flexión, membrana y pico. En este caso, coinciden con las que se obtienen mediante el programa de FEM. Cuando se desee incorporar algún defecto, entalla o discontinuidad geométrica, estos deberán incluirse en el modelo y adecuar la malla para que los resultados sean representativos.

Corresponde ahora evaluar si el componente verifica las condiciones especificadas por la ASME BPVC y por API 579. En el cuadro de resumen que se muestra a continuación se sintetiza este análisis. **Tabla 4.5.**

Pm		PI+Pb		PI+Pb+Q		PI+Pb+Q+F	
VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca
104.01	120.10	143.03	165.16	155.86	179.97	155.86	179.972
<i>kSm</i>		1.5 <i>kSm</i>		3 <i>Sm</i>		Sa	
2386		3579		7158		--	
Verifica		Si		Si		Si	
Si		Si		Si		Si	

Todos los valores en Kg/cm²

Tabla 4.5. Verificación de intensidad de tensiones.

No corresponde calcular el valor de la tensión cíclica admisible Sa, puesto que consideramos un caso de carga estática y la tensión de rotura del material (420Mpa), no supera los 552 Mpa. (ASME BPVC VIII Div.2, parágrafo AD- 160.2.) El ejemplo que estamos analizando es muy sencillo pero permite identificar fácilmente las tensiones que actúan, justificar la interpretación del Código que presentamos anteriormente y además brinda una clara comprensión del procedimiento de categorización de tensiones y el cómputo asociado.

4.2 Cilindro sometido a presión interna con soporte interno

Hemos visto en 2.2, que el Apéndice B de API RP 579, presenta a modo de ejemplo un diagrama de distribución de tensiones que, aparentemente podría utilizarse para determinar las componentes de membrana, flexión y pico (ver Fig. 2 b). El procedimiento empleado para la construcción de este gráfico merece algunas críticas. Si bien es correcto que las curvas de tensiones de membrana y membrana más flexión deben cruzarse en la mitad del espesor, esto no significa, que la curva obtenida mediante FEM, deba cruzar a las anteriores en el mismo punto. El gráfico de la Fig. 2 b está aparentemente construido de la siguiente forma:

1. A través de la mitad del espesor se traza una línea paralela al eje de abscisas hasta alcanzar la curva determinada mediante FEM. El valor de tensiones correspondiente a este punto es la tensión de membrana.

2. Se traza una línea desde el extremo opuesto al defecto o concentrador (en el caso de la figura, es un concentrador debido a un soporte interno), y que pase por el punto que se determinó anteriormente. La curva hallada de esta forma representa la suma de las tensiones de flexión y de membrana.
3. La diferencia de tensiones entre el valor máximo determinado en la zona donde se encuentra el concentrador y la curva hallada mediante el procedimiento anterior representa las tensiones pico.

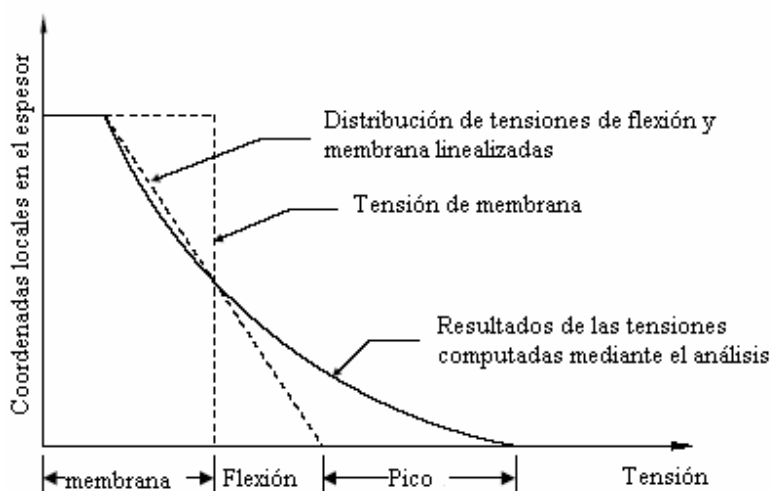


Figura 2 b. Determinación de tensiones sobre la SCL según API RP 579.

El procedimiento, aunque sencillo, es engañoso y no está de acuerdo con las definiciones de tensión de membrana ni de flexión. Sin embargo el inconveniente va más allá de razones semánticas. La categorización propuesta por el Código y la Práctica Recomendada fue adoptada teniendo en cuenta los posibles modos de falla del componente. Basta con considerar el análisis del cilindro sometido a presión sin soporte interno, parágrafo 4.1, donde puede apreciarse de los gráficos que la tensión de membrana en cada componente resulta mayor que la tensión que se obtendría si practicáramos un análisis similar al de la **Figura 11** descrito en el inciso Primero. En general la tensión de flexión hallada de esta forma, resultará menor al valor que corresponde por definición. Además aparecen valores de tensiones pico que en realidad no son tales, por lo tanto no serían incluidos en análisis estáticos cuando deberían ser consideradas como parte de la componente de flexión.

El caso que vamos a analizar es análogo al anterior con el agregado de un soporte rígido en el tramo cilíndrico. Dada la simetría del caso se modeló la geometría de un cuarto de recipiente y se tomó un grupo de elementos en forma de anillo del lado interior a los que se les impuso un desplazamiento nulo. En realidad, existe un desplazamiento que consideraremos despreciable pues la rigidez del soporte es mucho mayor a la del resto del recipiente.

Se determinaron los puntos más solicitados a partir de la distribución de tensiones equivalentes de Von Mises, entregada por el programa de FEM. Utilizando el método de clasificación propuesto en el párrafo 3.2 se determinaron las componentes de membrana, flexión y pico. Los diagramas de las distribuciones de tensiones en coordenadas globales son los que se muestran en las **Figuras 14 y 15**.

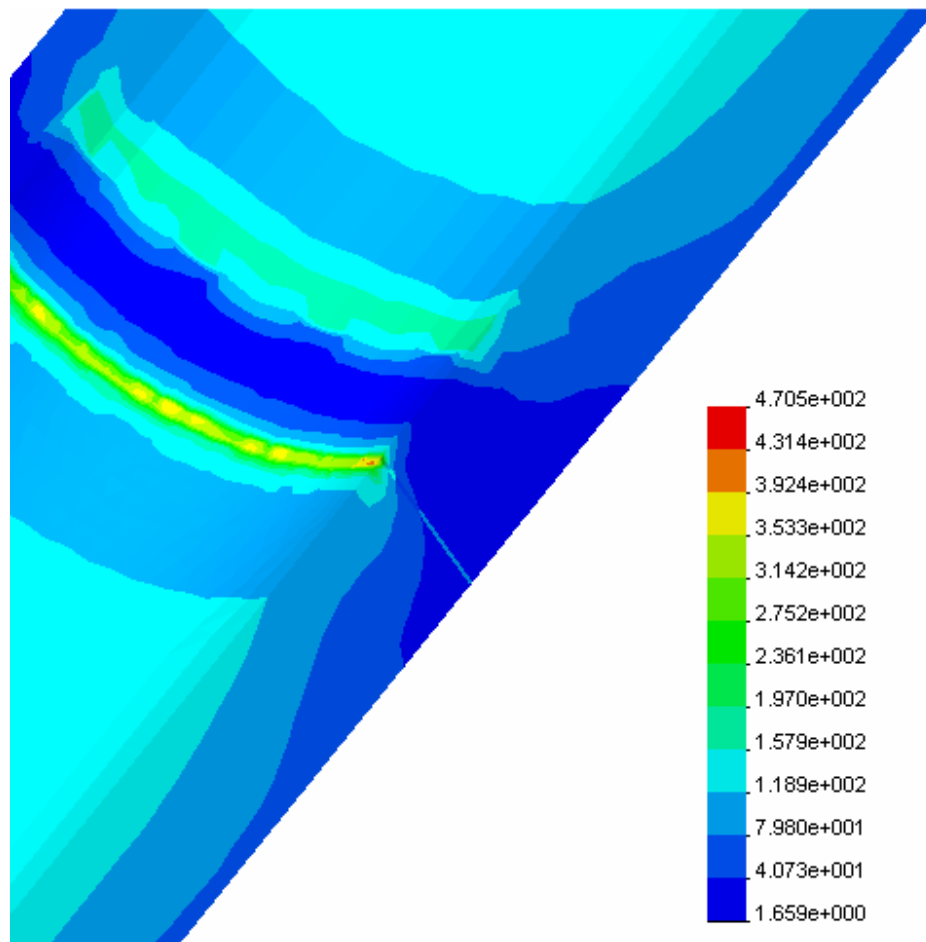


Figura 14. Distribución de tensiones equivalentes de VM [Kg/cm^2] y SCL en perspectiva isométrica.

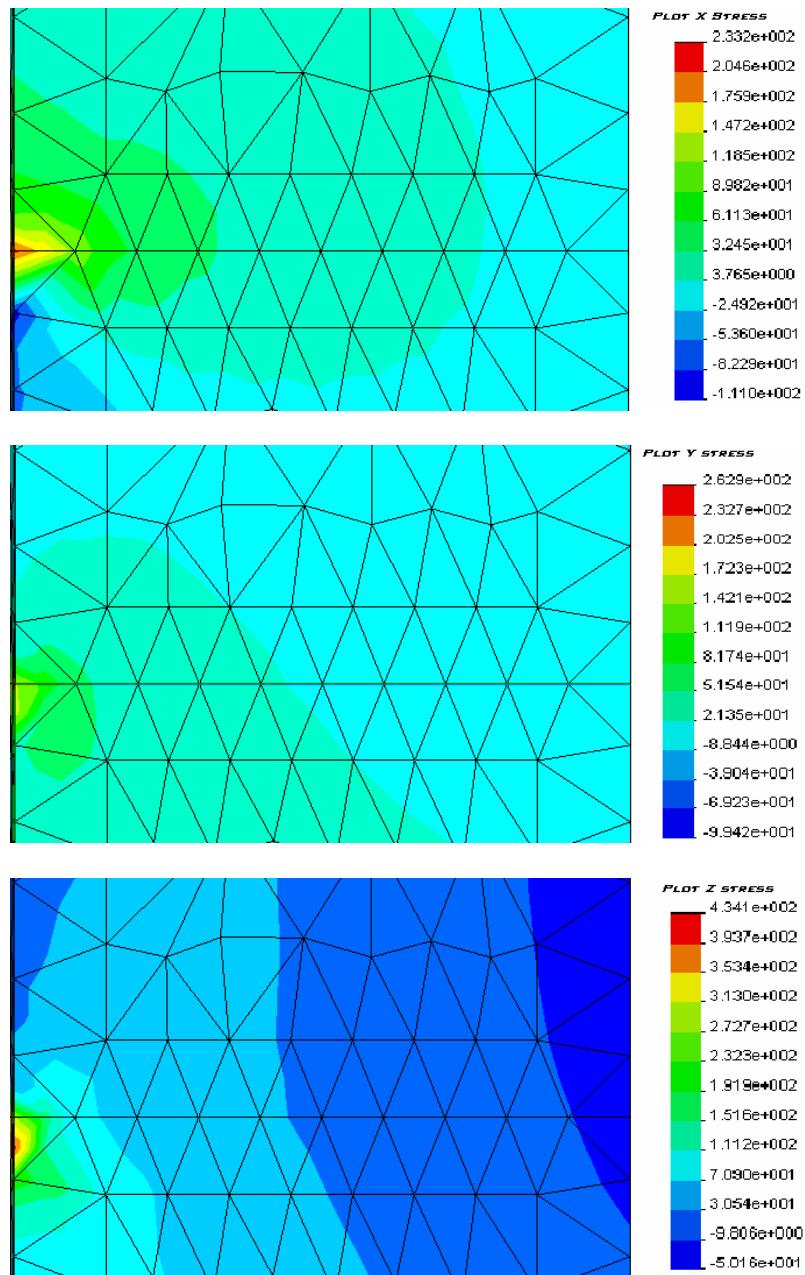


Figura 15.a. Tensiones sobre la SCL en las direcciones de los ejes coordenados globales en Kg/cm^2 .

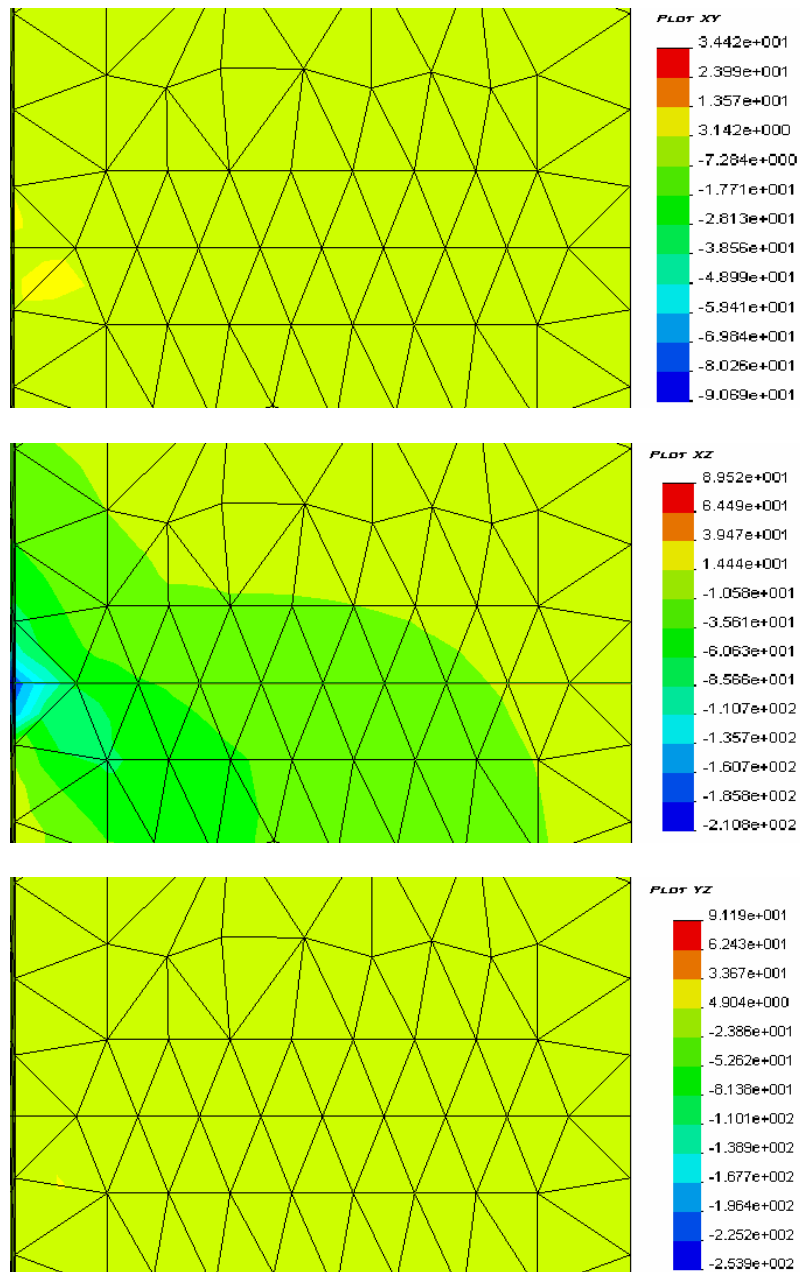
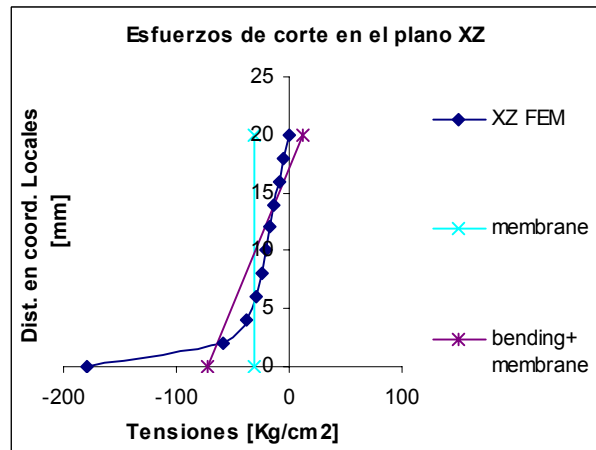
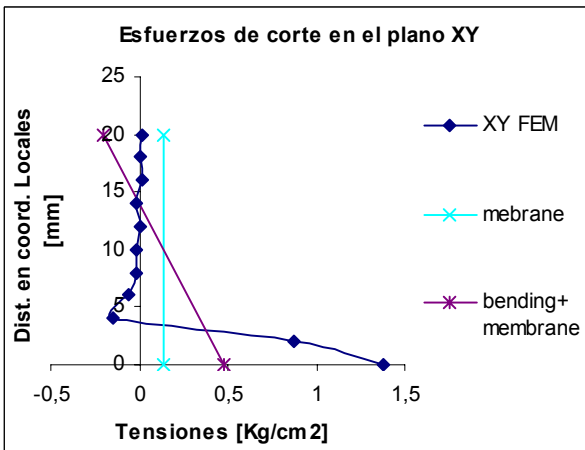
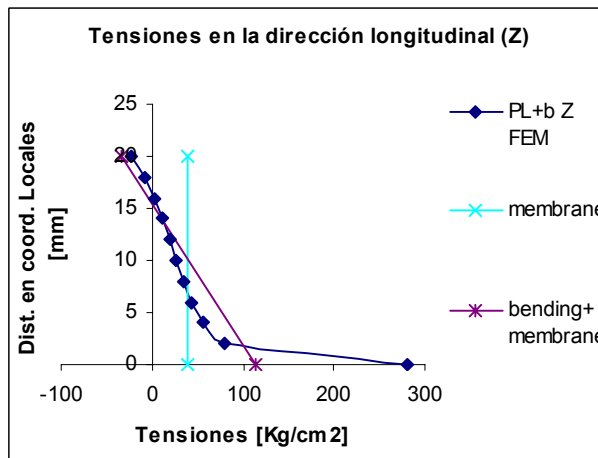
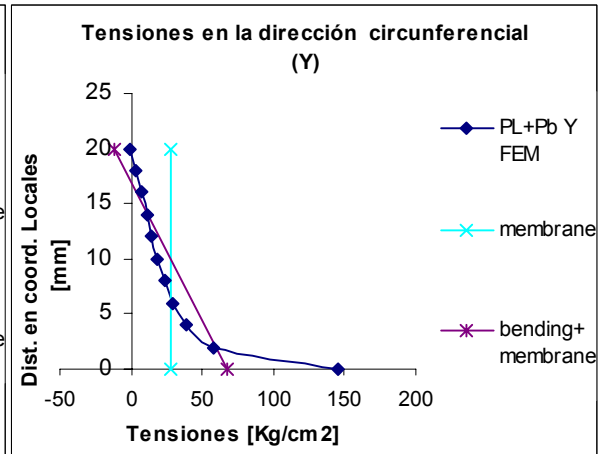
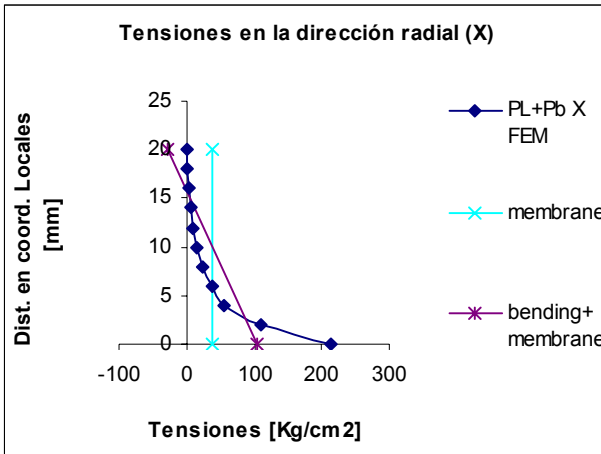


Figura 15.b. Tensiones de corte sobre la SCL en Kg/cm².

Las categorías de tensiones se determinaron mediante el método descrito en el párrafo 3.2 y, las distribuciones de tensiones halladas mediante este procedimiento se aprecian en los gráficos de la **Figura 16**.



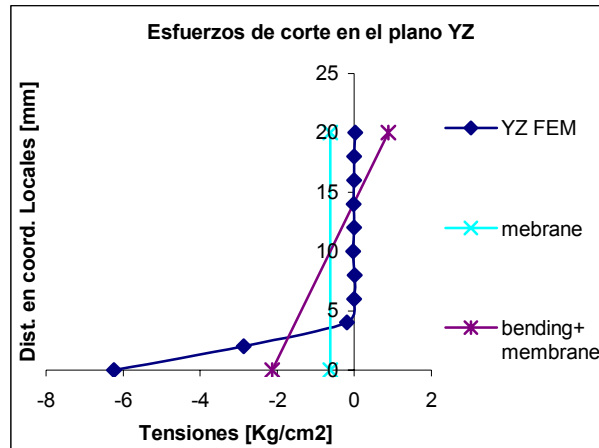


Figura 16. Tensiones sobre la SCL en las direcciones de los ejes globales.

En la **Tabla 4.6** se presentan los valores de las componentes de tensión determinadas de esta forma, expresadas en Kg/cm² son:

Tipo de tensión	Radial	Circunferencial	Tangencial	Corte XY	Corte XZ	Corte YZ
Membrana	37.33	27.82	39.27	0.133	-30.30	-0.62
Flexión	66.46	39.63	73.97	0.034	-42.86	-1.51
Max.*	214.27	145.79	281.52	1.375	-179.11	-6.240

* Siempre refiriéndonos a los máximos valores.

Tabla 4.6. Valores de las componentes de tensiones calculadas.

En la **Figura 17** se indican los valores de las intensidades de tensión equivalentes para las distintas categorías, según API y ASME, nuevamente, utilizaremos tanto el criterio de Von Mises como el de Tresca. Se muestra la comparación de las curvas que representan las intensidades de tensiones equivalentes para cada categoría utilizando los dos criterios de fluencia aceptados por API 579 RP. Puede apreciarse que mediante los dos criterios se obtienen valores que no difieren en más de un 15 % para cada categoría.

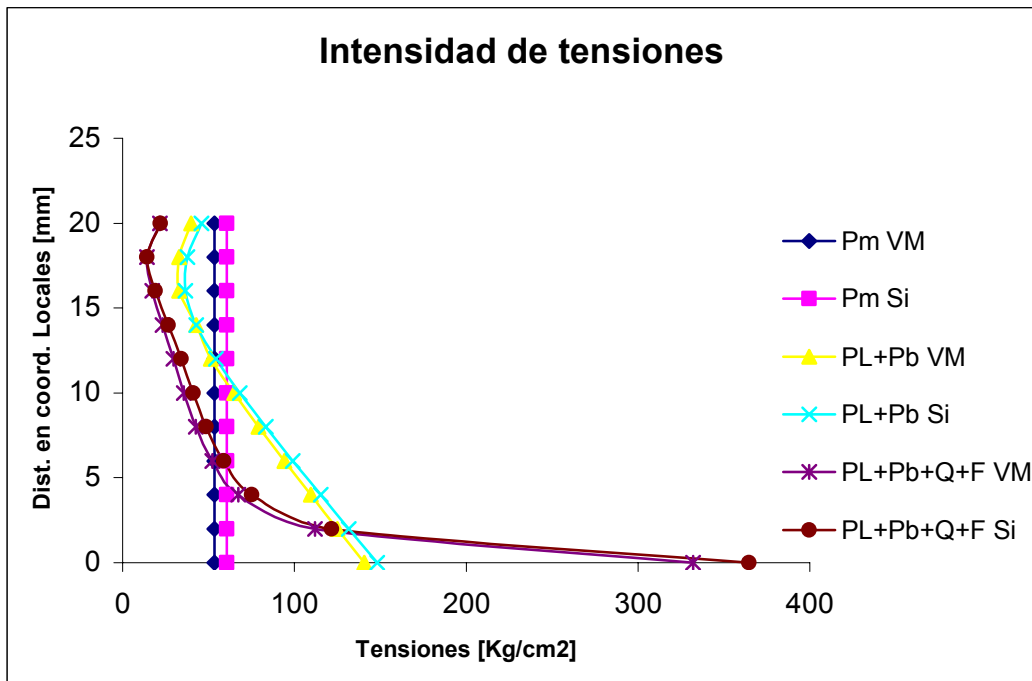


Figura 17. Intensidades de tensiones equivalentes.

La curva azul y la magenta, representan la intensidad de tensiones de VM y de Tresca para las tensiones de membrana. La curva amarilla y la cian representan la intensidad de tensiones de VM y Tresca para las tensiones de flexión más las de membrana. Las curvas en violeta y marrón, representan las tensiones de VM y de Tresca para las tensiones de flexión, membrana y pico. Nuevamente, coinciden con las que se obtienen mediante el programa de FEM. A continuación analizamos las condiciones impuestas por API y ASME.

- Para Pm:

Von Mises 53.56 Kg/cm²
Tresca 60.65 Kg/cm²

Como $kSm = 2386 \text{ Kg/cm}^2$ El componente verifica esta condición.

- Para el valor máximo de PL+Pb:

Von Mises 140.68 Kg/cm²
Tresca 148.31 Kg/cm²

Como $1.5kSm = 3579 \text{ Kg/cm}^2$ El componente verifica esta condición.

- No tenemos cargas de origen térmico y en todo caso, la única discontinuidad que podría presentar dificultades es la unión con los cabezales, sin embargo, la tensión en esta región de

mucho más baja que la que podemos encontrar en la región en la que se encuentra el soporte interno.

El análisis mediante FEM entrega el valor de las tensiones de membrana más las de flexión, por lo tanto se torna engorroso determinar las componentes de flexión secundaria Q en forma separada de la flexión primaria Pb. En la Fig. 14 se observa la salida del programa en tensiones de VM, existen componentes de flexión muy locales Q en la región de la discontinuidad, y otras que son las verdaderas tensiones de flexión primarias Pb. En realidad el gráfico nos muestra una salida más compleja, las tensiones equivalentes provocadas por todas las condiciones que han sido añadidas al modelo, no obstante resulta útil detectar la existencia de ambas componentes de flexión. Cuando el espesor del cilindro es inferior a la décima parte del radio interior estamos en presencia de una verdadera membrana, en este caso discernir entre una componente de flexión local y otra principal se vuelve aún más complicado. Puede omitirse el análisis de las tensiones primarias más secundarias y sólo analizar, tensiones primarias, ya que los esfuerzos de flexión locales no pueden considerarse como concentrados en una parte pequeña del espesor.

- No consideramos variaciones de presión, por lo tanto podemos suponer que la distribución de tensiones es suficiente para evitar el análisis a la fatiga si todas las condiciones anteriores se cumplen. En el caso en el que existan fluctuaciones de presión, debemos primero analizar si corresponde el cálculo a la fatiga o no según lo indicado en AD-160 y subsiguientes en ASME VIII-2 o B.5.4 de API RP 579.

Con el procedimiento descrito, obtenemos los valores que se muestran en la **Tabla 4.7**. Debe notarse que el factor de concentración de tensiones para este caso es 2.5 según lo indicado en el cuadro de factores de concentración de tensiones admitidos por ASME en el párrafo 2.2, tabla 1.2.

Pm		PI+Pb		PI+Pb+Q		PI+Pb+Q+F	
VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca
53.56	60.65	140.68	148.31	331.93	364.70	829.83	911.75
<i>kSm</i>		1.5 <i>kSm</i>		3 <i>Sm</i>		<i>Sa</i>	
2386		3579		7158		--	
Verifica		Si		Si		Si	

Todas las medidas en Kg/cm²

Tabla 4.7. Verificación de intensidad de tensiones.

4.3 Evaluación de tensiones en un recipiente encamisado.

El objeto de esta sección es presentar el método de categorización de tensiones aplicado a un caso real, en el cual, se verificó el estado tensional de un recipiente con una geometría compleja para verificar la conformidad con las tensiones admisibles según las categorización propuesta por los documentos de aplicación. Previamente a la verificación e interpretación del método, requerimos efectuar un análisis y revisión de los antecedentes y los datos de campo, en particular en lo referido a los ciclos de carga, los ciclos de temperatura y presiones esperados, características de los materiales y dimensiones de los componentes del equipo.

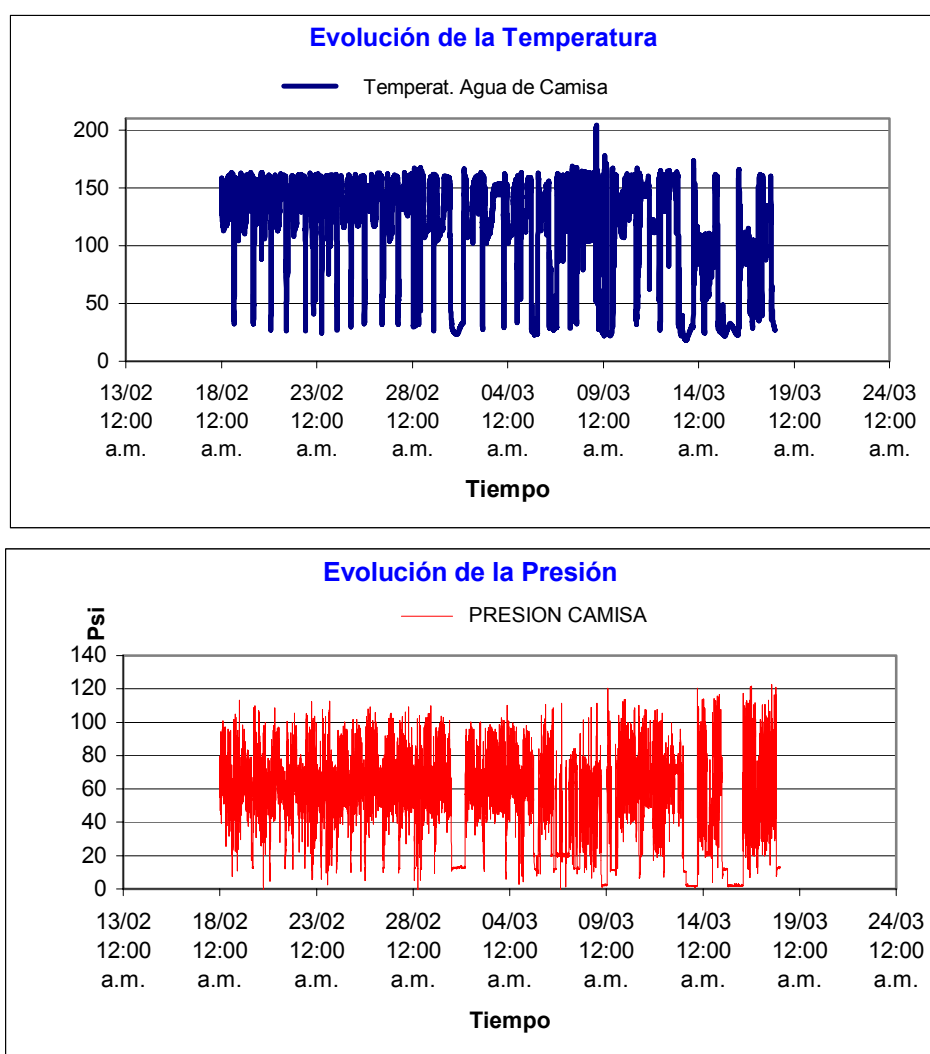


Figura 18. Evolución de las variables en el recipiente.

La **Figura 18**, muestra las variaciones de presión y temperatura en un período de aproximadamente un mes. Pueden apreciarse variaciones horarias de poca amplitud en

ambos gráficos. Sin embargo, existen amplitudes de presión diarias de 120 Psi (8.27 Bar), y marcadas amplitudes de temperatura de casi 150 °C.

La configuración original del recipiente encamisado es la que se muestra en la **Figura 19**. En la misma figura se aprecia la región donde se han encontrado y reparado fisuras y pérdidas en la unión entre la camisa y el casquete. Un detalle de la misma región se muestra en la **Figura 20**.

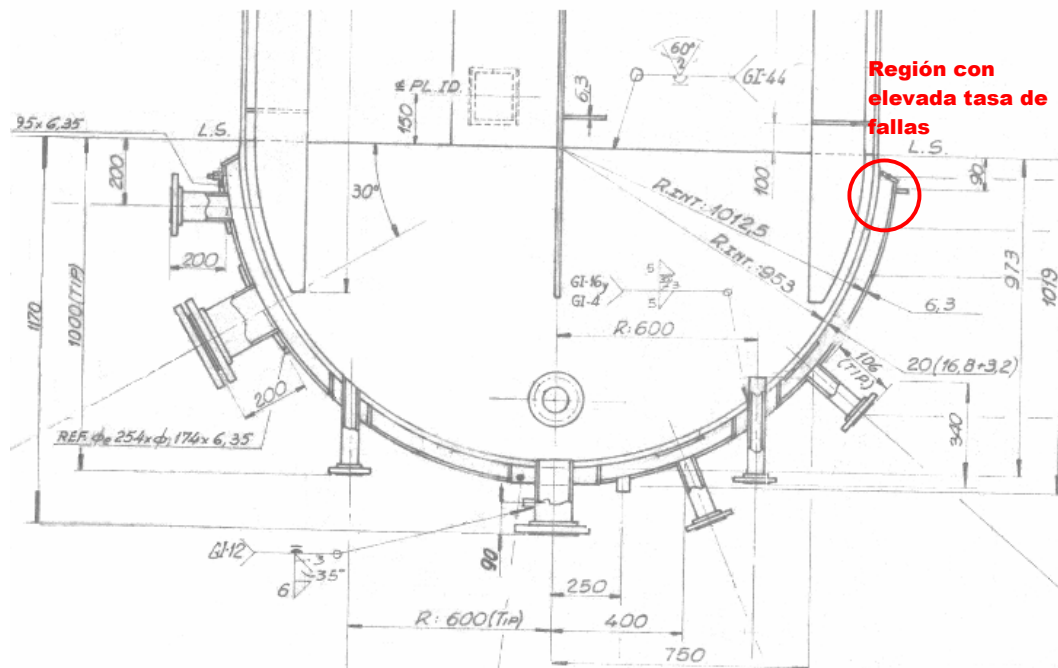


Figura 19. Dimensiones del equipo.

El lado interno del recipiente, izquierda en la Fig.20, contiene un fluido de proceso a una presión de 90 Psi (6.20 Bar), mientras que por la camisa circula agua, a veces mezclada con vapor, cuya variación de presiones y temperatura puede apreciarse en la Fig. 18. Los datos de construcción resumidos en la placa de identificación del equipo son los siguientes. **Tabla 4.8.**

Datos de placa del recipiente encamisado	
Código de Construcción: ASME Secc. VIII Div. 1	
Presión de diseño: Lado proceso	10.5/-1 Kg/cm ² Lado camisa 10.5 Kg/cm ²
Temperatura de diseño: 260° C (ambos lados)	
Corrosión admisible: Lado proceso	0 mm Lado camisa 1.6 mm

Tabla 4.8. Datos de placa del recipiente encamisado.

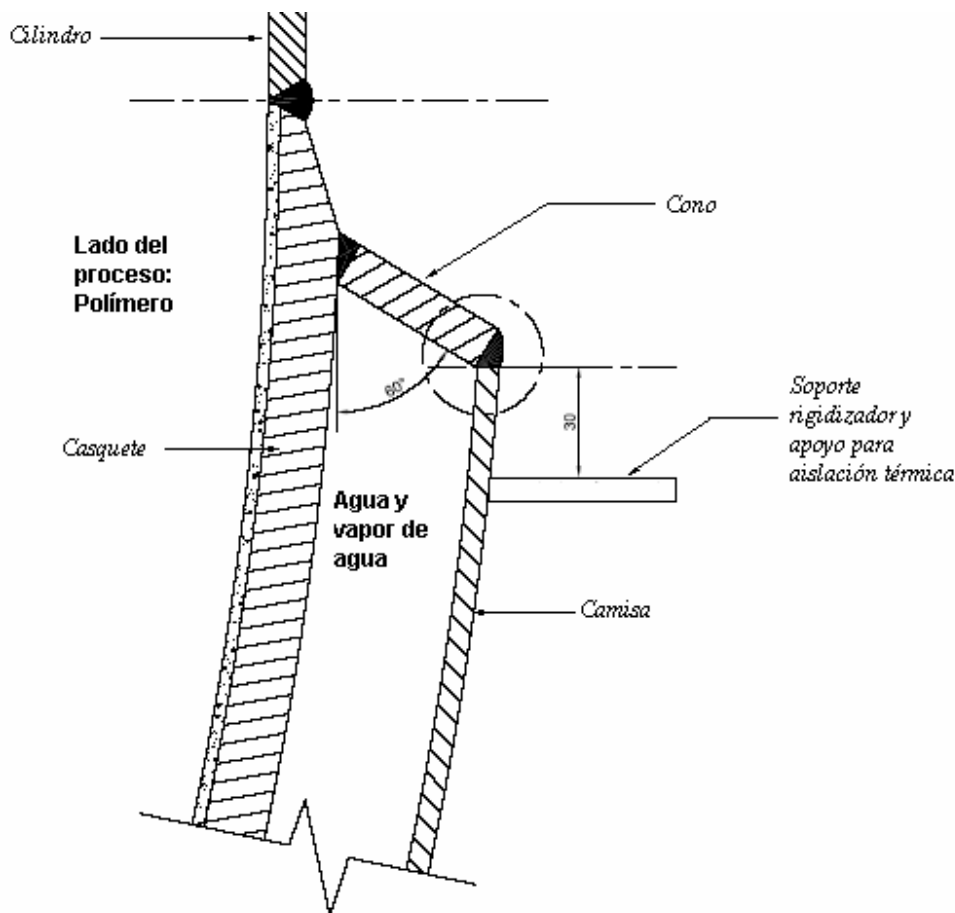


Figura 20. Configuración original en la unión cono-camisa.

El recipiente, de una antigüedad de 20 años, fue construido de acuerdo a los requisitos previstos por la División 1 de la Sección VIII del Código ASME BPVC, por lo tanto no se previó una evaluación a la fatiga. Cuando existen ciclos de carga resulta conveniente utilizar, al menos como guía, los conceptos de la División 2, y cuando la temperatura supere los límites permitidos por esta, se pueden aplicar los criterios de la Sección III-H o de B 31.3 del mismo Código si las demás condiciones según VIII 1 o 2 se cumplen también.

El material original para la camisa, un acero inoxidable duplex ASTM A 240 Sandvik SAF 2205, tiene una tensión de rotura que oscila entre 680 y 880 Mpa. El material propuesto para la reparación es un acero inoxidable austenítico SA 316 L cuya tensión de rotura es de 490 Mpa.

Si bien ASME BPVC indica que se puede definir la tensión admisible como $2/3$ de la tensión de fluencia o $2/7$ de la tensión de rotura, debemos tener en cuenta las propiedades del material a la temperatura de operación, las tensiones admisibles para el acero duplex y para el SA 316 a 150°C son 150 y 101 Mpa. El electrodo utilizado en la reparación tiene

una tensión de fluencia 0.2 de 380 Mpa y una carga de rotura de 620 Mpa con una elongación del 35%.

Una vez que las dimensiones y la geometría fueron definidas, se llevó a cabo el análisis numérico para distintas configuraciones, entre ellas el modelo original construido según los lineamientos de la División 1 de ASME BPVC VIII [3]. Las condiciones de borde fueron impuestas considerando sólo las cargas mecánicas, esto es, se consideró que las tensiones provocadas por los ciclos térmicos son despreciables puesto que las deformaciones provocadas por los incrementos de temperatura son menores que 0.00034*.

Se construyeron las mallas para implementar el FEM, primero de forma general y posteriormente se aumentó la densidad de la malla en las líneas de clasificación de tensiones que se utilizaron en cada modelo sobre los puntos críticos. En todos los casos, dichos sitios se detectaron por inspección, a partir de los diagramas de tensiones equivalentes que se obtienen directamente como salida del programa.

Las uniones soldadas fueron modeladas uniendo distintas placas y considerando la continuidad geométrica. De acuerdo a los métodos de API y ASME, se supuso un comportamiento lineal elástico. En los análisis que se describen a continuación se consideran cargas mecánicas la presión de la camisa de 120 Psi, la del lado del proceso de 90 Psi y los esfuerzos provocados por estas.

4.3 Análisis de la configuración original

En las **Figuras 21** y **22** se muestra la salida del programa en tensiones de Von Mises. Puede apreciarse que la región más crítica es la zona de la unión soldada entre el cuerpo de la camisa y el cono superior, que es efectivamente la región donde habían ocurrido fallas reiteradas debido a la aparición de fisuras.

* Cuando $\Delta T(\alpha_1, \alpha_2)$ es menor que 0.00034 no se requiere analizar los ciclos provocados por variaciones de temperatura iguales a ΔT . En la ecuación α son los coeficientes de expansión térmica de los materiales en la unión.

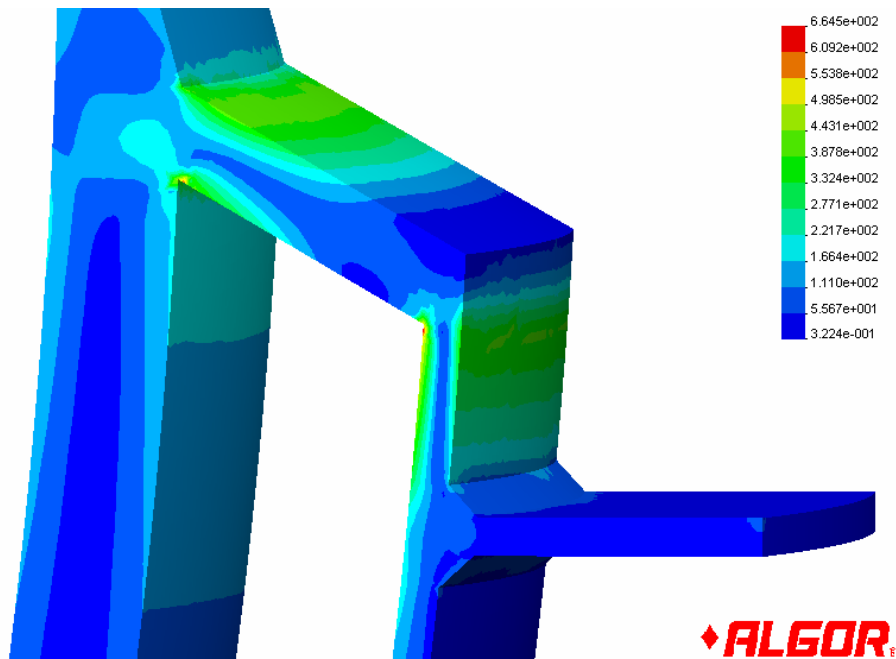


Figura 21. Tensiones de Von Mises a través del espesor de los componentes.

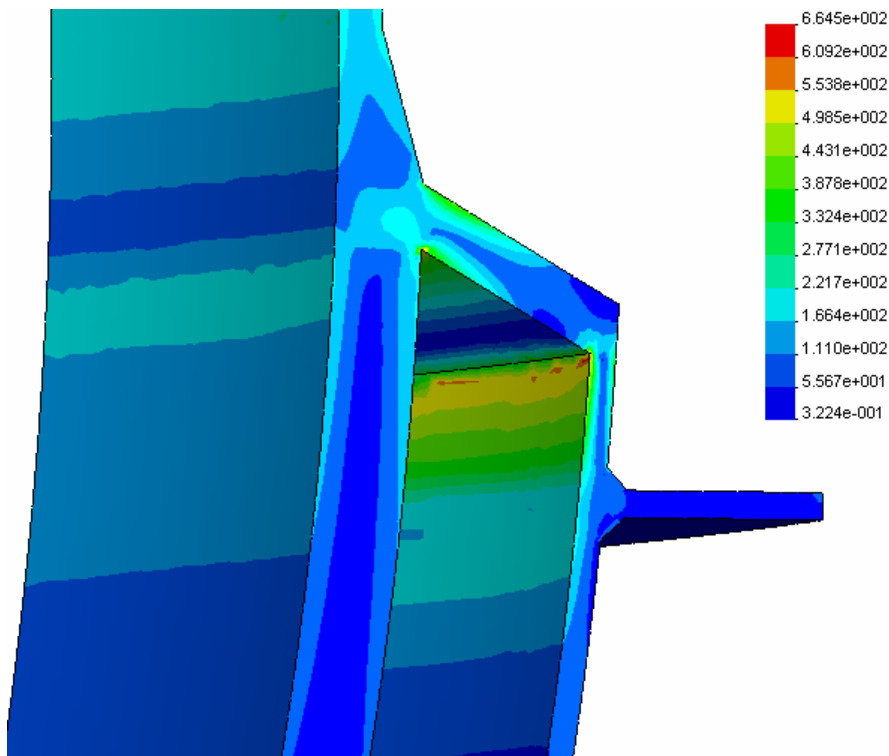


Figura 22. Tensiones de Von Mises en el lado interior de la camisa.

Nótese también que la salida del programa permite identificar las regiones donde aparecen esfuerzos de flexión, en particular en las uniones del cono con el cilindro y con la camisa.

Esto se hace evidente en forma de líneas de igual tensión equivalente que son paralelas a las superficies del recipiente. Las tensiones equivalentes en la unión entre el cono y la camisa en el lado interno son del orden de los 343 Mpa. Adyacente a estos últimos se encuentra la zona más crítica que se aprecia en la Fig. 22 como puntos de color rojo en la zona interior de la camisa. Esta región no coincide exactamente con la unión debido a la existencia de tensiones secundarias de flexión o de continuidad Q. Resulta importante destacar que si bien en el modelo se aprecian puntos rojos separados uno de otro esto se debe a la discretización y el tamaño de la malla, que fue reducido sólo en la región de la unión. Las tensiones resultantes en coordenadas globales se muestran en la **Figura 23**.

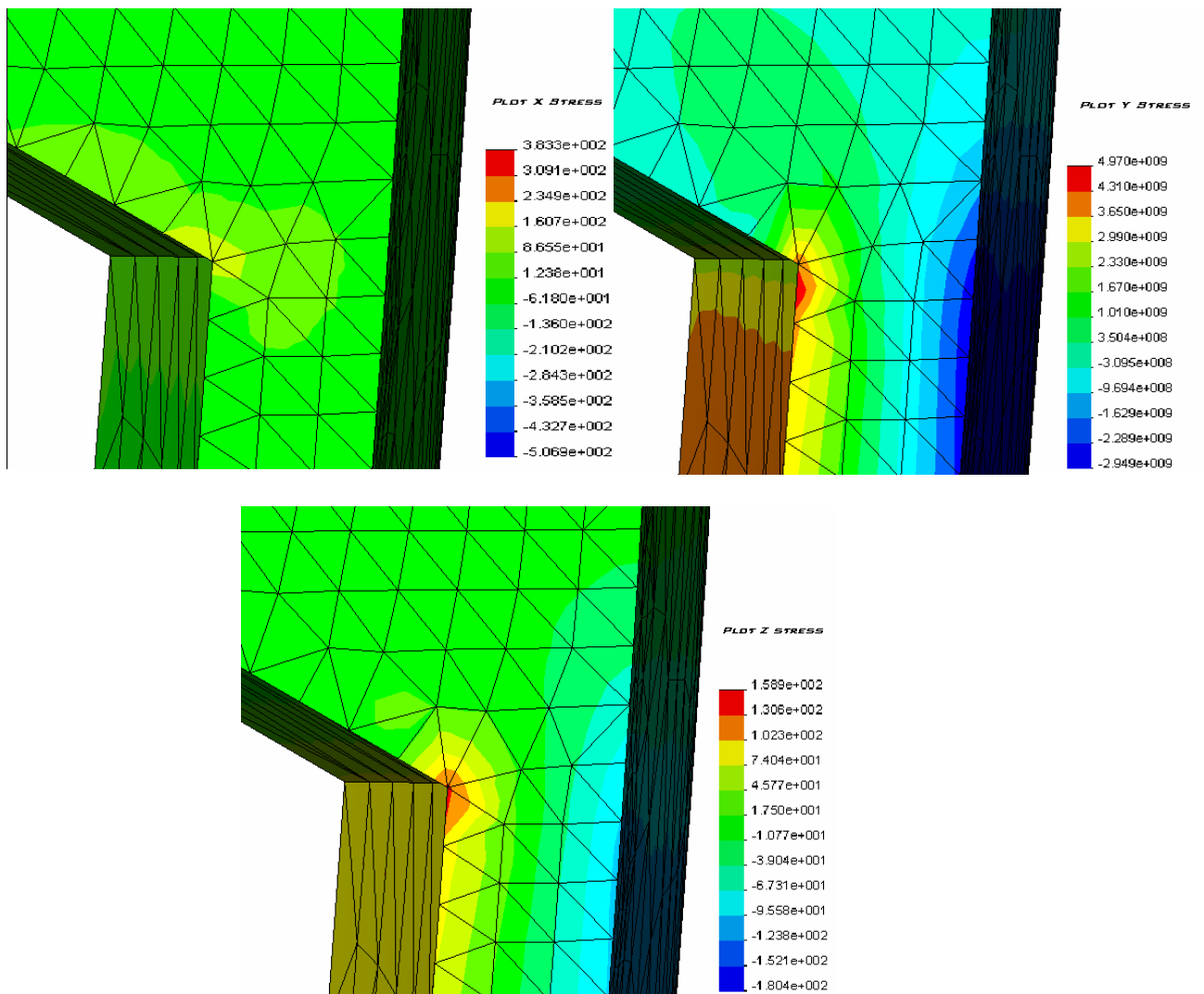


Figura 23.a. Tensiones en la unión. Esfuerzos provocados por las presiones de operación en la dirección de los ejes coordenados.

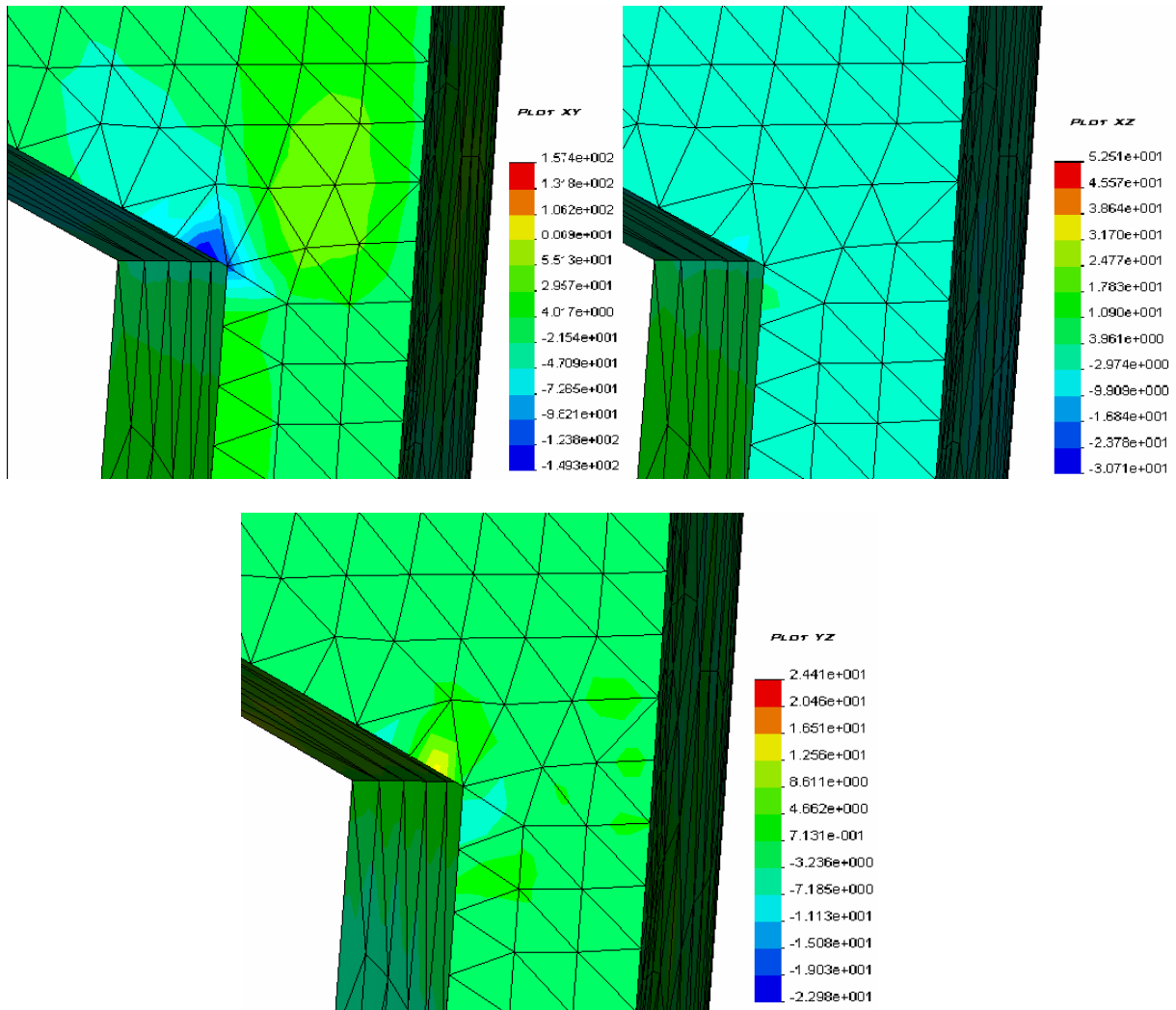
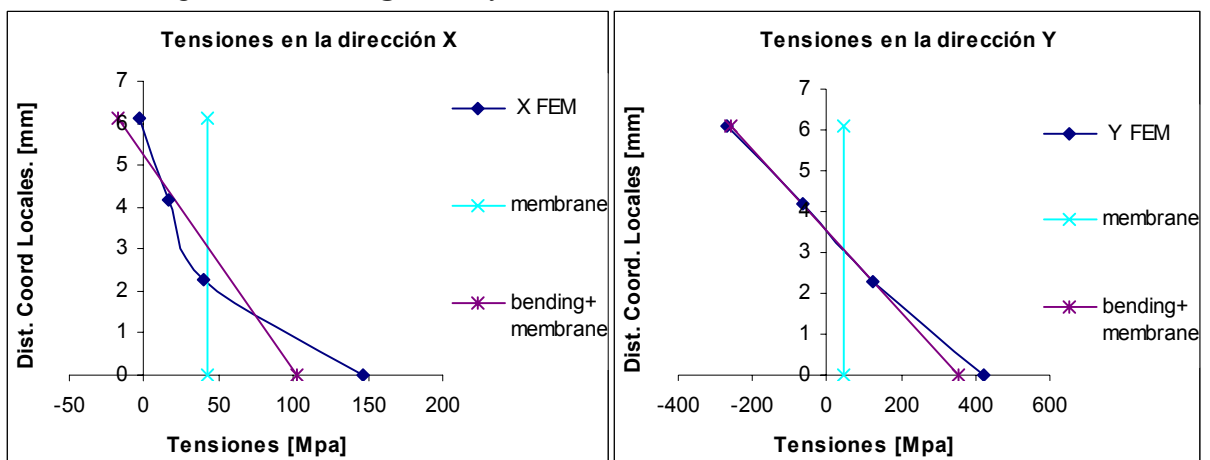


Figura 23.b. Tensiones en la unión. Esfuerzos de corte debidos a presiones de operación.

La línea de clasificación de tensiones SCL, se ubicó en la unión. El análisis de tensiones se resume en los gráficos de la Figura 24 y la Tabla 4.9.



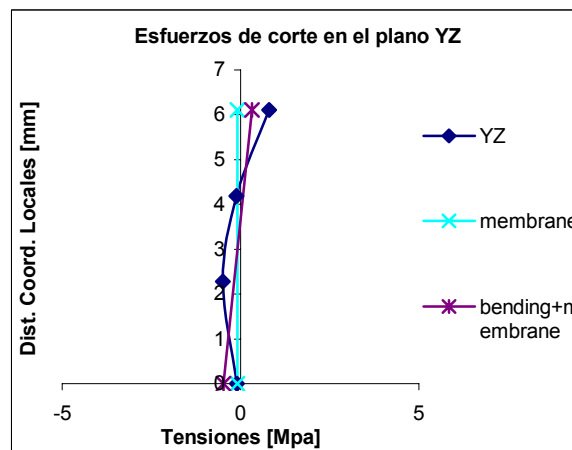
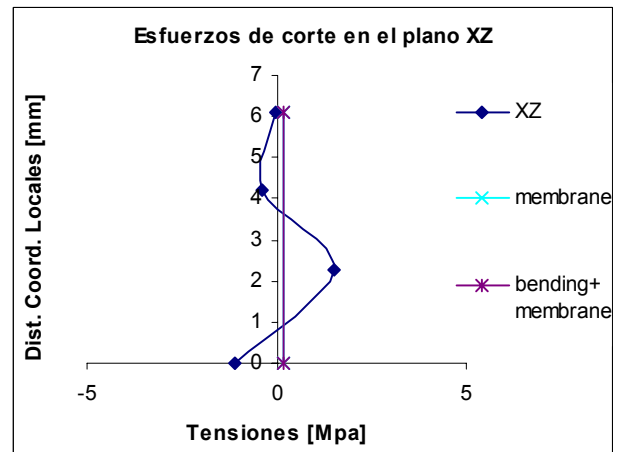
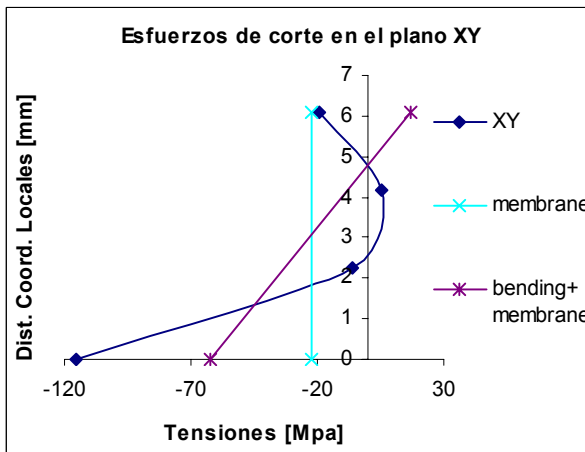
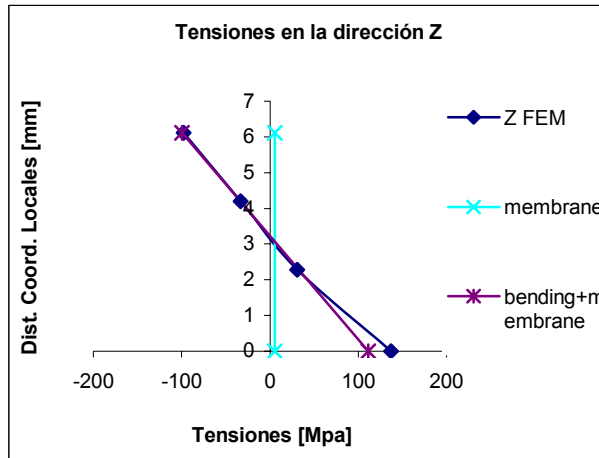


Figura 24. Tensiones sobre la SCL en las direcciones de los ejes globales.

Tipo de tensión	X	Y	Z	Corte XY	Corte XZ	Corte YZ
Membrana	42.58	45.95	5.81	-22.68	0.195	-0.08
Flexión	60.10	305.81	105.23	-39.35	-0.005	-0.40
Max.*	146.12	420.22	137.32	-115.23	-1.08	0.80

* Siempre refiriéndonos a los máximos valores.

Tabla 4.9. Valores de las componentes de tensiones calculadas.

Posteriormente se obtuvieron los valores de las intensidades de tensión equivalentes para las distintas categorías, nuevamente utilizando tanto el criterio de Von Mises como el de Tresca. En la **Figura 25** se comparan las curvas que representan las intensidades de tensiones equivalentes para cada categoría utilizando los dos criterios de fluencia aceptados por API 579 RP.

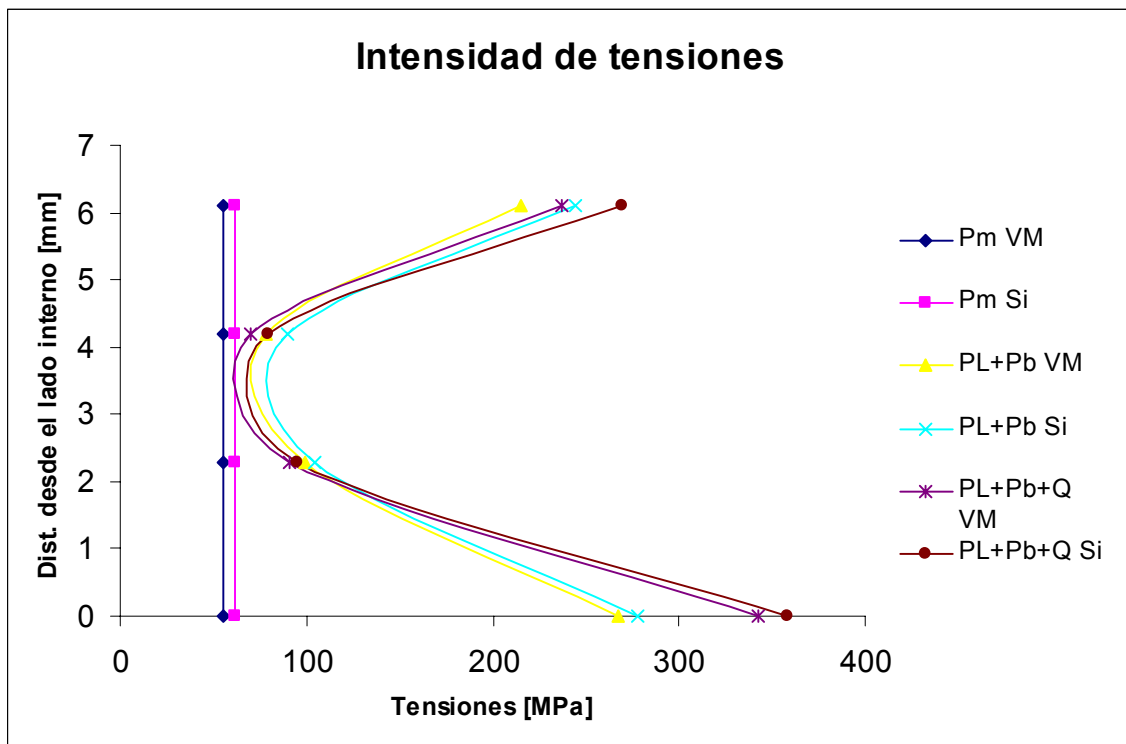


Figura 25. Intensidades de tensiones equivalentes. Presiones de operación.

A continuación, analizamos si el componente verifica las condiciones especificadas por la ASME y por API, ver **Tabla 4.10**. Teniendo en cuenta las condiciones de operación y la ubicación del recipiente el factor de intensidad de tensiones k es igual a la unidad.

Pm		PI+Pb		PI+Pb+Q		PI+Pb+Q+F	
VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca	VM	Tresca
55.05	61.20	267.54	278.26	553.93	556.03	1370.92	1432.6
					Amplitud	685.46	716.3
<i>kSm</i>		<i>1.5kSm</i>		<i>3Sm</i>		<i>Sa</i>	
101		151.5		303		103*	
Verifica		NO		NO		NO	
Si							

Todas las medidas en Mpa.

No corresponde evaluar la integridad del equipo en Pm y PI+Pb considerando las cargas de operación, sino las presiones de diseño. Fig. 1 Par. 1.5 Categorías de tensiones y límites.

* Considerando que el recipiente estuvo funcionando 20 años.

Tabla 4.10. Verificación de intensidad de tensiones.

El valor de la suma de las tensiones primarias más secundarias se obtuvo puntualmente, es decir evaluando un único nodo en la región de mayor flexión localizada. Estos esfuerzos de flexión secundaria aparecen para mantener la continuidad de los componentes en la unión.

El valor de Sa se obtuvo en un todo de acuerdo con los lineamientos del Código ASME BPVC Secc. VIII Div. 2. Se consideró la variación de presiones que excedían el 20% de la presión de diseño en la Figura 18 y luego se extrapoló para el período de funcionamiento de 20 años. Debe notarse, que la región fallada es adyacente a una soldadura por lo tanto la tensión admisible en esa región no es la misma que la del metal base, sino que debería utilizarse un factor de reducción de la resistencia a la fatiga de cuatro, respecto de la resistencia del electrodo utilizado (ASME VIII Div. 2 Ap. 5 parag. 5-112)

Nótese que el efecto concentrador geométrico no demasiado elevado, y en la discontinuidad no se provocan tensiones muy grandes de hecho el modelo numérico entrega tensiones del orden de 342 Mpa para el caso de las tensiones de VM y 358 Mpa usando el criterio de Tresca, sin embargo por tratarse de una unión soldada corresponde considerar un efecto concentrador de 4, fue de esta manera que se obtuvieron los valores indicados en el cuadro precedente. Obsérvese que la amplitud de tensiones alternativas es igual a la mitad de la suma de las tensiones primarias, secundarias y pico.

De acuerdo a ASME BPVC y API RP 579, la evaluación de las tensiones de primarias (membrana y membrana más flexión), debe efectuarse con las cargas de diseño (10.5 Kg/cm²). Puesto que el recipiente puede funcionar en una condición de prácticamente vacío del lado del proceso, luego de varias corridas considerando distintos casos de carga, se determinó que el caso más comprometido respecto de las tensiones principales es aquel en

el que se considera cargada la camisa a una presión igual a la de diseño del recipiente. Las tensiones equivalentes de membrana son 90.23 (VM) y 102.62 (Tresca) Mpa y las de flexión resultan iguales a 590.6 (VM) y 636.5 (Tresca) Mpa. En estas condiciones el recipiente verifica las condiciones necesarias en cuanto a las tensiones de membrana, pero no en cuanto a las tensiones de flexión.

Los resultados del FEM concuerdan con los tipos de falla que se presentaban en el recipiente original. Si bien el recipiente no va a colapsar debido a la presión interna, puesto que las tensiones son menores que las admisibles en la primera columna del cuadro, los esfuerzos provocados por la flexión primaria son muy grandes. Las fisuras que crecen en estas regiones son muy abiertas, efectivamente aquellas que se reportaron en esta región poseían dicha característica. Respecto de la suma de las tensiones primarias y secundarias, estas también superan los límites impuestos por API y ASME, además están ubicadas en una región afectada por el calor de las soldaduras. La suma de las tensiones primarias más secundarias y pico supera los límites impuestos por los mismos documentos y, por lo tanto el componente tampoco verifica el cálculo a la fatiga.

5. Conclusiones.

- Se desarrollaron técnicas analíticas de aplicación general que permiten calcular los estados tensionales de un componente sometido a presión interna a partir de la distribución de tensiones hallada mediante técnicas numéricas.
- Se evaluaron críticamente los resultados obtenidos mediante programas comerciales de acuerdo a la interpretación de los documentos de aplicación.
- Se verificó la metodología propuesta en distintos casos de aplicación, en uno de los cuales se contaba con las ecuaciones analíticas. También se analizó críticamente el ejemplo de análisis presentado en uno de los documentos demostrándose las discrepancias y que su aplicación no corresponde al caso que se pretende presentar.
- La aplicación del método al caso de un recipiente encamisado cuya tasa de fallas era elevada permitió justificar los mecanismos de daño actuantes.

En función de lo citado anteriormente podemos decir que las técnicas presentadas, permiten efectuar evaluaciones de integridad de equipos industriales sometidos a presión interna con defectos y predecir su capacidad remanente con el objeto recalcular su presión de trabajo o diseñar equipos nuevos considerando cinco potenciales tipos de falla.

La aplicación de esta metodología permite demostrar la integridad estructural de los recipientes degradados ofreciendo eventualmente la posibilidad de incrementar la disponibilidad de plantas, y extender su operación más allá de su vida útil prevista minimizando los costos de servicio y optimizando el retorno de la inversión.

6. Bibliografía.

- [1] API Recommended Practice 579: “Fitness for Service”, American Petroleum Institute, First Edition, January 2000.
- [2] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Secc. VIII Div. 2: “Alternative Rules”, American Society of Mechanical Engineers, 1998.
- [3] ASME Boiler & Pressure Vessel Code Secc. VIII Div. 1: “Rules for Construction of Pressure Vessels”, American Society of Mechanical Engineers, 1995.
- [4] ASME B 31.3. ASME Code for Pressure Piping: “Process Piping”, American Society of Mechanical Engineers, 1996.
- [5] ASME Secc III: Subsections NB, NC y ND. American Society of Mechanical Engineers, USA.
- [6] Dekker CJ: Comparison of local load stress calculation methods for nozzles on cylinders. Int. J. Pres. Ves. & Piping, vol. 58 (1994) 203-213.
- [7] ALGOR: Finite Element Análisis: Manual del usuario. 1994.
- [8] ALGOR Inc.: FE-PIPE pipe stress analysis and design system, 1997.
- [9] J. Farr-M. Jawad: GUIDEBOOK for the Design of ASME Section VIII Pressure Vessels., Second Edition, ASME Press. 2001.
- [10] G. Hollinger and J. Hechner: Three Dimensional Stress Criteria - Summary of the PVRC Project, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 122, American Society of Mechanical Engineers, New York, New York, 2000.
- [11] J. F. Harvey: “Theory and design of pressure vessels”; 1991, Van Nostrand Reinhold.

Bibliografía complementaria.

1. M.S. Cayard, R.D. Kane: “Fitness for purpose methodologies for the assessment of equipment containing corrosion induced amague”. 2nd. NACE Latin American Region Corrosión Congress, 1996.
2. ANSI/NB-23: “NBIC National Board Inspection Code”. National Board of Boiler and Pressure Vessel Inspectors.
3. API Standard 510: “Pressure Vessel Inspection Code”. American Petroleum Association
4. ASME B31-G: “Manual for Determining the remaining strength of corroded pipelines”
5. API Standard 570: “Piping Inspection Code”. 1993, American Petroleum Association
6. COADE Inc.: CAESAR II pipe stress analysis and design code, 1997.

7. Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc.: “ABAQUS/Sandard User’s Manual” from CD ABAQUS 6.4 Student Edition. Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc. Pwtucket, RI 2004.