

0121
21



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

FACULTAD DE INGENIERÍA

**ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS
TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS TIPO
JACKET**

T E S I S

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

COMO REQUISITO PARA OBTENER EL TÍTULO DE

INGENIERO CIVIL

Presenta:

CARLOS FRANCISCO CASTRO TELLO

DIRECTOR DE TESIS: **DR. JAIME GARCÍA PÉREZ**

ASESOR DEL IMP: **C. a DR. DANTE M. CAMPOS ARIAS**

Autorizo a la Dirección General de Bibliotecas de UNAM a difundir en formato electrónico e impreso el contenido de mi trabajo recepcionado

NOMBRE: Carlos Francisco
Castro Tello

FECHA: 6/ Feb / 2003

FIRMA: [Firma]



MÉXICO, D. F.

2003

9



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.



UNIVERSIDAD NACIONAL
AUTÓNOMA DE
MÉXICO

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

FACULTAD DE INGENIERÍA
DIRECCIÓN
FING/DCTG/SEAC/UTIT/013/02

Señor
CARLOS FRANCISCO CASTRO TELLO
Presente

En atención a su solicitud me es grato hacer de su conocimiento el tema que propuso el profesor DR. JAIME GARCIA PEREZ, que aprobó esta Dirección, para que lo desarrolle usted como tesis de su examen profesional de INGENIERO CIVIL.

"ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS"

- INTRODUCCIÓN
- I. DESCRIPCIÓN DE LOS MODOS DE FALLA
 - II. MÁRGENES DE SEGURIDAD Y CONFIABILIDAD PARA CADA MODO DE FALLA
 - III. NIVELES DE CONFIABILIDAD
 - IV. CONFIABILIDAD DE LAS JUNTAS
 - V. CASO DE APLICACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS
 - VI. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Ruego a usted cumplir con la disposición de la Dirección General de la Administración Escolar en el sentido de que se imprima en lugar visible de cada ejemplar de la tesis el Título de ésta.

Asimismo le recuerdo que la Ley de Profesiones estipula que deberá prestar servicio social durante un tiempo mínimo de seis meses como requisito para sustentar Examen Profesional.

Atentamente
"POR MI RAZA HABLARÁ EL ESPÍRITU"

Cd. Universitaria a 18 Enero 2002
EL DIRECTOR

M.C. GERARDO FERRANDO BRAVO
GFB/GMP/mstg.

b

Dedico este trabajo

A mis Padres Gabriela y Emigdio.

Gracias por todos sus consejos y amor, por enseñarme lo que es valioso.
Gracias por todo. Los amo.

A mis abuelitos Velma y Francisco.

Gracias por darme su cariño y apoyo. Son el mejor ejemplo en mi vida.
Los admiro y quiero infinitamente.

A Tony, Teté y Gibrann.

Gracias por ser parte fundamental de mi vida y siempre estar cerca de mi,
brindarme su cariño y apoyo. Los quiero mucho.

A mi hermana Velma y mi tío Sergio.

Gracias por los momentos bonitos que compartimos todos juntos. Siempre
están en nuestros pensamientos y esperanzas de encontrarnos nuevamente.
Los queremos y los extrañamos mucho.

A Mónica.

Gracias por ser la alegría de mi vida. Por estar a mi lado, por tu amor.
Te amo.

A Leonardo, Joan y Claudia.

Son mis mejores amigos, gracias por todos los momentos que han
compartido conmigo.

A todos mis amigos.

Felipe, Erika, Jorge, Balfre, Adrián, Joel, Octavio, Roberto, Jonathán,
Martín, Isaid, Christian y M. I. Arturo Nava Mastache.

Al Dr. Dante Campos.

Gracias por hacer este trabajo posible. Gracias por todos sus consejos, tiempo, paciencia y dedicación. Muchas gracias, sin usted la culminación de este esfuerzo no hubiera sido realidad.

Al Dr. Jaime García Pérez.

Gracias por sus valiosos consejos, por su disposición de ayudarme siempre y por el tiempo invertido.

A la Universidad Nacional Autónoma de México.

Por hacerme sentir orgulloso de ser universitario, por hacerme parte de la Facultad de Ingeniería, por todos los conocimientos adquiridos, por todo lo bueno que me ha brindado y continuará dándome.

Al Instituto Mexicano del Petróleo.

Por permitirme desarrollar este trabajo y por el apoyo económico brindado. Gracias al Ing. Eduardo Palma Hernández por permitirme ser parte de su proyecto y hacer posible la culminación de esta meta. Gracias al M. I. Noé Inzunza por la ayuda que me brindó.

A toda la gente que con su amistad, apoyo o enseñanzas me han alentado durante mi vida y mi carrera. Gracias en especial a todos mis profesores.

RESUMEN

La principal contribución de este trabajo es proporcionar procedimientos y modelos adecuados para explicar en forma probabilista la relación entre los esfuerzos actuantes y la capacidad estructural presente en cada modo de falla y tipos de comportamiento en elementos estructurales que ocurren en cada junta tubular de la subestructura o jacket de una plataforma marina fija de acero.

Para el análisis estructural probabilista se consideran los siguientes cuatro modos de falla: fluencia, punzonamiento, pandeo y fatiga. En el proceso, cada modo de falla es analizado por separado, es decir, no se considera interacción mecánica entre dichos modos, y con el fin de considerar las combinaciones de los diferentes modos de falla, se toman en cuenta los coeficientes de correlación existente entre éstos. Se muestra la forma de utilizar esta información en la estimación de la confiabilidad de las juntas mediante combinaciones de los modos de falla, las cuales se forman mediante la mezcla de sistemas en serie. Los resultados obtenidos sirven para conocer el nivel actual de seguridad de las juntas de la plataforma, cuyo manejo local es determinante para la estimación de su desempeño y confiabilidad global. Además, los procedimientos y modelos presentados, que aquí se aplicaron a una estructura real, son generales y pueden ser utilizados para analizar cualquier otra plataforma marina tipo jacket.

ÍNDICE

INTRODUCCIÓN.	1
CAPÍTULO 1	
DESCRIPCIÓN DE LOS MODOS DE FALLA.	7
1.1 Falla por Punzonamiento.	8
1.1.1 Juntas T, Y y doble T cargadas axialmente.	11
1.1.2 Junta K cargadas axialmente.	14
1.1.3 Juntas cargadas con momentos.	15
1.1.4 Interacción de las cargas.	17
1.1.5 Desarrollo de la ecuación de interacción.	18
1.1.6 Comparación con otra ecuación de interacción.	20
1.2 Falla por Fluencia.	21
1.3 Falla por Pandeo.	24
1.3.1 Esfuerzos axiales permisibles.	28
1.3.2 Esfuerzos de flexión permisibles.	29
1.3.3 Factores de longitud efectiva y reducción por tipo de carga.	30
1.4 Falla por Fatiga.	31
1.4.1 Curvas S-N.	33
1.4.2 Factores de concentración de esfuerzos.	36
1.4.3 Elementos del análisis por fatiga.	39
1.4.4 Fuerzas de oleaje.	40
1.4.5 Determinación probabilista de la historia local de esfuerzos.	42
1.4.6 Funciones de transferencia de esfuerzo.	43
1.4.7 Descripción probabilista de la respuesta de esfuerzo.	44
1.4.8 Cálculo de vida por fatiga.	45
1.4.9 Metodología del análisis espectral por fatiga.	46
1.5 Ocurrencia de los Modos de Falla en las Juntas.	47
CAPÍTULO 2	
MÁRGENES DE SEGURIDAD Y CONFIABILIDAD PARA CADA MODO DE FALLA.	48
2.1 Caso Fundamental.	49
2.2 Incertidumbre de Modelo.	51
2.3 Margen de Seguridad para Falla por Punzonamiento.	52

2.4 Margen de Seguridad para Falla por Fluencia.	52
2.5 Margen de Seguridad para Falla por Pandeo.	52
2.6 Margen de Seguridad para Falla por Fatiga.	53
CAPÍTULO 3	
NIVELES DE CONFIABILIDAD.	54
3.1 Confiabilidad en Nivel 0.	54
3.2 Confiabilidad en Nivel 1.	55
3.3 Confiabilidad en Nivel 2.	61
CAPÍTULO 4	
CONFIABILIDAD DE LAS JUNTAS.	63
4.1 Media y Varianza de los Márgenes de Seguridad.	63
4.2 Límites de Confiabilidad.	66
4.2.1 Límites simples.	66
4.2.2 Límites de Ditlevsen.	67
CAPÍTULO 5	
CASO DE APLICACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS.	71
5.1 Descripción de la Plataforma.	71
5.2 Descripción de la Solicitud.	75
5.3 Análisis Estructural.	79
5.4 Capacidad de las Juntas.	83
5.4.1 Esfuerzos axiales permisibles por pandeo.	85
5.4.2 Esfuerzos de flexión permisibles por pandeo.	87
5.5 Confiabilidad de las Juntas.	87
5.5.1 Márgenes de seguridad.	87
5.5.1.1 Punzonamiento.	89
5.5.1.2 Pandeo.	91
5.5.1.3 Fluencia.	94
5.5.1.4 Fatiga.	96

5.5.2	Índices de confiabilidad.	98
5.5.2.1	Punzonamiento.	98
5.5.2.2	Pandeo.	100
5.5.2.3	Fluencia.	104
5.5.2.4	Fatiga.	106
5.5.3	Confiabilidad de las juntas en el nivel 0.	106
5.5.4	Confiabilidad de las juntas en el nivel 1.	110
5.5.4.1	Coefficientes de correlación entre los modos de falla.	111
5.5.4.2	Confiabilidad en nivel 1 con límites simples.	112
5.5.4.3	Confiabilidad en nivel 1 con límites de Ditlevsen.	116
5.6	Análisis de Resultados.	117
CAPÍTULO 6		
CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.		119
Referencias Bibliográficas.		120
Apéndice A.		124
Apéndice B.		125
Apéndice C.		144

**TESIS CON
FALLA DE JUREN**

PAGINACIÓN DISCONTINUA

INTRODUCCIÓN

La creciente demanda mundial del petróleo y sus derivados se ha incrementado exponencialmente en los últimos 40 años, lo que ha originado la búsqueda de técnicas y procedimientos adecuados que permitan el acceso a las zonas de gran productividad, y cuya localización no está en tierra firme, sino costa afuera. Numerosos yacimientos bajo el fondo del mar constituyen grandes reservas de volúmenes de petróleo y gas natural.

Las primeras perforaciones petroleras realizadas en la plataforma continental, cuya superficie alcanza profundidades hasta de 200 m, se efectuaron en la década de los treinta. En la actualidad, el 20% de la extracción petrolífera mundial procede de las regiones marítimas; para el gas natural, el porcentaje es más elevado.

Las construcciones en el mar, llamadas plataformas marinas, son estructuras cuyas funciones son variadas, pero en general proporcionan una superficie de apoyo para los equipos de perforación y de proceso utilizados por la industria petrolera en la exploración y explotación de los yacimientos. Desde el punto de vista estructural las plataformas marinas se clasifican en:

- a) Fijas.
- b) Semifijas.
- c) Flotantes.

Los sistemas fijos son aquellos a base de estructuras metálicas o de concreto que se encuentran fijos al lecho marino a través de pilotes hincados en el subsuelo o de concreto por gravedad. Las plataformas de acero tienen como parte característica a la subestructura o jacket, la cual proporciona la rigidez y resistencia requeridas para soportar las cargas laterales y sirve de guía para el hincado de pilotes, los cuales transmiten las cargas al terreno y soportan a la superestructura o cubiertas, formada con marcos de acero.

Los sistemas semifijos son estructuras esbeltas en las cuales la estabilidad se logra por medio de cables anclados en el fondo marino o mediante tanques de flotación colocados en la parte superior; ejemplo de éstos son las torres atirantadas y las plataformas flexibles.

Los sistemas flotantes consisten en cubiertas de operación soportadas por tres o cuatro columnas de grandes dimensiones, conectadas a verdaderos tanques flotantes, llamados pontones, entre ellos se encuentran las plataformas de piernas tensionadas o TLP y las plataformas sumergibles.

Los diversos tipos de plataformas constituyen soluciones adecuadas para los diferentes tirantes de agua y condiciones ambientales que pueden presentarse. En la figura 1 se muestran algunos ejemplos de plataformas colocadas en diferentes tirantes.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

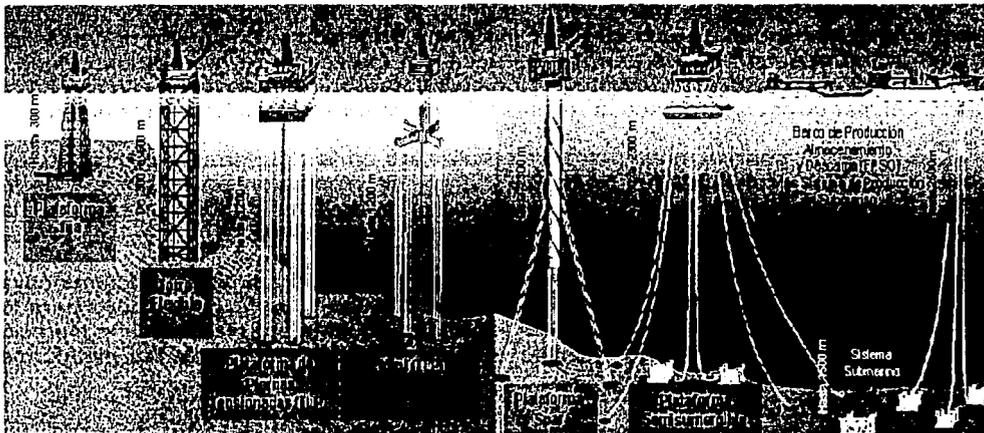


Figura 1 Plataformas Marinas en diferentes tirantes.

La mayoría de las estructuras costa afuera son sistemas fijos, plataformas tipo jacket, formados por marcos de acero tridimensionales compuestos de elementos de acero cilíndricos. Los miembros tubulares circulares son usados ampliamente en las estructuras costa fuera debido a que sus características de arrastre minimizan las fuerzas de oleaje y corrientes sobre la estructura, su sección transversal cerrada proporciona la flotación necesaria durante la instalación en el mar, y además exhibe una relación alta entre resistencia y peso. Entre las ventajas puede mencionarse que la sección circular del miembro tubular hace que los efectos de viento y olas sean independientes de la dirección en que estas acciones inciden, sin que se tengan direcciones particularmente desfavorables. En cuanto a la resistencia, la forma de la sección circular lleva a que el miembro tubular no tenga un eje de momento de inercia grande y otro pequeño.

El intervalo de utilización de este tipo de plataformas va desde los 12 m hasta los 300 m. Para profundidades mayores, deja de ser una buena solución debido al incremento de su costo. En México las plataformas utilizadas en la extracción de petróleo costa fuera son predominantemente estructuras tipo jacket, ya que son las más adecuadas para las profundidades de las zonas de producción del Golfo de México. Actualmente se cuenta con alrededor de 250 plataformas, con un tendido de más de 1800 kilómetros de tuberías de conducción de diversos diámetros, longitudes y servicios. El tirante de agua donde se localizan las plataformas está comprendido entre los 15 y 80 metros.

Las plataformas tipo jacket están estructuradas en tres partes que son: subestructura o jacket, superestructura o cubiertas y la cimentación.

La subestructura o jacket es la parte de la estructura que está directamente en contacto con el mar y recibe las fuerzas producidas por el oleaje. Principalmente está construida con elementos de sección tubular que forman marcos en la dirección longitudinal así como en la transversal. Sus principales elementos son las piernas, por donde son introducidos los pilotes que van desde la superestructura hasta el suelo. Cuenta con diferentes plantas que proporcionan un arriostramiento lateral horizontal, las cuales se ubican dependiendo de las dimensiones de la estructura. Se disponen contraventeos, comúnmente contruidos con secciones tubulares en forma de K y X. La función de la subestructura consiste en proporcionar arriostramientos laterales al pilote en la longitud que hay entre la superestructura y el suelo, lo cual reduce su longitud efectiva incrementando su capacidad de carga.

Existe un punto en donde la subestructura se une al pilote, es en este lugar donde la subestructura descarga su peso sobre los pilotes. En los niveles de arriostramiento inferiores la única restricción existente es la correspondiente a desplazamientos laterales, y verticalmente existe libertad entre los desplazamientos de la pierna y el pilote. Las fuerzas que el oleaje produce sobre la subestructura son transmitidas a los pilotes a través de desplazamientos laterales. La subestructura cuenta con accesorios como son los atracaderos, las defensas de piernas, las protecciones de los ductos ascendentes y los ánodos de sacrificio (utilizados para proteger al acero de la subestructura contra los efectos de la corrosión). Todos estos accesorios son considerados como elementos no estructurales durante los análisis, debido a que no influyen en la rigidez global de la estructura.

En la superestructura es donde se ubican los equipos y el material necesario para realizar las labores de producción del petróleo. Está constituida por marcos en las direcciones transversal y longitudinal, basándose en perfiles estructurales rolados, en ocasiones fabricados de placas soldadas y las columnas son construidas con secciones tubulares. El número de cubiertas dependerá de las actividades de la plataforma, y cuentan con volados que les ofrecen una mayor área de trabajo. El sistema de piso por lo general se construye con vigas secundarias tipo I, placas y rejilla. La elevación que debe tener sobre el nivel del mar la cubierta inferior busca evitar que el oleaje producido por los huracanes pueda golpear al equipo que se ubica sobre la cubierta.

Las cargas y elementos mecánicos producidos por el peso de la superestructura, de los equipos de trabajo y las condiciones ambientales, es transmitido al pilote en la conexión llamada punto de trabajo. Esta conexión se localiza unos centímetros arriba del punto en donde se conecta el jacket con el pilote.

La cimentación está constituida por pilotes de acero de sección circular, con un diámetro exterior constante y un espesor que varía a lo largo del pilote, la variación del espesor dependerá de las necesidades de la estructura y las características del suelo. Los pilotes son los encargados de transmitir al suelo las cargas de la superestructura y las producidas por el oleaje a la subestructura (Graff, 1981).

En la figura 2 se muestra una plataforma tipo jacket típica.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

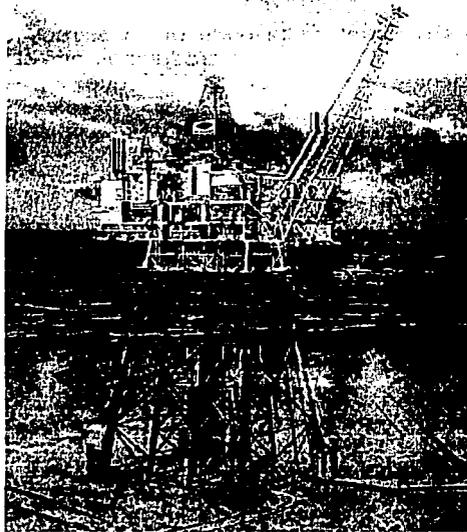


Figura 2 Plataforma Tipo Jacket

Para el diseño de estas estructuras, además de las normas PEMEX, existen seis organismos que proporcionan las guías y códigos de mayor relevancia:

- American Bureau of Shipping.
- American Petroleum Institute.
- American Welding Society.
- Norwegian Petroleum Directorate.
- Department of Energy of London.
- Det Norske Veritas.

Los códigos de diseño de juntas tubulares han adoptado generalmente una aproximación empírica que puede expresarse en términos de estados límite. En el caso de la resistencia estática, las cargas permisibles están basadas en interpretaciones de datos de pruebas de carga última y en la consideración de un factor de seguridad adecuado.

Las primeras pruebas realizadas específicamente para juntas en estructuras costa fuera, fueron una serie de pruebas realizadas a mediados de los años sesenta (Billington et al, 1987), cubriendo un rango limitado de tipo de juntas y geometrías. Estas pruebas fueron reconocidas como pruebas piloto para investigar la importancia relativa de relaciones tales como la existente entre el diámetro de un brazo y el diámetro del cordón, y el diámetro del radio del cordón entre el espesor de la pared del mismo en juntas.

Un gran número de programas dedicados a la investigación de juntas tubulares fueron llevados a cabo en el periodo entre 1970 y 1978 (Billington et al, 1987). La base

de datos de los resultados de estas pruebas excede de trescientas pruebas, incrementándose de manera significativa el tamaño de los especímenes. A partir de 1978 los esfuerzos de investigación se han dirigido a la determinación de los momentos aceptables en las juntas, la interacción de carga y a juntas multiplanares.

Es fundamental el entendimiento profundo del comportamiento estructural de las plataformas, ya que ello se verá reflejado en una mejor filosofía de diseño e inspección, dando lugar a una mayor seguridad en este tipo estructuras.

Es conocido que la mayoría de las fallas estructurales en plataformas tipo jacket ocurren en las juntas tubulares soldadas, esto se debe a la concentración de esfuerzos que se da en las uniones soldadas, agregándose la presencia de esfuerzos residuales cuyo origen es la aplicación de la soldadura.

El presente trabajo tiene como objetivo analizar la confiabilidad de las juntas tubulares a partir de considerar los diferentes modos de falla que pueden presentarse. Se consideran cuatro diferentes modos de falla:

- 1.- Por punzonamiento.
- 2.- Por fluencia.
- 3.- Por pandeo.
- 4.- Por fatiga.

Los cuatro modos de falla se consideran por separado, no se incluye la interacción mecánica entre ellos en el análisis de confiabilidad. Para considerar los diferentes modos de falla se toman en cuenta las correlaciones entre los elementos de cada junta, ilustrando los desarrollos con un ejemplo sobre una plataforma existente. En la plataforma analizada se consideran todas las sollicitaciones que dan origen a los esfuerzos causantes de los modos de falla, siendo éstas el peso propio de la estructura, las cargas muertas, las cargas vivas, así como las diferentes cargas de oleaje, tanto de operación como de tormenta.

La principal contribución de este trabajo es proporcionar procedimientos y modelos adecuados para explicar en forma probabilista la relación entre los esfuerzos actuantes y la capacidad estructural presente en cada modo de falla y tipos de comportamiento que ocurren en cada junta tubular del jacket. Además se muestran procedimientos y modelos para el análisis de la confiabilidad estructural de la junta considerando los cuatro modos de falla mencionados. Los resultados obtenidos sirven para conocer el nivel actual de seguridad de las juntas de la plataforma, cuyo manejo local es determinante para la estimación de su desempeño y confiabilidad global. La manera de cómo se han presentado los procedimientos, éstos pueden ser aplicados a cualquier otra plataforma marina tipo jacket.

En el primer capítulo se describen en forma independiente los cuatro modos de falla considerados y se establecen los estados límite para cada criterio de falla.

El segundo capítulo introduce el concepto de confiabilidad, mostrando la manera de estimar la confiabilidad de un elemento o junta a partir de los índices de confiabilidad obtenidos a partir de los parámetros estadísticos de cada modo de falla. También se establecen los márgenes de seguridad para cada elemento o modo de falla, tomando en cuenta la incertidumbre de modelo que pudiera existir.

El tercer capítulo hace referencia a la estimación de la confiabilidad de un elemento y de un sistema, indicando los diferentes niveles en los cuales la confiabilidad puede ser estimada, dependiendo de la precisión y necesidades requeridas para un problema específico.

En el capítulo cuarto se describe cómo se realiza la estimación de la confiabilidad de las juntas, explicando la diferencia entre la estimación para un elemento y la estimación considerando a la junta dentro de un enfoque de sistemas. Se indica también cómo se obtienen los índices de confiabilidad de cada modo de falla. Además, se muestra cómo se realiza el cálculo de la confiabilidad de la junta a partir de los límites simples y de Ditlevsen, empleando algoritmos adecuados para incorporar los distintos modos de falla.

Dentro del quinto capítulo se resuelve un caso de aplicación, estimándose la confiabilidad de las juntas de una plataforma marina real, ubicada en la Sonda de Campeche. Se describe la plataforma ejemplificada, la sollicitación, el análisis estructural realizado y se estima la confiabilidad de las juntas a partir de los resultados obtenidos en el análisis estructural.

El sexto capítulo muestra las conclusiones y recomendaciones a las que se llega, después de estimar la confiabilidad de las juntas tubulares en una plataforma marina tipo jacket.

CAPÍTULO I DESCRIPCIÓN DE LOS MODOS DE FALLA

La forma en que una estructura responde a las sollicitaciones a que es sometida depende del tipo y magnitud de las cargas aplicadas, así como de las propiedades de rigidez y resistencia propias de la estructura. El que la respuesta estructural se considere satisfactoria depende de los requerimientos que deben satisfacerse. Los requerimientos incluyen la seguridad estructural contra el colapso, limitaciones de los desplazamientos o agrietamientos, o algún otro criterio. Estos requerimientos definen los estados límites a los que una estructura debe estar sujeta.

Los estados límite que especifican generalmente las condiciones de diseño en una estructura son dos: de servicio y de resistencia. El estado límite de servicio corresponde al funcionamiento de la edificación, y se presenta en forma de desplazamientos, agrietamientos y vibraciones. El estado límite de resistencia es aquel en que se agota la capacidad de la estructura o de alguno de sus componentes, o cuando ocurren daños irreversibles que afecten de manera significativa a la capacidad resistente de la estructura.

Los estados límites deben definirse de manera funcional o en términos numéricos. Cuando se alcanza o se excede un estado límite, la estructura llega a una condición indeseable, se dice entonces que la estructura falla.

Un modo de falla o elemento de falla es la forma en que se puede dar una falla local en un elemento estructural, es decir que pueda excederse un estado límite de falla. Es conveniente extender la definición de tal forma que puedan incluirse las fallas por desplazamientos excesivos. Un elemento estructural por lo general tendrá un número limitado de posibles modos de falla. Por ejemplo, si se considera una viga de acero, un posible modo de falla es la falla por pandeo. Otro ejemplo es una junta tubular, donde por lo menos cuatro modos de falla son relevantes: falla por punzonamiento, por fluencia, por pandeo y por fatiga.

Para el caso de las juntas tubulares tratadas en este documento, los cuatro modos de falla se consideran por separado, no se incluye la interacción mecánica en el cálculo de la confiabilidad.

Algunos otros ejemplos de modos de falla considerados en la confiabilidad de elementos o sistemas estructurales son la falla por tensión, falla por compresión, falla por flexión, falla por efectos de cargas combinadas, falla por inestabilidad, por mencionar los más comunes.

1.1 Falla por Punzonamiento.

Las conexiones de miembros tubulares se forman por soldadura de penetración completa de las secciones de los extremos de los miembros secundarios o en rama al miembro principal o cordón continuo del marco, existiendo la posibilidad de la falla en los puntos de unión. La falla puede ocurrir debido a que el elemento secundario actúe como punzón penetrando en el elemento principal, o bien que por tensión se separe de la unión soldada, a este tipo de falla se le conoce como falla por punzonamiento. El punzonamiento se refiere a la fuerza de corte que se transmite desde la rama hacia el cordón, el esfuerzo actúa en el borde de la unión entre el cordón y la rama, tal como se muestra en la figura 1.1.

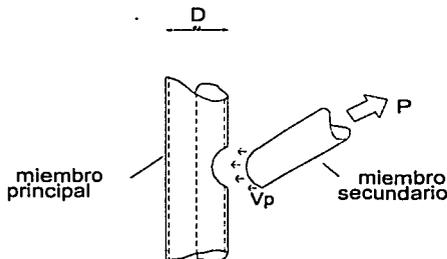
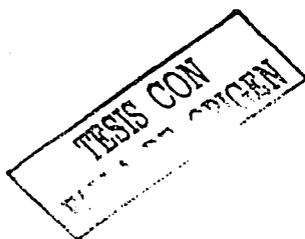


Figura 1.1 Punzonamiento

El esfuerzo cortante para el cual ocurre la falla no sólo depende de la resistencia del acero en el cordón, sino también de la geometría de la junta.

Una junta fallada por punzonamiento se muestra en la figura 1.2.

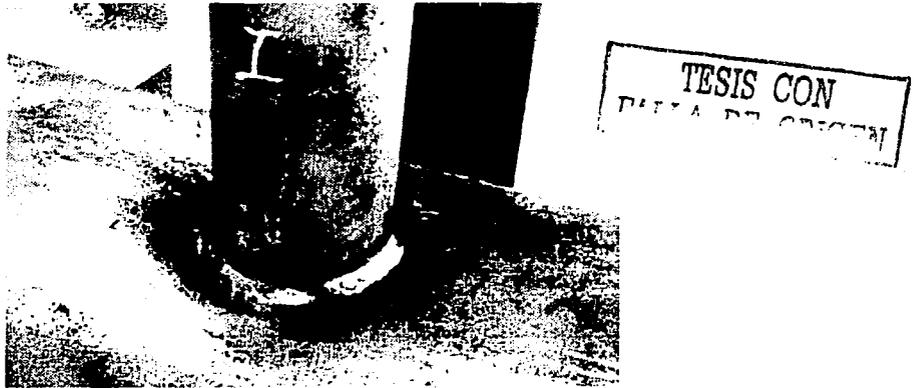


Figura 1.2 Junta que presenta falla por punzonamiento

En juntas tubulares simples, las ramas de las juntas son soldadas individualmente al miembro principal o cordón, que puede ser una pierna del jacket. El cordón es el que transfiere la carga de una rama a otra y se somete a los esfuerzos más severos en el proceso. Es común incrementar el espesor del cordón, en una longitud corta a ambos lados de la junta, para incrementar su resistencia. Dicho tramo se llama canuto.

En el API RP 2A (1993) y en las reglas de diseño propuestas por American Welding Society (1996) se especifican dos formas para predecir la capacidad de las juntas haciendo uso del concepto de punzonamiento. La primera forma es mediante el cálculo directo del esfuerzo de punzonamiento actuante, el cual debe calcularse como:

$$V_p = \tau f \text{ sen } \theta \quad 1.1.1$$

Donde:

V_p , es el esfuerzo de punzonamiento actuante.

τ , es la relación entre el espesor de la rama y el espesor del cordón (t / T).

f , es el esfuerzo axial en la rama.

θ , es el ángulo formado entre la rama y el cordón.

El esfuerzo permisible de punzonamiento debe calcularse como:

$$V_{p\text{perm}} = Q_q Q_t \frac{F_y}{0.6\gamma} \quad 1.1.2$$

Donde:

Q_q , es un factor que toma en cuenta los efectos del tipo de carga y la geometría.

Q_t , es un factor que toma en cuenta la presencia de esfuerzos longitudinales en el cordón.

γ , es la relación entre el diámetro del cordón y dos veces el espesor del cordón ($D / 2T$).

F_y , es la resistencia a la fluencia del cordón en la junta. Para los canutos, con frecuencia, se utilizan aceros de $F_y = 35$ ksi hasta $F_y = 60$ ksi.

Los factores Q_n y Q_t pueden calcularse de varias formas, dependiendo del código que haga referencia de ellos (API RP 2A, 1993; American Welding Society, 1996). Cuando se presenten esfuerzos combinados dentro y fuera del plano de flexión deben calcularse los esfuerzos de punzonamiento para cada caso y utilizar una ecuación de interacción (API RP 2A, 1993).

En tanto que el concepto de esfuerzo de punzonamiento ha probado ser de utilidad, no refleja adecuadamente el modo de falla en la junta, por lo cual existe una segunda forma alternativa, como se mencionó anteriormente, para predecir la capacidad de las juntas. Varias ecuaciones recientes se valen de la descripción de la capacidad en términos de la fuerza última de rama o momento. El uso de la fuerza de rama y el momento deben simplificar el procedimiento de diseño a partir de que las fuerzas y momentos en los extremos de los miembros son los resultados comunes del análisis estructural; presentándose resultados congruentes, mediante el empleo de ecuaciones empíricas.

La primer forma de diseño de conexiones tubulares mencionada, correspondiente al esfuerzo de punzonamiento, enfatiza la importancia del parámetro adimensional τ . De esta forma la regla de diseño establece que el punzonamiento actuante no debe exceder el punzonamiento permisible. La segunda forma establece un estado límite de diseño basado en la expresión teórica para la falla por flexión en cascarones bajo la acción de una carga puntual, desarrollando ecuaciones empíricas de capacidad a partir de resultados de pruebas.

Para establecer estas ecuaciones se utilizó la carga mínima de tres criterios de falla potenciales para definir la capacidad útil de cada junta. Un criterio es la carga máxima obtenida durante la prueba, el 2º criterio es la carga asociada con la primera grieta (más apropiado en la tensión axial) y el 3º criterio es la carga en un límite de deformación excesivo.

Es difícil para una sola fórmula predecir de manera precisa la capacidad última de juntas tubulares para un amplio rango de geometrías y configuraciones de carga. Entre otras cosas, el comportamiento post-fluencia varía. Mediante la introducción de más de una ecuación es posible mejorar la simplicidad y la precisión.

Las ecuaciones de resistencia para diferentes geometrías y tipos de carga en juntas se muestran a continuación; las cargas permisibles están basadas en las interpretaciones de pruebas de carga última y en la consideración de factores de seguridad adecuados. Las ecuaciones presentadas son las propuestas por el API RP 2A (1993) a partir del trabajo de varios investigadores (Yura et al, 1980 y Hoadley et al, 1985).

1.1.1 JUNTAS T, Y, y DOBLE T CARGADAS AXIALMENTE.

Los resultados experimentales indican que la resistencia de las juntas depende de los siguientes parámetros geométricos y propiedades del material:

- El diámetro exterior del cordón, D .
- El diámetro exterior del brazo o rama, d .
- El espesor de la pared del cordón, T .
- El espaciamento existente entre brazos, g (en juntas K).
- El ángulo entre el cordón y la rama, θ .
- El esfuerzo de fluencia del material del cordón, F_y .

La figura 1.3 muestra los diferentes tipos de juntas a las que se refiere este apartado, juntas T, Y, y Doble T, clasificadas de acuerdo a su geometría.

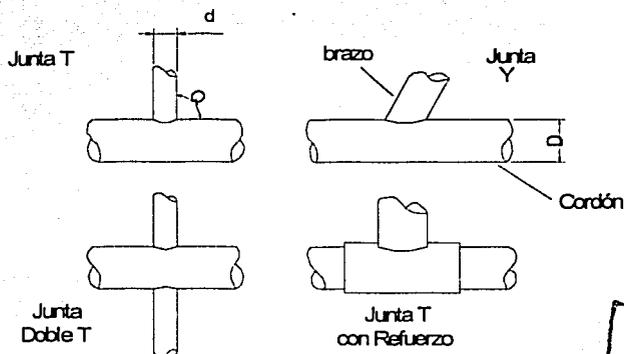


Figura 1.3 Juntas T, Y, y Doble T

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

El comportamiento de los especímenes en tensión se caracteriza por un radio de deformación que se incrementa gradualmente causado por la fluencia del cordón alrededor de la rama y la distorsión de su sección transversal (ovalada) hasta que se forma una primera grieta. La carga en la rama continúa incrementándose hasta que la separación ocurre. El comportamiento de la junta Doble T en tensión es similar al de la junta T, pero la capacidad y la rigidez son reducidas. En la figura 1.4 se muestra una junta T fallando en tensión.

TESIS CON
FALLA EN TENSION



Figura 1.4
Junta T en tensión

La carga a compresión produce la menor capacidad de la junta. La falla está usualmente asociada con la fluencia, el pandeo, y la distorsión total de la pared del cordón. De nuevo la junta Doble T es más débil que la junta T, excepto para valores de β cercanos a 1.0; donde β es la relación entre el diámetro de la rama y el diámetro del cordón, $\beta = d/D$.

Las siguientes ecuaciones pueden utilizarse para representar el límite inferior de capacidad en el cordón de las juntas:

COMPRESIÓN AXIAL EN JUNTAS T y Y.

$$P_u = \frac{F_y T^2}{\text{Sen } \theta} (3.4 + 19\beta) \quad 1.1.3$$

La ecuación anterior (Yura et al, 1980) no considera factor de seguridad, presentándose ya con las consideraciones para el diseño como se presenta en el API RP 2A (1993), la capacidad permisible para carga axial en la rama es:

$$P_u = Q_u Q_f \left(\frac{F_y T^2}{1.7 \text{ Sen } \theta} \right) \quad 1.1.4$$

Donde:

$Q_u = (3.4 + 19\beta)$, es el factor de resistencia última.

1.7, es el factor de seguridad.

Q_f , es un factor que toma en cuenta la presencia de esfuerzo nominal longitudinal en el cordón.

$$Q_f = 1.0 - \lambda \gamma A^2 \quad 1.1.5$$

Donde:

$\lambda = 0.030$ (para el caso de carga axial).

$$A = \frac{\sqrt{f_{AX}^2 + f_{PB}^2 + f_{OPB}^2}}{0.6F_y} \quad 1.1.6$$

Al denominador en la ecuación 1.1.6 se le puede sumar 1/3 de su valor , de acuerdo al incremento de esfuerzos permisibles propuesto por el AISC cuando sea aplicable a las condiciones de diseño.

f_{AX} , f_{PB} , f_{OPB} , son los esfuerzos nominales axial, de flexión en el plano y de flexión fuera del plano respectivamente que se presentan en el cordón.

COMPRESIÓN AXIAL EN JUNTAS DOBLE T y X.

Se aplica la ecuación 1.1.4, donde:

$$Q_u = (3.4 + 13\beta) Q_p$$

Donde:

$$Q_\beta = 1.0 \quad \text{para } \beta \leq 0.6 \quad 1.1.7$$

$$Q_\beta = \frac{0.3}{\beta \left(1 - \beta \frac{5}{6}\right)} \quad \text{para } \beta > 0.6 \quad 1.1.8$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Haciendo observación sobre la constante 3.4 del coeficiente Q_u ; cuando β tiende a cero, la rama representa casi una carga puntual en la superficie local del cordón, el cual puede verse relativamente como una placa plana. Un análisis de línea de fluencia de una placa cuadrada con una carga puntual perpendicular da una constante de 4.0 independiente de la dimensión plana de la placa; de ahí que el valor límite de 3.4 parece razonable en referencia con la aproximación de línea de fluencia.

En juntas doble T el comportamiento es muy similar al de juntas T para valores bajos de β , sin embargo para valores altos, se reduce significativamente la capacidad debido a que la carga es transferida entre las ramas principalmente por comportamiento de membrana en lugar de flexión de la pared del cordón.

TENSIÓN AXIAL EN JUNTAS T, Y, DOBLE T y X.

La ecuación utilizada es la 1.1.4 donde:

$$Q_u = (3.4 + 19\beta)$$

Para las pruebas que dieron a fundamentar su respectiva ecuación (Yura et al, 1980), se utilizó la carga para la cual aparecía la primera grieta, en muchos casos, la carga de límite de deformación era ligeramente mayor. Debe esperarse una dispersión considerable debido a las dificultades para definir cuando es que la grieta se ha formado, si es que se reportan grietas superficiales o grietas a través del espesor.

1.1.2 JUNTAS K CARGADAS AXIALMENTE.

La geometría de una junta K se ilustra en la figura 1.5.

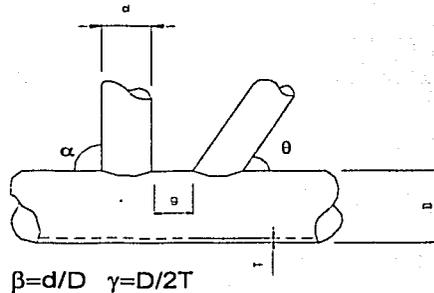


Figura 1.5
Punzonamiento

Varios estudios en juntas K han indicado que el espaciado g entre las ramas tiene una influencia significativa en la capacidad (Yura et al, 1980). Si g es relativamente grande con respecto a los miembros, la junta se comporta como una junta de rama única. Mientras g se aproxime más a cero, la resistencia total de la junta se incrementa debido a que la rigidez a la flexión de la pared del cordón entre las ramas se incrementa. Para espacios largos, la capacidad de la junta está usualmente controlada por la flexión plástica y el pandeo de la pared del cordón en la vecindad de la rama a compresión. Para g pequeños la resistencia de la junta depende de las condiciones en el espacio.

Algunas de las pruebas experimentales en juntas K (Yura et al, 1980) tuvieron una rama de 90° en compresión y una rama de 45° a tensión; en estos casos g estaba en tensión y la falla estaba gobernada en parte por la fractura del cordón o de la soldadura en esta región. Generalmente la resistencia era menor cuando la rama a 45° estaba a compresión; en estos casos, se desarrollaron en la región grandes esfuerzos de compresión.

Para valores de $g > d$ la resistencia es independiente de g y la junta debe tratarse como T o Y.

Para valores menores de g se deben aplicar las siguientes ecuaciones:

COMPRESIÓN Y TENSION DE JUNTAS K.

Se utiliza la ecuación 1.1.4, donde:

$$Q_u = (3.4 + 19\beta) Q_g$$

Donde:

$$Q_g = 1.8 - 0.1 \left(\frac{g}{T} \right) \quad \text{para } \gamma \leq 20 \quad 1.1.9$$

$$Q_g = 1.8 - 4 \left(\frac{g}{D} \right) \quad \text{para } \gamma > 20 \quad 1.1.10$$

Q_g es el factor de espaciamento, y en ningún caso debe tomarse como menor de 1.0.

1.1.3 JUNTAS CARGADAS CON MOMENTOS.

Para todas las juntas se tiene:

MOMENTO DE FLEXIÓN EN EL PLANO.

Las experiencias mostraron que los momentos podían convertirse en una carga axial equivalente dividiendo el momento entre 0.8d (Yura et al, 1980). De tal forma se obtuvo que la resistencia última sin considerar factores de seguridad es:

$$M_u = 0.8 d \frac{F_y T^2}{\text{Sen } \theta} (3.4 + 19\beta) \quad 1.1.11$$

Considerando factores de seguridad, la propuesta para diseño del API RP 2A (API, 1993) es:

$$M_u = Q_u Q_r \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ Sen } \theta} (0.8 d) \quad 1.1.12$$

Donde:

$$Q_u = (3.4 + 19\beta)$$

Q_r como se define en las ecuaciones 1.1.5 y 1.1.6, pero con:
 $\lambda = 0.045$ (para el caso de carga en flexión en el plano).

MOMENTO DE FLEXIÓN FUERA DEL PLANO.

Se utiliza la ecuación 1.1.12, donde:

$$Q_u = (3.4 + 19\beta) Q_p$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

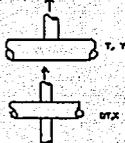
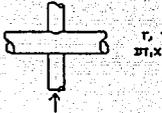
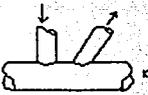
Q_b está definido en las ecuaciones 1.1.7 y 1.1.8.
 Q_f como se define en las ecuaciones 1.1.5 y 1.1.6, pero con:
 $\lambda = 0.021$ (para el caso de carga en flexión fuera del plano).

En las ecuaciones que se presentan en el API RP 2A (API, 1993) se toman en cuenta el uso de factores de seguridad, así como el efecto de la carga sobre el cordón. Además se considera el efecto de la interacción de carga como se muestra más adelante, existiendo además otras relaciones de interacción obtenidas de manera empírica.

En todos los casos, los valores de P_u y M_u pueden incrementarse 1/3 de su valor donde sea aplicable de acuerdo al diseño propuesto del AISC, en el cual se establece que donde los esfuerzos sean debidos a fuerzas laterales o verticales impuestas por condiciones de diseño ambientales, por ejemplo cargas de viento, los esfuerzos permisibles pueden incrementarse la magnitud mencionada.

En la tabla 1.1 se muestra un resumen de las ecuaciones empleadas para las distintas geometrías de las juntas.

Tabla 1.1 Ecuaciones de capacidad última de las juntas.

Junta y Tipo de Carga	Fórmula aplicable
	$P_u = \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ sen } \theta} \quad Q_f (3.4 + 19\beta)$
	$P_u = \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ sen } \theta} \quad Q_f (3.4 + 19\beta) Q_b$
	$P_u = \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ sen } \theta} \quad Q_f (3.4 + 19\beta) Q_g$
	$M_u = \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ sen } \theta} \quad Q_f (3.4 + 19\beta) (0.8 d)$
	$M_u = \frac{F_y T^2}{1.7 \text{ sen } \theta} \quad Q_f (3.4 + 19\beta) Q_b (0.8 d)$

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

1.1.4 INTERACCIÓN DE LAS CARGAS.

El diseño de juntas tubulares ha progresado a un punto en donde las ecuaciones empíricas disponibles proporcionan estimaciones de precisión razonable de la carga última para los tres casos básicos de carga. Sin embargo, estos tres casos rara vez ocurren por separado, debido a que la construcción soldada usada en marcos tubulares conduce a conexiones con resistencia al momento. Por consiguiente, la interacción entre estas tres cargas básicas necesita considerarse.

Los métodos de diseño, tales como las recomendaciones de diseño para juntas tubulares del API (API, 1993), sugieren una ecuación de interacción para juntas basada en experiencia con cargas combinadas en miembros tubulares. Por ejemplo, los momentos de flexión en el plano (IPB) y los momentos de flexión fuera del plano (OPB) pueden combinarse vectorialmente para miembros circulares que tienen la misma resistencia a la flexión en todas direcciones. Sin embargo, en las juntas, la capacidad a flexión y la rigidez son diferentes en las dos direcciones de flexión, así que los momentos se hacen adimensionales en las recomendaciones del API (API, 1993) mediante la resistencia a flexión M_u en las respectivas direcciones, como se muestra a continuación.

$$\frac{M}{M_u} = \sqrt{\left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^2} \quad 1.1.13$$

Cuando la carga axial P y el momento flexionante se aplican a una sección circular de pared delgada, la ecuación de interacción de capacidad plástica es:

$$\frac{P}{P_y} + \frac{2}{\pi} \arcsen\left(\frac{M}{M_p}\right) = 1.0 \quad 1.1.14$$

Donde P_y es la carga axial en la fluencia y M_p es la capacidad a flexión plástica. La 20ª edición del API RP-2A (API, 1993) recomienda una ecuación de interacción para juntas tubulares similar a la ecuación 1.1.14, donde P_y y M_p son reemplazados por la resistencia de la junta a carga axial y a flexión, como se muestra en la siguiente ecuación.

$$\frac{P}{P_u} + \frac{2}{\pi} \arcsen\sqrt{\left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^2} = 1.0 \quad 1.1.15$$

Las pruebas donde se combinan carga axial, IPB y OPB son difíciles de llevar a cabo, debido a que los desplazamientos largos causan momentos secundarios que deben ser debidamente monitoreados. En suma, para la combinación de IPB y OPB, la rama no se deforma en la dirección de la carga resultante debido a que la junta tiene diferente rigidez en las direcciones dentro y fuera del plano. Actualmente no hay muchos datos confiables que describan la interacción de cargas en la resistencia última de las juntas.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

1.1.5 DESARROLLO DE LA ECUACIÓN DE INTERACCIÓN.

Las ecuaciones de interacción se obtienen de igual forma de manera experimental, pudiendo variar los resultados de código a código; de acuerdo a experiencias más recientes, para la carga axial y OPB se tiene que la interacción entre los dos parámetros P/P_u y $(M/M_u)_{OPB}$ es aproximadamente lineal. Esto no debe sorprender, a partir de que la primera fluencia ocurre en el mismo punto para ambos casos de carga. La siguiente ecuación representa el límite inferior de los datos aportados por pruebas experimentales (Hoadley et al, 1985):

$$\frac{P}{P_u} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{OPB}^{1.2} = 1.0 \quad 1.1.16$$

En la figura 1.6 se muestra como es que la interacción entre estos dos parámetros no difiere mucho de ser lineal.

Para la carga axial e IPB la siguiente ecuación representa el límite inferior de los datos (Hoadley et al, 1985):

$$\frac{P}{P_u} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{IPB}^{2.1} = 1.0 \quad 1.1.17$$

La figura 1.7 muestra gráficamente como es que interactúan estos parámetros, y su diferencia con una interacción lineal.

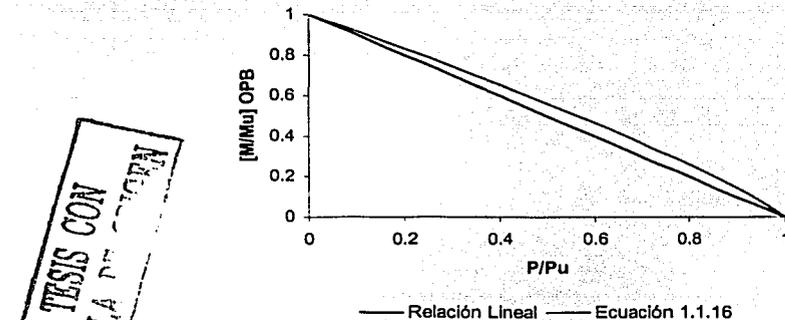


Figura 1.6 Interacción entre carga axial y momento OPB

TESIS CON
 FALLA DE CALIFICACIÓN

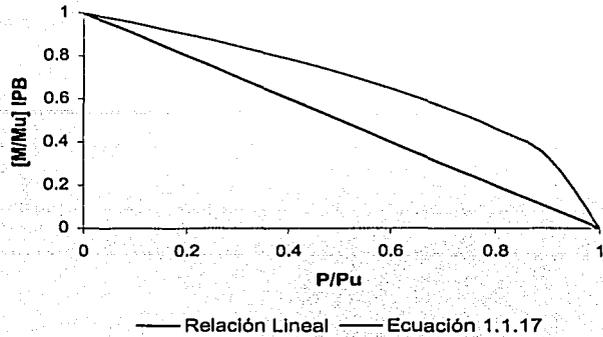


Figura 1.7 Interacción entre carga axial y momento IPB

Para la interacción entre IPB Y OPB un límite inferior razonable para los datos vistos (Hoadley et al, 1985) es:

$$\left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^{1.2} + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^{2.1} = 1.0 \quad 1.1.18$$

En la figura 1.8 se muestra gráficamente como se da esta interacción, obtenida a partir de experimentos, y como varía respecto a una relación lineal y la interacción considerada por el API RP 2A (API, 1993).

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

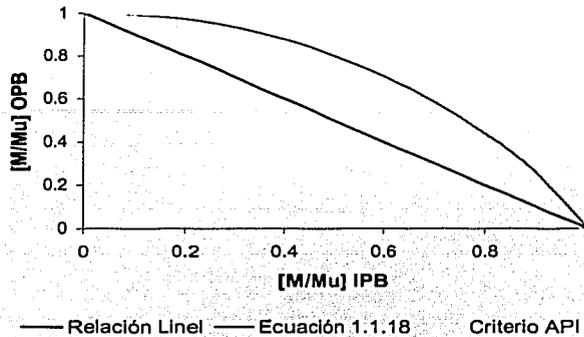


Figura 1.8 Interacción entre momentos IPB y OPB

Una ecuación de interacción para la combinación de carga axial, IPB y OPB se construye combinando los términos desarrollados anteriormente, representándose un límite:

$$\frac{P}{P_u} + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^{1.2} + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^{2.1} = 1.0 \quad 1.1.19$$

1.1.6 COMPARACIÓN CON OTRA ECUACIÓN DE INTERACCIÓN.

Los datos aportados por diversos investigadores (Yura et al, 1980 y Hoadley et al, 1985) indican una relación aproximadamente lineal entre la carga axial y el momento OPB. La suma vectorial de los momentos de IPB y OPB asumida por el Código del API (API, 1993) no es validada por los datos de las pruebas de ambos investigadores al combinar los dos momentos. Los datos muestran que la relación entre los momentos de IPB y OPB se encuentra entre una relación lineal y una suma de vectores. Se desarrolló así la ecuación de interacción 1.1.19 que difiere de la ecuación propuesta por el API en su 20ª edición (API, 1993).

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

1.2 Falla por Fluencia.

Una condición para el desarrollo de la falla en una junta tubular simple es que se sobrepase su capacidad última de carga, la cual se explicó anteriormente. Sin embargo, la junta debe proveer la suficiente capacidad para todo el rango de deformación que sufre. La falla por fluencia se debe a la excesiva deformación plástica que sufre una junta tubular de acero, pues después de haber fluido su comportamiento será plástico, siendo necesario predecir el comportamiento de la junta más allá del régimen elástico.

El criterio de fluencia está dado por el estado límite representado por la ecuación de interacción de carga entre momento y carga axial para secciones transversales tubulares (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986):

$$\left| \frac{M}{M_F} \right| - \cos \left(\frac{\pi}{2} \frac{P}{P_F} \right) = 0 \quad 1.2.1$$

En donde M_F y P_F son las capacidades de fluencia en flexión pura y carga axial pura respectivamente.

La ecuación 1.2.1 tiene su origen del análisis exacto para el caso de flexión elasto-plástica perfecta de un tubo bajo una fuerza axial sin que exista cambio de sección transversal circular a una sección oval deformada. La ecuación 1.2.1 se presentaría entonces de la forma siguiente:

$$\frac{M}{M_0} = \cos \left(\frac{\pi}{2} \frac{P}{P_0} \right) \quad 1.2.2$$

Donde M_0 es el momento máximo que puede aplicarse sin carga axial en un material elasto-plástico ideal y P_0 es la carga axial máxima que puede ser aplicada en el tubo.

La ecuación de interacción se muestra en la figura 1.9, en la cual las combinaciones de M y P que caigan dentro de la curva más no en ella, representan combinaciones elásticas y no ocurre flujo plástico. Los puntos fuera de la superficie límite no están permitidos, mientras que las combinaciones que caigan en la curva representan situaciones críticas en las cuales ocurre flujo plástico.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

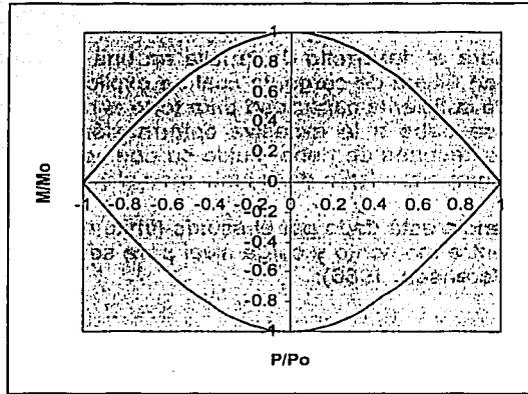


Figura 1.9 Interacción entre M y P

Si consideramos la sección tubular mostrada en la figura 1.10, asumiendo que la sección está sujeta a una distribución de esfuerzos plásticos completamente, resultado de la combinación de una fuerza axial P y un momento flexionante M.

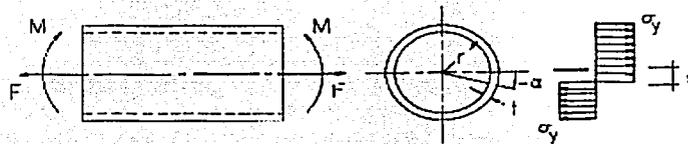


Figura 1.10 Distribución de esfuerzos plásticos en una sección tubular

Desde la fibra superior hacia abajo hasta la distancia $z = r \sin \alpha$ la sección está bajo un esfuerzo de fluencia de compresión, mientras que el resto de la sección está sujeta al esfuerzo de fluencia de tensión. Las resultantes a partir de la distribución de esfuerzos asumida están dadas por:

$$P = 2 \int_{\pi/2}^{\alpha} -F_y t r d\theta + 2 \int_{\alpha}^{\pi/2} F_y t r d\theta = 4F_y t r \alpha = 2F_y D t \alpha \quad 1.2.3$$

Para el caso límite cuando $\alpha = \pi / 2$, la carga axial plástica máxima es:

$$P_o = F_y \pi D t \quad 1.2.4$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Para el caso del momento, se tiene:

$$M = 2 \int_{\pi/2}^{\alpha} F_y t r \sin \theta d\theta + 2 \int_{\alpha}^{\pi/2} F_y t r \sin \theta d\theta = 4 F_y t r^2 \cos \alpha = F_y D^2 t \cos \alpha \quad 1.2.5$$

El momento plástico máximo ocurre para $\alpha = \pi$.

$$M_o = F_y D^2 t \quad 1.2.6$$

Se tiene entonces, a partir de las ecuaciones 1.2.3 y 1.2.4 la siguiente relación:

$$\frac{F}{F_o} = \frac{\alpha}{\pi/2} \Rightarrow \alpha = \frac{\pi F}{2 F_o} \quad 1.2.7$$

De las ecuaciones 1.2.5 y 1.2.6 se tiene la relación:

$$\frac{M}{M_o} = \cos \alpha \quad 1.2.8$$

Así, de las ecuaciones 1.2.7 y 1.2.8 se obtiene la ecuación de interacción:

$$\frac{M}{M_o} = \cos \left(\frac{\pi P}{2 P_o} \right) \quad 1.2.2$$

La ecuación de interacción para momento y carga axial en una sección transversal tubular se utiliza también como el criterio de fluencia para las juntas tubulares, dado que presentan la misma sección, sin embargo para la consideración de los momentos en los diferentes planos, el API (API, 1993) hace uso de la ecuación 1.1.13, así como de las ecuaciones 1.1.4 y 1.1.12 para la capacidad a carga axial y flexión de las juntas, tomando como base que la experimentación realizada (Yura et al, 1980) proporciona valores más reales, sin perder en cuenta las consideraciones para cada geometría de junta.

Queda entonces definida la ecuación para el criterio de fluencia de las juntas como:

$$\sqrt{\left(\frac{M}{M_u} \right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{OPB}^2} - \cos \left(\frac{\pi P}{2 P_u} \right) = 0 \quad 1.2.9$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

1.3 Falla por Pandeo.

En una junta tubular existen fuerzas axiales y momentos de flexión interactuando, pudiendo ejercer efectos de compresión en el elemento. Estos esfuerzos de compresión axial y de flexión actuantes en la junta pueden crecer de tal forma que se alcance un valor crítico del sistema y se conoce como pandeo. El pandeo se puede definir como la súbita flexión, alabeo o arrugamiento del elemento bajo esfuerzos de compresión. Se dice que un sistema estructural o un miembro aislado es estable cuando vuelve a su estado original después de eliminar la acción perturbadora, que puede ser una fuerza o un desplazamiento. Bajo ciertas condiciones, el sistema no puede alcanzar un estado de equilibrio, y la perturbación causa una deformación de magnitud indeterminada. El incremento de la deformación, así como el incremento de los esfuerzos hace que la inestabilidad sea cada vez mayor. El fenómeno de inestabilidad resulta del hecho de que el cambio en la geometría de la estructura, la deformación, influye en las condiciones de equilibrio. El cordón de una junta en la cual se presente pandeo, podría observarse como lo muestra la figura 1.11.

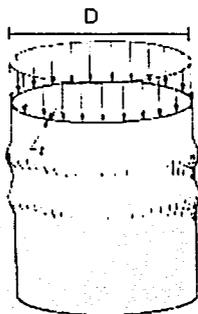
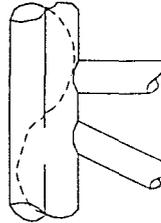


Figura 1.11 Pandeo en el miembro principal de una junta

La falla por pandeo implica la distorsión de la sección cilíndrica que constituye el cordón, pudiendo ser entonces la nueva configuración de la junta la mostrada en la figura 1.12.



TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Figura 1.12
Pandeo en Junta

La forma básica del criterio de diseño de un miembro sujeto a compresión axial y a flexión simultáneas es una ecuación lineal de interacción. Dicha ecuación representa el estado límite para el cual un elemento cumple con un comportamiento adecuado a flexocompresión, de otra forma, si la ecuación no se cumple debido a que los esfuerzos axiales o bien los de flexión sean muy grandes, puede ocurrir una inestabilidad en elemento, provocando el pandeo.

$$\frac{P}{P_a} + \frac{M}{M_a} \leq 1.0 \quad 1.3.1$$

Entonces el límite del criterio de estabilidad (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986) puede ser escrito como:

$$\frac{P}{P_a} + \frac{M}{M_a} = 1.0 \quad 1.3.2$$

Donde P_a y M_a son los valores permisibles de la carga axial y del momento, cuando actúan por separado, y P y M son los valores de diseño de la carga axial y momento flexionante que actúan simultáneamente. El momento M se toma en una sección crítica y depende tanto del momento flexionante primario, debido a las cargas transversales y los momentos de extremo, como del momento flexionante secundario o de segundo orden, debido a la carga axial y a la deformación del miembro.

Para el diseño, usualmente es conveniente escribir la ecuación 1.3.1 en términos de los esfuerzos, como sigue:

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{f_b}{F_b} \leq 1.0 \quad 1.3.3$$

Donde:

F_a es el esfuerzo de compresión axial permisible si sólo existiera carga axial.

F_b es el esfuerzo de compresión por flexión permisible si sólo existiera momento de flexión.

f_a es el esfuerzo axial calculado.

f_b es el esfuerzo de compresión por flexión calculado en el punto considerado.

Para el cálculo de los esfuerzos se tiene:

$$f_a = \frac{P}{A} \quad 1.3.4$$

Donde A es el área sobre la cual se aplica la fuerza P.

$$f_b = \frac{M}{S} \quad 1.3.5$$

Donde M es el momento flexionante y S es el módulo de sección.

Dentro de los códigos existentes se presentan diferentes reglas para la determinación de esfuerzos permisibles de compresión para el diseño de plataformas marinas. Estas diferencias son debidas a las interpretaciones de los datos experimentales disponibles y los estudios teóricos que hacen los que desarrollan las especificaciones.

Para este documento se utilizan las recomendaciones de diseño del API RP 2A (1993), que están basadas en las Especificaciones para el Diseño, Fabricación y Erección de Estructuras de Acero para Edificios del AISC, mismas que se encuentran señaladas en el manual del IMCA (IMCA, 2001); así como en diversas pruebas realizadas por el API para evaluar los efectos de los métodos de fabricación e imperfecciones iniciales en la resistencia al pandeo de cilindros sujetos a carga axial y a flexión.

De acuerdo al criterio básico mencionado anteriormente en las ecuaciones 1.3.1 y 1.3.3, y extendiendo el caso a la flexión biaxial, el AISC propone tres ecuaciones para el diseño de miembros sometidos simultáneamente a esfuerzos de compresión axial y a esfuerzos de flexión biaxial, cuya forma es:

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{f_{bx}}{F_{bx}} + \frac{f_{by}}{F_{by}} \leq 1.0 \quad 1.3.6$$

El API (API, 1993) utiliza estas tres ecuaciones, 1.3.4, 1.3.5 y 1.3.6, para el diseño de miembros cilíndricos, pero con ciertas consideraciones propias. La diferencia entre las ecuaciones empleadas radica en que el API calcula un momento de flexión actuante equivalente, como la raíz cuadrada de la sumatoria de los cuadrados de los momentos en las dos direcciones principales X y Y; siendo análogo para los esfuerzos producidos para dichos momentos. Además, el API considera que los esfuerzos permisibles por flexión en ambas direcciones son iguales: $F_b = F_{bx} = F_{by}$.

Se tiene entonces que los miembros deben diseñarse para que satisfagan las dos condiciones siguientes:

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{C_m \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{(1 - \frac{f_a}{F'_e}) F_b} \leq 1.0 \quad 1.3.7$$

$$\frac{f_a}{0.6F_y} + \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{F_b} \leq 1.0 \quad 1.3.8$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Ambas ecuaciones son las mismas que se presentan en AISC, donde C_m es un factor de ajuste que depende del tipo de carga y F'_e es el esfuerzo de Euler dividido entre un factor de seguridad.

Cuando $f_a/F_a \leq 0.15$ la siguiente fórmula podrá utilizarse en lugar de las ecuaciones 1.3.7 y 1.3.8.

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{F_b} \leq 1.0 \quad 1.3.9$$

La ecuación 1.3.7 asume que los mismos valores de C_m y F'_e son apropiados para f_{bx} y f_{by} . Si deben aplicarse valores diferentes, la siguiente ecuación debe utilizarse:

$$\frac{f_a}{F_a} + \frac{\sqrt{\left(\frac{C_{mx} f_{bx}}{1 - (f_a/F'_{ex})}\right)^2 + \left(\frac{C_{my} f_{by}}{1 - (f_a/F'_{ey})}\right)^2}}{F_b} \leq 1.0 \quad 1.3.10$$

En donde $1 / (1 - f_a/F'_{ex})$ es un factor para amplificar el efecto de flexión, ya que considera el efecto secundario o de segundo orden de la deformación.

Donde F'_e es:

$$F'_e = \frac{12\pi^2 E}{23 \left(\frac{Kl}{r_i}\right)^2} \quad 1.3.11$$

Donde l_i es la longitud real sin arriostramiento, o longitud no soportada lateralmente, en el plano de flexión y r_i es el radio de giro correspondiente; K es el factor de longitud efectiva en el plano de flexión y E es el módulo de Young. La relación de esbeltez efectiva está definida por (Kl/r) .

Los esfuerzos permisibles, es decir, F_a y F_b , podrán incrementarse 1/3 por encima de los valores previstos cuando sea aplicable, es decir, cuando sean producidos por cargas debidas a condiciones ambientales, como viento, carga de tormenta y sismo, como lo señala el AISC.

1.3.1 ESFUERZOS AXIALES PERMISIBLES.

Cuando el esfuerzo axial que se presenta es de tensión, el esfuerzo permisible tendrá el valor de $0.6F_y$, donde F_y es el esfuerzo de fluencia.

El esfuerzo permisible de compresión F_a debe determinarse de las ecuaciones propuestas por el AISC, para elementos con relaciones $D/T \leq 60$, donde D es el diámetro exterior del cilindro y T es el espesor de la pared.

$$F_a = \frac{\left[1 - \frac{(Kl/r)^2}{2C_c^2}\right] F_y}{\frac{5}{3} + \frac{3(Kl/r)}{8C_c} - \frac{(Kl/r)^3}{8C_c^3}} \quad \text{para} \quad \frac{Kl}{r} < C_c \quad 1.3.12$$

$$F_a = \frac{12\pi^2 E}{23 \left(\frac{Kl}{r}\right)^2} \quad \text{para} \quad \frac{Kl}{r} \geq C_c \quad 1.3.13$$

Donde:

$$C_c = \sqrt{\frac{2\pi^2 E}{F_y}} \quad 1.3.14$$

Para elementos con relaciones $D/T > 60$, se sustituye F_y por el esfuerzo de pandeo local crítico F_{xc} , definido a continuación en las ecuaciones 1.3.15, 1.3.16 y 1.3.17, en la determinación de F_a y C_c de las ecuaciones 1.3.12, 1.3.13 y 1.3.14.

El esfuerzo de pandeo local de un cascarón cilíndrico con paredes delgadas sometido a compresión uniforme, puede determinarse teóricamente como:

$$F_{xc} = 2cE \left(\frac{T}{D}\right) \quad 1.3.15$$

Teóricamente el coeficiente crítico de pandeo elástico: c , tiene un valor de 0.6, sin embargo, las pruebas indican que los tubos pueden desarrollar realmente sólo una fracción de este esfuerzo, porque el pandeo de un tubo cilíndrico es altamente sensitivo a las imperfecciones iniciales. Además, las imperfecciones que resultan de las melladuras de los bordes durante la fabricación, las soldaduras de las juntas y otras irregularidades semejantes, pueden reducir notablemente el esfuerzo de pandeo. Por ello, el API (1993)

recomienda el uso de $c = 0.3$, teniendo la ecuación para el esfuerzo elástico de pandeo local.

$$F_{xc} = 0.6 E \left(\frac{T}{D} \right) \quad 1.3.16$$

La ecuación 1.3.16 se recomienda para valores del espesor $T > 6.34$ mm (0.25 pulgadas), valores usuales en las plataformas marinas; para valores de T menores se recomienda reducir el valor de c , pudiendo llegar a ser hasta de 0.12.

Cuando se trate de pandeo local en el rango inelástico podrá obtenerse el esfuerzo crítico de pandeo con otra ecuación, obtenida empíricamente por el API (API, 1993) y Miller (Miller, 1981), siempre y cuando este valor sea menor que el obtenido por medio de la ecuación 1.3.16.

$$F_{xc} = F_y \left[1.64 - 0.23 \left(\frac{D}{T} \right)^{0.25} \right] \quad 1.3.17$$

1.3.2 ESFUERZOS DE FLEXIÓN PERMISIBLES.

Los esfuerzos permisibles por flexión propuestos por el API (API, 1993) difieren de los propuestos por el AISC en la obtención de los mismos. Mientras que el AISC clasifica a los esfuerzos permisibles por flexión de acuerdo a la relación de esbeltez existente, el API los clasifica de acuerdo a la relación del diámetro exterior entre el espesor de la pared (D/T). Con el criterio del API (API, 1993) se tienen los siguientes esfuerzos permisibles por flexión:

Para $D/T \leq 10340 / F_y$ (unidades SI):

$$F_b = 0.75 F_y \quad 1.3.18$$

Para $10340 / F_y < D/T \leq 20680 / F_y$ (unidades SI):

$$F_b = \left[0.84 - 1.74 \frac{F_y D}{E T} \right] F_y \quad 1.3.19$$

Para $20680 / F_y < D/T \leq 300$ (unidades SI):

$$F_b = \left[0.72 - 0.58 \frac{F_y D}{E T} \right] F_y \quad 1.3.20$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

1.3.3 FACTORES DE LONGITUD EFECTIVA Y REDUCCIÓN POR TIPO DE CARGA.

La determinación de la relación de esbeltez efectiva K/r para miembros cilíndricos a compresión debe estar acorde con las especificaciones del AISC. Un análisis racional para definir los factores de longitud efectiva debe considerar las longitudes no soportadas lateralmente que se presentan en las juntas. Así mismo, una definición del coeficiente de reducción C_m debe considerar las cargas actuantes en el elemento. Los valores de K y C_m son indispensables para el cálculo de las ecuaciones 1.3.7, 1.3.10, 1.3.11, 1.3.12 y 1.3.13. Para evitar la dificultad que implica un análisis y reducir el tiempo de trabajo, el API recomienda los valores de K y C_m que se muestran en la tabla 1.2.

Tabla 1.2 Factores de longitud efectiva y de reducción.

SITUACIÓN	K	C_m (ec.)
Piernas de la superestructura arriostradas	1.0	1.3.21
Piernas de la superestructura no arriostradas (Portal)	Ver AISC	1.3.21
Piernas del jacket con secciones rellenas	1.0	1.3.23
Piernas del jacket huecas	1.0	1.3.23
Pilas con secciones sin rellenar	1.0	1.3.22
Miembros del marco del muelle con mov. dentro del plano	0.8	1.3.22
Miembros del marco del muelle con mov. fuera del plano	1.0	1.3.21 ó 1.3.22
Brazos del jacket de diagonales principales	0.8	1.3.22 ó 1.3.23
Brazos del jacket tipo K	0.8	1.3.23
Segmentos de longitud de brazos tipo X	0.9	1.3.23
Horizontales Secundarias	0.7	1.3.23
Miembros de cordón del marco del muelle	1.0	Menor valor

Los valores del coeficiente de reducción C_m referidos en la tabla 1.3.1 son los mismos propuestos por el AISC, con la misma terminología.

$$C_m = 0.85 \quad 1.3.21$$

$$C_m = 0.6 - 0.4 \left(\frac{M_1}{M_2} \right) \quad \text{si} \quad 0.4 \leq C_m \leq 0.85 \quad 1.3.22$$

$$C_m = 1 - 0.4 \left(\frac{f_a}{F'_a} \right) \leq 0.85 \quad 1.3.23$$

El programa de cómputo SESAM, para el análisis de plataformas marinas, considera $C_m = 1$ en juntas tubulares y para diferentes planos de acción.

TESIS CON
 FOLIO 17
 ORIGEN

1.4 Falla por Fatiga.

Las estructuras marinas están sometidas permanentemente a cargas aleatorias durante su vida útil, producto de las condiciones climáticas y oceanográficas propias de su ambiente. La fuente principal de carga estructural para estructuras cimentadas en el lecho marino son las olas del océano que impactan a la plataforma. Cada elemento y junta estructural sufre cambios en sus esfuerzos internos, debido a la acción de dichas cargas, provocando que el material se fatigue.

La fatiga se define como el proceso de cambio estructural progresivo, permanente y localizado que ocurre en un material sujeto a condiciones que producen esfuerzos y deformaciones fluctuantes en algún punto o puntos, y que puede culminar en la aparición de grietas hasta llegar a la fractura completa después de cierto número de fluctuaciones.

Las fluctuaciones de esfuerzo que se presentan en las plataformas ocurren de forma predominante como resultado de cargas de ola. Los esfuerzos resultantes del oleaje y la correspondiente respuesta estructural dinámica son típicamente aleatorios. La fatiga en la estructura, debida a los esfuerzos oscilatorios, es un posible modo de falla para las plataformas de acero tipo jacket.

La falla por fatiga puede ocurrir en un componente o estructura si la carga o esfuerzo aplicado varía con el tiempo. La falla puede ocurrir aún cuando el esfuerzo pico alcanzado en cualquier momento durante el servicio es menor que el esfuerzo de fluencia.

El problema de fatiga se manifiesta en forma muy localizada en puntos donde existen incrementos considerables del esfuerzo actuante, conocidos como puntos críticos, generándose en el material fisuras imperceptibles a la vista, para ir creciendo e incluso alcanzar el espesor total del material, pudiendo comprometer la estabilidad de la estructura. Estos puntos críticos se localizan en las juntas soldadas, sitios que además de ser vulnerables a la fatiga, pueden tener defectos de soldadura. Sin embargo, la falla de una junta no necesariamente compromete la integridad de la estructura.

La figura 1.13 muestra a diferentes escalas donde se presenta el problema de falla por fatiga en una plataforma.

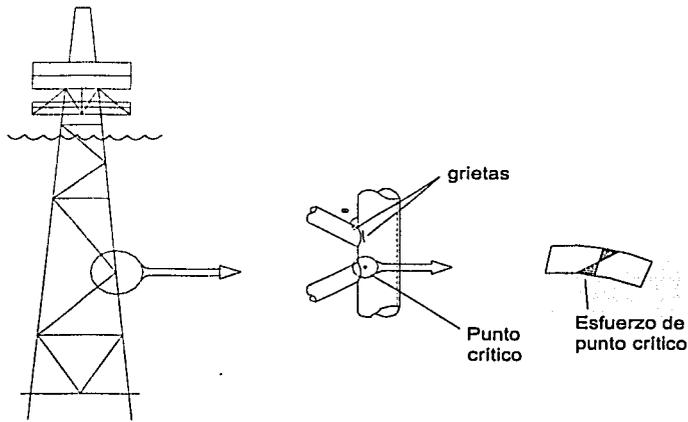


Figura 1.13 Problema de falla por fatiga

La figura 1.14 muestra más claramente donde se localizan los puntos críticos en una junta K.

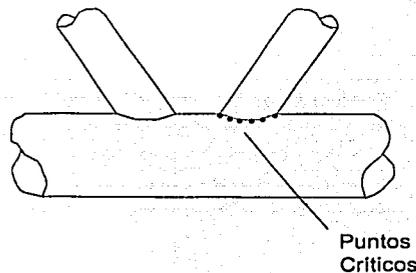


Figura 1.14
Puntos críticos en Junta K

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Estudios realizados (Vughts et al, 1976) indican que la fatiga en estructuras costa afuera es un fenómeno típico de fatiga de ciclos de baja amplitud, es decir, el mayor daño, por mucho, es causado por la ocurrencia de muchos ciclos con rangos pequeños de esfuerzos. La ocurrencia de tormentas severas excepcionales, es decir, los huracanes, tradicionalmente no es considerada en la estimación del daño por fatiga, pues aunque los rangos de esfuerzos son mayores, el número de ciclos que ocurren en esta condición es muy pequeño comparado con el total de ciclos de esfuerzo a que se somete la estructura a lo largo de su vida útil. Consecuentemente, la respuesta estructural ante estados de

mar con olas de baja altura y periodos cortos de ola es de primordial importancia. Un estado de mar es considerado una condición de la superficie del agua durante un cierto intervalo de tiempo en el cual las propiedades estadísticas no cambian; esta condición puede caracterizarse como un proceso aleatorio.

Uno de los factores más característicos de una superficie fracturada por fatiga es la naturaleza progresiva de la falla. Es usual graficar el esfuerzo de fatiga como función del número de ciclos a la falla (curvas S-N), debido a que este tipo de falla progresiva es debido a la naturaleza cíclica de variación del esfuerzo donde cada ciclo causa daño.

1.4.1 CURVAS S-N.

La curva de fatiga o curva S-N es la representación gráfica de los datos de fatiga, presentando el rango de esfuerzos (S ó σ_R) vs el número de ciclos a la falla en ese rango de esfuerzos (N). Las curvas S-N representan relaciones empíricamente determinadas entre el rango de esfuerzos y el número de ciclos a la falla.

La figura 1.15 muestra una curva S-N, en donde se separa de manera arbitraria la fatiga de ciclos de amplitud alta de la fatiga de ciclos de baja amplitud.

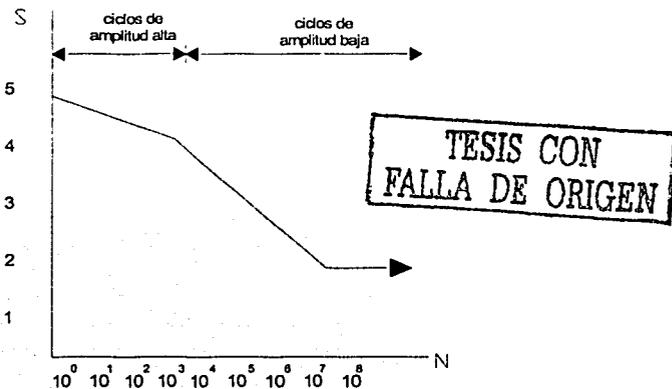


Figura 1.15 Fatiga de amplitud alta y fatiga de amplitud baja

Las curvas S-N usualmente se grafican como líneas rectas en una escala log-log. La relación logarítmica parece estar conformada por toda evidencia experimental disponible (Fuchs et al, 1980). Las curvas S-N se formulan:

$$\log N = a \log S + \log b$$

$$N = b S^a$$

Donde a y b son constantes propias de la ecuación.

La resistencia de fatiga es un valor hipotético de esfuerzo a la falla para exactamente N ciclos, determinado a partir del diagrama S-N. El límite de fatiga es el valor límite de la resistencia por fatiga media cuando N se vuelve muy largo.

La prueba experimental básica de ingeniería a la que se someten especímenes estándar para determinar la resistencia a la fatiga es la prueba de ciclos de carga propuesta por A. Wöhler (Radaj, 1990), en la cual el espécimen es sujeto a una carga repetida y periódica, usualmente sinusoidal, de amplitud constante. De esta forma, el número de ciclos soportados antes de la fractura se gráfica contra la carga o la amplitud de esfuerzo (curva S-N).

La prueba de Wöhler de amplitud constante no es adecuada para condiciones reales en donde las secuencias de carga con amplitud variable son predominantes y donde frecuentemente se presentan procesos sin un periodo definido. La prueba de amplitud aleatoria ha introducido una alternativa, en la cual se aplica una secuencia de carga aleatoria dentro de un rango de amplitudes y frecuencias contenidas. Sin embargo, los resultados de dichas pruebas son menos apropiados para generalizar.

Los ciclos de esfuerzo aplicados tienen parámetros de carga comunes, los cuales son: el esfuerzo medio S_m , la amplitud de esfuerzo S_a , el esfuerzo máximo $S_{m\max}$ y el esfuerzo mínimo $S_{m\min}$, como se muestra en la figura 1.16.

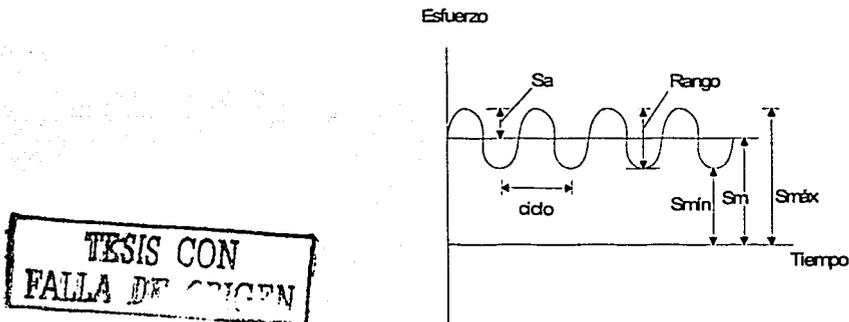


Figura 1.16 Ciclos de Esfuerzos

El proceso de la falla por fatiga puede visualizarse en 4 etapas:

1. Iniciación.
2. Crecimiento lento de las grietas.
3. Propagación inestable de grietas.
4. Fractura final.

En las curvas S-N, S es el esfuerzo aplicado y N es el número de ciclos o vida hasta la falla, donde la falla se define como fractura (Fuchs et al, 1980). La palabra fractura implica el último estado del proceso de fatiga, es la separación de un componente o

estructura en dos o más partes. Las curvas S-N no separan la iniciación de la grieta de la propagación, y sólo muestran la vida total a la fractura.

Existen muchos tipos de curvas S-N que difieren enormemente entre sí, dependiendo del tipo de acero o del tipo de detalle estructural que se refiera.

Diferentes curvas S-N han sido desarrolladas para conexiones de elementos placa y conexiones de elementos tubulares, utilizadas para determinar el número de ciclos necesarios para producir la falla en un material ante un intervalo específico de esfuerzos. Para el diseño de conexiones tubulares las curvas desarrolladas son aplicables cuando la junta esta sujeta a una carga que es oscilatoria y se supone que existe una protección catódica. La mayoría de los códigos utilizan curvas S-N obtenidas en pruebas de fatiga hechas en aire, suponiendo que la protección catódica evitará cualquier acción de corrosión en las soldaduras. Las experiencias obtenidas de especímenes sujetos a condiciones corrosivas como agua de mar no resultan ser muy diferentes de las pruebas obtenidas en aire (Fuchs et al, 1980).

Para conexiones tubulares las curvas S-N más usadas son las propuestas por el API RP 2A (API, 1993). El API propone utilizar dos curvas: X y X', las cuales son aplicables a carga aleatoria y suponen una eficiente protección catódica. Cada una de estas curvas presenta un punto llamado límite de endurecimiento o límite de fatiga, en dónde los esfuerzos inferiores a este punto no producirán daño y por lo tanto, se tendrá una vida infinita. La curva X es aplicable a soldaduras que cumplen con un control en el perfil (API, 1993) y tienen un espesor en la rama menor a 1 pulgada. La curva X' debe utilizarse en soldaduras que no cumplen con un control en su perfil, pero que cumplen con las especificaciones del ANSI/AWS D1.1-96 (AWS, 1997) y tienen un espesor en su rama menor a 0.625 pulgadas. En la figura 1.17 se muestran las curvas propuestas por el API (API, 1993).

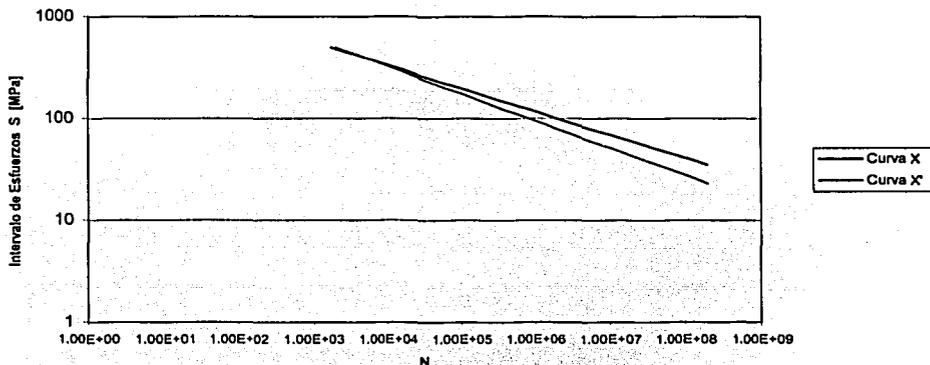


Figura 1.17 Curvas S-N usadas por el API

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Debe tenerse siempre en cuenta que la curva S-N utilizada debe estar acorde con el tipo de detalle estructural, así como con los factores de concentración de esfuerzos utilizados.

1.4.2 FACTORES DE CONCENTRACIÓN DE ESFUERZOS.

El daño total por fatiga en un punto de esfuerzo es la acumulación de todos los daños debido a los estados de mar en todas las direcciones y sus probabilidades de ocurrencia. Los esfuerzos se concentran en la conexión, en puntos cercanos a la soldadura. En ocasiones la concentración produce un máximo esfuerzo de veinte veces el esfuerzo nominal actuante en el elemento. Para obtener estos esfuerzos en los puntos críticos se utilizan los factores de concentración de esfuerzos (FCE), definidos como la relación entre el esfuerzo existente en el punto crítico y el esfuerzo nominal del elemento. Los FCE dependen de parámetros como: características geométricas, tipo de soldadura, y el tipo de esfuerzo aplicado en las conexiones tubulares.

$$FCE = \frac{\sigma_{\text{punto crítico}}}{\sigma_{\text{nominal}}}$$

1.4.1

El daño por fatiga ocurre predominantemente en las intersecciones entre miembros (juntas) de la estructura, porque son, generalmente, las regiones más esforzadas. El esfuerzo nominal del miembro obtenido de un análisis de esfuerzos de la estructura no representa el estado verdadero de esfuerzos en las juntas. Una evaluación detallada de los esfuerzos en las juntas requiere un análisis separado de elemento finito de cada junta. Dado que esto no es práctico, los esfuerzos en las juntas son generalmente estimados multiplicando el esfuerzo nominal por el factor de concentración de esfuerzos (FCE) obtenido del análisis de juntas típicas.

Resulta atractivo el desarrollo de una serie de ecuaciones semi-empíricas para estimar la magnitud relativa del esfuerzo de punto crítico con respecto al nominal, ya que existe una gran variedad de geometrías en juntas tubulares. Se puede analizar el problema del cálculo de la concentración de esfuerzos en diferentes tipos de juntas simples: juntas T, juntas K, juntas TK, juntas Y, juntas Doble T. Se pueden presentar ecuaciones semi-empíricas para la estimación de los esfuerzos concentrados, debidos a cargas axiales y momentos flexionantes, dependiendo también el FCE si se trata del cordón o de la rama de la junta. Los esfuerzos por torsión y cortante son generalmente insignificantes en su contribución, por lo que son despreciados.

Existen ciertos parámetros que gobiernan la distribución de esfuerzos en los diferentes tipos de juntas, mostrados en la figura 1.18:

- a) T/D, relación del espesor al diámetro del cordón, influye la flexibilidad radial de éste.
- b) d/D, denominado β es la relación de diámetros de rama y cordón.
- c) t/T, denominado τ es la relación de espesores de rama y cordón. Gobierna principalmente el esfuerzo flexionante en la rama en la intersección.
- d) θ ; ángulo de inclinación de la rama con respecto al cordón.

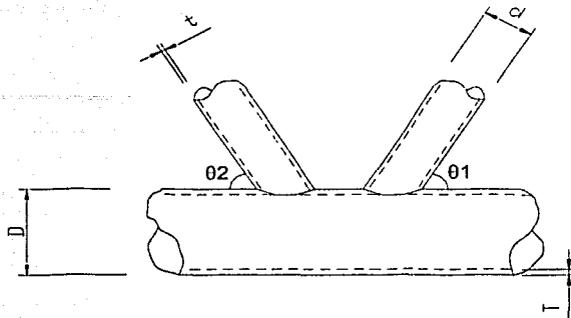


Figura 1.18 Parámetros en una Junta K

Para juntas T es necesario modelar la distancia entre los extremos del cordón, dado que la flexión es el efecto transmitido principalmente. Para ello se averigua la relación diámetro entre longitud de cordón. Este efecto no existe en juntas K y TK debido a la manera en que la carga es transmitida dentro y fuera de la junta a través de las múltiples intersecciones de los miembros.

Las juntas K y TK deben modelarse con un parámetro que indique el efecto del espaciado entre las ramas. El tamaño del espaciado es una medida de la flexión de la pared del cordón en el área de espaciado, debido a la transferencia de carga de un brazo a otro a través del espaciado. El incremento del espaciado lleva eventualmente a considerar a una junta K como dos juntas Y por separado. Este parámetro se incluye como la relación entre el espaciado y el diámetro del cordón.

Los autores más importantes que han formulado ecuaciones para la obtención de factores de concentración de esfuerzos son Kuang-Potvin-Leick, Wordsworth-Smedley, Marshall y Efthymiou (API, 1993). En la tabla 1.3 se presentan las fórmulas desarrolladas por Kuang, Potvin y Leick (Kuang et al, 1975) para juntas T o Y, y en la tabla 1.4 se presentan las fórmulas desarrolladas para juntas K.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 1.3 FCE para juntas T y Y.

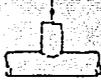
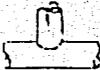
Tipo de Carga	Porción de Junta	Fórmula aplicable	No.
 Axial	Cordón	$FCE = 1.177(T/D)^{-0.808} e^{-1.2(\beta)} (\tau)^{1.333} (D/L)^{-0.057} \text{sen}^{1.694}\theta$	1.4.2
	Brazo	$FCE = 2.784(T/D)^{-0.55} e^{-1.35(\beta)} (\tau) (D/L)^{-0.12} \text{sen}^{1.94}\theta$	1.4.3
 IPB	Cordón	$FCE = 0.41(T/D)^{-0.6} (\beta)^{-0.04} (\tau)^{0.86} \text{sen}^{0.57}\theta$	1.4.4
	Brazo	$FCE = 1.027(T/D)^{-0.23} (\beta)^{-0.38} (\tau)^{0.38} \text{sen}^{0.21}\theta$	1.4.5
 OPB	Cordón ($0.3 \leq \beta \leq 0.55$)	$FCE = 0.465(T/D)^{-1.014} (\beta)^{0.787} (\tau)^{0.889} \text{sen}^{1.557}\theta$	1.4.6
	Cordón ($0.55 \leq \beta \leq 0.75$)	$FCE = 0.199 (T/D)^{-1.014} (\beta)^{-0.619} (\tau)^{0.889} \text{sen}^{1.557}\theta$	1.4.7
	Brazo ($0.3 \leq \beta \leq 0.55$)	$FCE = 0.803(T/D)^{-0.852} (\beta)^{-0.801} (\tau)^{0.543} \text{sen}^{2.033}\theta$	1.4.8
	Brazo ($0.55 \leq \beta \leq 0.75$)	$FCE = 0.420(T/D)^{-0.852} (\beta)^{-0.281} (\tau)^{0.543} \text{sen}^{2.033}\theta$	1.4.9

Tabla 1.4 FCE para juntas K.

Tipo de Carga	Porción de Junta	Fórmula aplicable	No.
Carga Axial	Cordón ($0^\circ < \theta \leq 45^\circ$)	$FCE = 0.939(T/D)^{-0.5} (\beta)^{-0.235} (\tau) (g/D)^{0.094} \text{sen}^{0.19}\theta$	1.4.10
	Cordón ($45^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$)	$FCE = 1.37(T/D)^{-0.5} (\beta)^{-0.235} (\tau) (g/D)^{0.094} \text{sen}^{1.26}\theta$	1.4.11
	Brazo ($0^\circ < \theta \leq 45^\circ$)	$FCE = 3.077(T/D)^{-0.066} (\beta)^{-0.642} (\tau)^{0.433} (g/D)^{0.048} \text{sen}^{0.26}\theta$	1.4.12
	Brazo ($45^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$)	$FCE = 3.736(T/D)^{-0.066} (\beta)^{-0.642} (\tau)^{0.433} (g/D)^{0.048} \text{sen}^{0.82}\theta$	1.4.13
IPB	Cordón	$FCE = 0.87(T/D)^{-0.38} (\beta)^{0.06} (\tau)^{0.94} \text{sen}^{0.9}\theta$	1.4.14
	Brazo	$FCE = 2.57 (\beta)^{-0.35} (\tau)^{0.35} \text{sen}^{0.5}\theta$	1.4.15

Cuando el FCE es muy alto y el esfuerzo nominal bajo, como en estructuras soldadas, o existe la posibilidad de transferir la carga a otro elemento; al iniciarse la fisura en un elemento, ésta no provocará la falla rápida de la estructura debido a que el agrietamiento será más lento o se detendrá. Por ello, el diseño utilizando las curvas S-N para componentes no es necesariamente aplicable; una de las formas en que puede mejorarse la estimación de la vida por fatiga es determinar las curvas de fatiga para juntas soldadas típicas, tomando en cuenta con ello ciertas características de servicio, haciendo que la aproximación sea más real. Desafortunadamente la relación de iniciación entre propagación puede ser diferente a través de diferentes periodos en el tiempo, por ejemplo, cuando intervienen condiciones de corrosión, haciendo que la aproximación utilizando la curva de fatiga sea imprecisa.

1.4.3 ELEMENTOS DEL ANÁLISIS POR FATIGA.

Para estimar la vida por fatiga en un proceso de inspección es necesario determinar si la carga de servicio hará que se produzca crecimiento en la grieta del tamaño inicial al crítico, además de saber que rango de crecimiento puede esperarse.

La predicción de fatiga en estructuras costa afuera es un proceso extraordinariamente complicado que involucra muchos factores. Entre las fuentes de incertidumbre pueden mencionarse las siguientes:

1. Los datos básicos de fatiga están sujetos a una enorme dispersión estadística.
2. Se combinan viento, olas y corriente para dar cargas aleatorias.
3. Parámetros como Factores de Concentración de Esfuerzos (FCE), Curvas de fatiga (Curvas S-N), Espectros de oleaje.
4. La geometría hace el análisis de esfuerzos difícil.
5. Las ecuaciones usadas para describir la evolución de la grieta por fatiga bajo esfuerzos aleatorios son aproximadas.
6. Los defectos en las discontinuidades en juntas soldadas complican la predicción de la iniciación y propagación de las grietas por fatiga.
7. Los resúmenes estadísticos de los procesos de olas oceánicas no son siempre precisos.
8. La fuerza de una ola dada sobre una estructura no se conoce con precisión.
9. Efecto de la linearización de la carga de ola.
10. Los esfuerzos que causan fatiga en una junta producidos por una fuerza sobre la estructura contienen incertidumbre debido a los procedimientos de análisis de esfuerzos.
11. Los efectos de la corrosión (provocada por el agua salada) y la protección catódica en la resistencia por fatiga de la junta son inciertos.
12. Dispersión de resultados entre análisis deterministas y probabilistas de fatiga.
13. Dispersión de resultados entre análisis probabilista de fatiga utilizando programas de cómputo diferentes, haciendo las mismas consideraciones.
14. Dispersión de resultados entre análisis probabilista de fatiga con los reportes de daños.

Cabe mencionar que en cuanto a la corrosión, en ambientes agresivos el esfuerzo límite por fatiga se reduce. El fisuramiento iniciará donde se han producido hendiduras por corrosión. Los efectos de la corrosión son tomados en cuenta usando un nivel de esfuerzos más bajo en la curva de fatiga que el utilizado en el comportamiento al aire

libre. Este nivel es sensible a la temperatura, entre más alta es la temperatura menor es el nivel.

La estimación de vida es aún más difícil, debido a que las reglas de daño acumulativo y las curvas de fatiga se desarrollaron para predicción de vida en componentes; en estructuras soldadas más grandes la relación entre la iniciación de fisuras y la propagación es diferente.

Los tres elementos principales en el análisis de fatiga son:

- a) Las historias locales de esfuerzos.
- b) Los Factores de Concentración de Esfuerzos (FCE).
- c) La capacidad del material de soportar los cambios de esfuerzo sin daño.

Algunos autores (Vughts et al, 1976) creen que la naturaleza probabilista del proceso físico involucrado no puede ser ignorada, y la variabilidad natural en las olas de mar reales no puede ser representada por olas periódicas individuales tomadas de la historia de oleaje. Por estas razones se cree que los métodos probabilistas son superiores que los métodos deterministas al predecir las magnitudes de esfuerzo y el número de ciclos en la historia de esfuerzos de estructuras costa afuera.

Los métodos deterministas requieren conocer ampliamente el comportamiento del mar al menos durante un año en términos de diagramas de excedencia de alturas de ola. Los métodos probabilistas utilizan un procedimiento estadístico para obtener tanto los intervalos de esfuerzos a los cuales esta sometida la estructura, como el número de ciclos que se aplicarán de ese intervalo de esfuerzos. El método se basa en estados de mar y los porcentajes de tiempo que estos tienen lugar en el año.

1.4.4 FUERZAS DE OLEAJE.

Se llama oleaje al movimiento de ascenso y descenso de la superficie del mar, el cual es generado por olas que se forman debido al contacto de fricción del viento. Las olas conducidas por viento son la mayor fuente de fuerzas sobre plataformas costa afuera. Dicho oleaje es de forma irregular, puede variar en altura y longitud y puede aproximarse a una plataforma con una o más direcciones simultáneamente.

El oleaje se propaga en ondas de energía, las cuales a su vez producen fuerzas cíclicas sobre los obstáculos que se encuentran en su trayectoria. La ola que interesa en el diseño de una plataforma es la que produzca la condición de carga más desfavorable con una probabilidad de ocurrencia más aceptable durante su vida útil, y para el análisis de fatiga interesa el oleaje que se tiene de manera constante.

Las cargas variables actuantes en la estructura que son primordialmente responsables de la fatiga son las cargas de ola. Errores en el cálculo de las fuerzas de ola se reflejan directamente en los esfuerzos locales variables y afectan la vida estimada por fatiga.

Las fuerzas que ejerce el oleaje se pueden obtener a partir de la ecuación de Morison, la cual establece que la fuerza sobre un elemento esta compuesta por una fuerza de arrastre y una fuerza de inercia. Ambas partes de la ecuación involucran el diámetro del elemento, la densidad del fluido, así como la velocidad y la aceleración de

las partícula. En forma adicional, se utilizan coeficientes de arrastre y de inercia, los cuales son determinados a partir de la experimentación. La ecuación se presenta a continuación:

$$F_{oleaje} = C_D \frac{\rho D}{2} u^2 + C_M \frac{\Pi \rho D^2}{4} \frac{\delta u}{\delta t} \quad 1.4.16$$

Donde:

F_{oleaje} es la fuerza por unidad de longitud sobre elementos de sección circular.

C_D es el coeficiente de arrastre, adimensional, variando entre 0.5 y 1.5.

C_M es el coeficiente inercial, adimensional, variando entre 1.0 y 3.0.

ρ es la densidad media del agua de mar, 1.025 kg/m³.

D es el diámetro del elemento circular.

u es la velocidad horizontal de las partículas de agua.

$\delta u/\delta t$ es la aceleración horizontal de las partículas de agua.

La fuerza total sobre la estructura se calcula como la suma de las fuerzas actuantes en los elementos individuales para una posición dada de la ola relativa a la estructura.

Para la velocidad y la aceleración de las partículas de agua es necesario hacer uso de una teoría de oleaje para su cálculo.

Las teorías de oleaje, tales como la teoría lineal o teoría de Airy y la teoría de Stokes de tercer y quinto orden, son utilizadas para representar los elementos que son característicos de una ola, como es el perfil de la ola, su longitud, su celeridad, así como la velocidad y la aceleración de las partículas de agua en diferentes elevaciones e instantes de tiempo.. El código API (1993) cuenta con gráficas que son utilizadas para determinar la teoría de oleaje que deberá aplicarse en un análisis, de acuerdo al tirante existente en el campo y el periodo de ola.

La teoría lineal es la más utilizada por su simplicidad. Esta teoría considera que las trayectorias de las partículas de agua se mueven en planos verticales con movimientos elipsoidales, cuyas componentes horizontales de la velocidad y de la aceleración están dadas, respectivamente por:

$$u = \frac{\Pi M}{T} \cos \frac{2\Pi}{T} \quad 1.4.17$$

$$\frac{\delta u}{\delta t} = -\frac{2\Pi^2 M}{T^2} \text{sen} \frac{2\Pi t}{T} \quad 1.4.18$$

Donde:

$$M = \frac{H \cosh \frac{2\pi}{L} (d + z)}{\sinh \frac{2\pi d}{L}} \quad 1.4.19$$

T es el periodo.

L la longitud de ola.

d el tirante de agua.

z la posición relativa de la partícula de agua con respecto al nivel medio del mar.

1.4.5 DETERMINACIÓN PROBABILISTA DE LA HISTORIA LOCAL DE ESFUERZOS.

Es necesario separar las cargas actuantes en estáticas y dinámicas, dado que a la parte probabilista del análisis le concierne sólo la parte fluctuante de los esfuerzos locales.

La estructura probabilista de un estado de mar en particular es enteramente gobernada por el espectro de ola. En este respecto, un estado de mar es considerado una condición de la superficie del agua durante un cierto intervalo de tiempo en el cual las propiedades estadísticas no cambian. Bajo esta definición, un estado de mar es un proceso estacionario aleatorio y la elevación instantánea de la superficie del agua en un punto es una variable estacionaria aleatoria $\zeta(t)$. El espectro de oleaje es una medida de la distribución de la energía total en un estado de mar particular sobre todas las direcciones y frecuencia de ola.

Mientras la energía de disipación sea igual, el estado de mar permanece estacionario y sus características estadísticas no cambian a pesar de que la superficie del agua asuma diferentes configuraciones.

Cuando se puede asumir que la energía de una ola puede estar concentrada en una sola dirección, esta dirección debe caracterizarse por:

- a) La amplitud de ola significativa.
- b) El periodo de cruce-cero medio.
- c) El ancho espectral.

La altura de ola significativa es la altura promedio del tercio más alto de todas las olas individuales presentes en un estado de mar. El periodo de cruce-cero medio es el tiempo promedio entre cruces sucesivos con una pendiente positiva (cruces hacia arriba) del eje cero en las abscisas en una historia del tiempo. El ancho espectral es una medida de la irregularidad del mar y puede asumir valores entre 0 y 1, donde $\varepsilon = 0$ corresponde a un espectro de ola infinitamente estrecho y $\varepsilon = 1$ a un espectro de ola infinitamente ancho.

El espectro de ola debe asumirse ya que es necesario para el cálculo de la respuesta de esfuerzos. Una buena opción para su forma bajo condiciones ambientales relevantes para el análisis por fatiga es la fórmula de Pierson-Moskowitz, también llamado P-M, siendo uno de los espectros más representativos de los mares del mundo.

El espectro P-M fue propuesto en 1964, describiendo la energía contenida en un mar, el cual es generado a partir de un parámetro como es la velocidad del viento medida a una altura de 54 ft sobre el nivel medio del mar. La expresión que describe a este modelo es:

$$S(\omega) = \alpha g^2 \omega^{-5} \exp \left[-0.74 \left(\frac{\omega U_w}{g} \right)^{-4} \right] \quad 1.4.20$$

Donde:

$S(\omega)$ es la densidad de energía en $m^2\text{-seg/rad}$.

$\alpha = 0.0081$.

g es la aceleración de la gravedad.

ω es la frecuencia.

U_w es la velocidad del viento.

Deberá ser generado un espectro de oleaje para cada uno de los estados de mar presentes en el análisis de fatiga. La figura 1.19 muestra espectros de oleaje de tipo Pierson-Moskowitz.

Espectros de diseño en la Sonda de Campeche para una altura de ola de 1.75 mts.

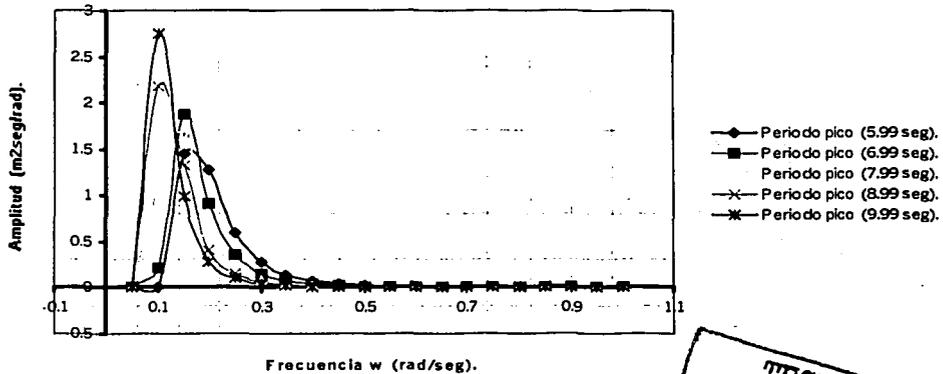


Figura 1.19 Espectros Pierson-Moskowitz

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

1.4.6 FUNCIONES TRANSFERENCIA DE ESFUERZO.

La aplicación de un método espectral requiere que el proceso físico sea aproximadamente lineal, en este contexto implica que exista proporcionalidad en la amplitud de onda, para producir resultados sin ambigüedad.

Las funciones de transferencia son generadas con base en las amplitudes o los intervalos de esfuerzos efectivos que actúan en los puntos críticos. La función de transferencia es el cuadrado del intervalo de esfuerzos entre la altura de ola que produce el intervalo de esfuerzos contra la frecuencia del oleaje a la cual la estructura será sometida. Es realmente una densidad espectral del intervalo de esfuerzos como una función de la frecuencia de ola para una variedad de estados de mar a los que la plataforma estará expuesta al menos durante un año. Es necesario generar una función de transferencia para cada punto crítico para cada dirección en que incide el oleaje. La figura 1.20 muestra una función de transferencia típica.

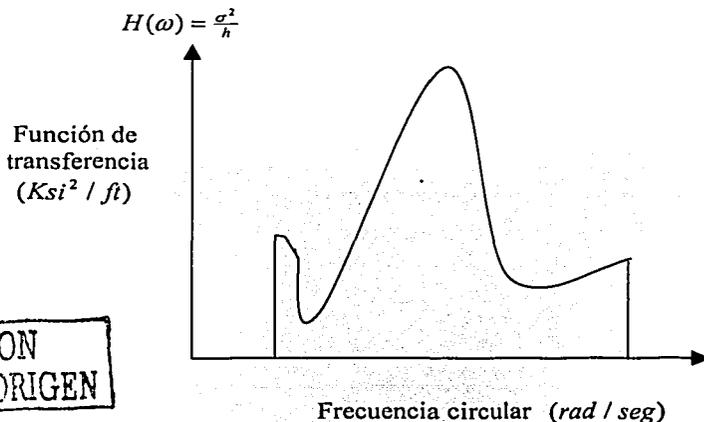


Figura 1.20 Función de transferencia típica

1.4.7 DESCRIPCIÓN PROBABILISTA DE LA RESPUESTA DE ESFUERZO.

Para el análisis por fatiga las variables-respuestas de interés son los esfuerzos de los elementos. Los componentes de los esfuerzos y, a su vez, el espectro de esfuerzo dependen no sólo de la frecuencia de ola, sino también de la dirección de ola con respecto a la estructura. El espectro de esfuerzo se obtiene multiplicando las ordenadas del espectro de oleaje por las ordenadas de la función transferencia elevadas al cuadrado.

La historia de esfuerzos no es importante, son las propiedades estadísticas de la historia de esfuerzos, tales como el número y magnitud de picos de esfuerzo las que importan. Las estadísticas se dividen en dos grupos: estadísticas de corto plazo y estadísticas de largo plazo.

Las estadísticas de esfuerzo de corto plazo se refieren a las distribuciones estadísticas de esfuerzos durante un estado de mar estacionario en particular. Las estadísticas a largo plazo se refieren a las variaciones acumuladas durante un periodo extenso de tiempo durante el cual pueden ocurrir varios y diferentes estados de mar. Para la evaluación del daño por fatiga, es conveniente considerar un periodo de un año.

Para cada estado de mar en una dirección de ola dada, el espectro de esfuerzo está determinado a partir de la función transferencia de esfuerzo apropiada y el espectro de ola. El espectro de ola está completamente definido por la amplitud de ola significativa y el período de ola medio; ambos parámetros tienen una influencia apreciable en los esfuerzos experimentados, y la ocurrencia de una combinación en particular debe ser tomada en cuenta.

La figura 1.21 muestra un ejemplo de espectro de respuesta.

$$\text{Espectro de esfuerzos} = G_s(\omega) = H^2(\omega)S(\omega)$$

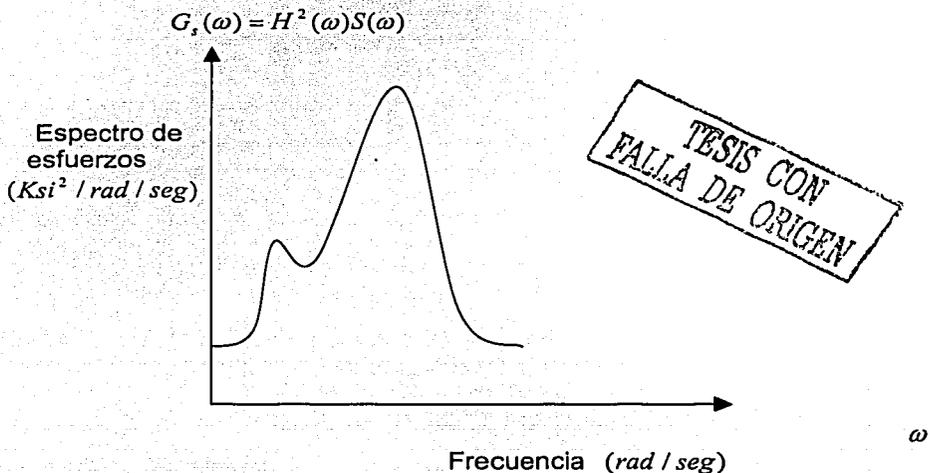


Figura 1.21 Espectro de Respuesta

1.4.8 CÁLCULO DE VIDA POR FATIGA.

Cuando las distribuciones de esfuerzo a largo plazo sobre el tiempo de vida de la estructura son conocidas como una medida estadística de la historia de esfuerzos en cada punto de interés; puede llevarse a cabo el cálculo de daño por fatiga teniendo como base la ley de acumulación lineal de daño de Miner.

Esta ley empírica establece que una falla por fatiga ocurre si:

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1.0 \tag{1.4.21}$$

Donde:

D es el daño por fatiga acumulado.

n_i es el número total de ocurrencias del rango de esfuerzos σ_i .

N_i es el número permisible de ocurrencias del rango de esfuerzos σ_i , obtenido de una curva de fatiga apropiada.

La ecuación 1.4.21 establece el modo de falla por fatiga.

1.4.9 METODOLOGÍA DEL ANÁLISIS ESPECTRAL POR FATIGA.

El propósito del análisis espectral por fatiga es determinar el valor medio de la vida remanente por fatiga de las juntas críticas; presentándose una metodología a seguir (García Tenorio et al, 2000).

1. A partir de la información meteorológica y oceanográfica se obtienen los espectros de oleaje y a partir de ellos, las características de las olas individuales con las que se analizará la plataforma.
2. La modelación de las olas individuales se realiza utilizando la teoría de oleaje que mejor represente su comportamiento, de acuerdo con sus características y con las condiciones de profundidad del sitio de interés (algunas teorías de oleaje aplicables son Airy y Stokes 5° Orden).
3. El espectro de oleaje representa el contenido de frecuencias de distintos estados de mar. Existen distintas formulaciones para obtener dichos espectros, como la propuestas por Pierson-Moskowitz.
4. Se modela el efecto de las olas individuales sobre la plataforma, cada una con diferentes alturas, periodo y dirección, obteniéndose un ciclo de esfuerzos para cada junta.
5. Se determina el intervalo de esfuerzos para cada ola y para cada dirección en cada junta de la estructura, para distintos puntos críticos.
6. Una vez obtenidos los intervalos de esfuerzos para cada junta y en particular para cada punto crítico, se afectan éstos por sus correspondientes FCE.
7. Se obtienen las correspondientes funciones de transferencia de esfuerzos dividiendo los intervalos de esfuerzos de cada punto crítico entre sus respectivas alturas de ola, para cada dirección.
8. Se calculan los espectros de intervalos de esfuerzos al multiplicar los espectros de oleaje por el cuadrado de las funciones de transferencia. Se obtendrá un espectro de intervalos de esfuerzos para cada punto crítico, para cada dirección y para cada espectro de oleaje considerado.
9. A partir de los espectros de intervalos de esfuerzos se determina el número de ciclos de esfuerzos.
10. A continuación se relacionan el número de ciclos de esfuerzos obtenidos anteriormente con la curva S-N seleccionada, se aplica la suma de Miner y se encuentra el daño acumulado.
11. Finalmente, el inverso del daño acumulado determina el valor medio del número de años de vida por fatiga para cada junta de la estructura.

1.5 Ocurrencia de los Modos de Falla en las Juntas.

Los cuatro modos de falla mencionados anteriormente podrán presentarse en las juntas en cuatro secciones críticas consideradas, para el caso de juntas K, y tres secciones críticas consideradas para el caso de juntas T o Y. La figura 1.22 ilustra las secciones críticas en una junta K.

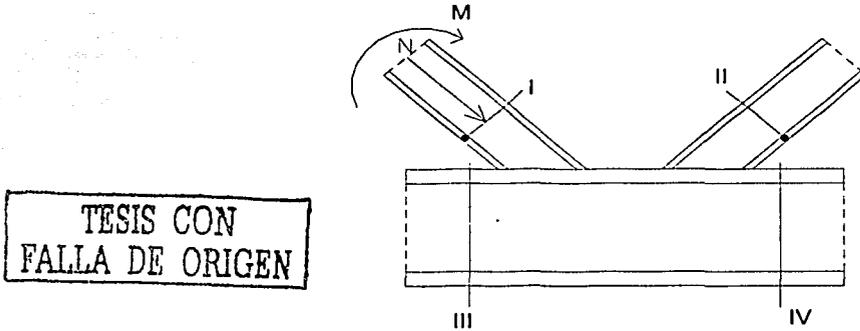


Figura 1.22 Secciones críticas en una junta K.

Los diferentes modos de falla: punzonamiento, fluencia, pandeo y fatiga actuarán específicamente en algunos de estas secciones críticas, siendo para cada caso las mostradas en la figura 1.23 si se hace referencia a una junta K.

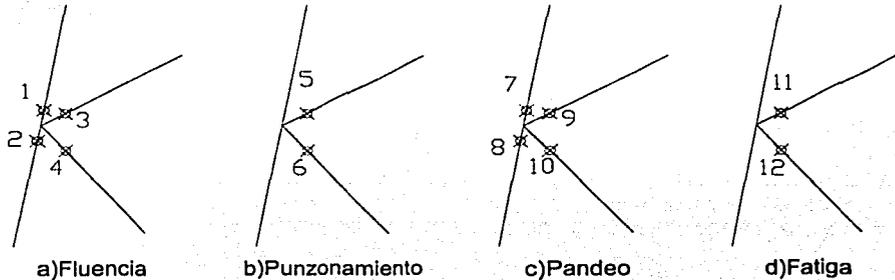


Figura 1.23 Ocurrencia de los modos de falla

CAPÍTULO 2

MÁRGENES DE SEGURIDAD Y CONFIABILIDAD PARA CADA MODO DE FALLA

El análisis de la confiabilidad estructural es el tratamiento racional de las incertidumbres en el diseño estructural y los problemas asociados con la toma de decisiones óptimas. Puede ser un proceso relativamente sencillo cuando se tienen bajo consideración componentes estructurales, pero cuando una estructura completa está siendo examinada, se requiere de un número considerable de cálculos.

El número de estudios existentes considerando la confiabilidad de estructuras costa fuera es pequeño, pero proporcionan resultados compatibles con el enfoque tradicional de diseño de esfuerzos permisibles. Varios de los estudios existentes en plataformas marinas fijas tipo jacket que se han efectuado se encuentran referidos en la bibliografía (Frieze, 1987), mostrándose también su utilidad en la determinación del nivel de seguridad del que disponen.

La teoría de confiabilidad evolucionó durante la Segunda Guerra Mundial como resultado de la creciente necesidad de contar con sistemas electrónicos confiables para aplicaciones militares. Los principios del análisis de confiabilidad han sido aplicados a una gran clase de problemas, como por ejemplo, a diseño de sistemas de control para plantas químicas y nucleares, al campo de la electrónica en general, a la aeronáutica, así como en el diseño de componentes mecánicos o estructurales específicos. Sin embargo el análisis de confiabilidad estructural difiere en varias formas del análisis de confiabilidad practicado en otras áreas.

Las estructuras costa fuera se caracterizan por un gran número de modos de falla, identificados por diferentes tipos de carga y combinaciones de carga, así como diferentes estados límite. Existe una marcada diferencia entre la confiabilidad de edificaciones en tierra firme y las estructuras costa fuera. En el caso de las primeras, se considera de gran importancia la condición de servicio y existe una marcada tendencia hacia el diseño por desempeño. En el caso de las estructuras costa fuera, se hace énfasis en el comportamiento integral de la estructura y su capacidad última, basado en la combinación de los elementos como parte de un todo dentro del sistema estructural.

Uno de los primeros problemas a resolver antes de evaluar la confiabilidad de una estructura es decidir qué variables son relevantes. Estas variables, llamadas variables básicas, son un conjunto de cantidades que gobiernan la respuesta estática o dinámica de la estructura. Son cantidades como las propiedades mecánicas de los materiales, dimensiones, cargas ambientales, etc. Son básicas en el sentido de que son cantidades fundamentales frecuentemente usadas en los cálculos estructurales; por ejemplo, el esfuerzo de fluencia del acero, a pesar de que esta propiedad es, en sí misma, dependiente de su composición química.

Las respuestas de las estructuras y los elementos estructurales contienen varias fuentes de incertidumbre en la determinación de las variables de carga y resistencia. Una fuente adicional de incertidumbre es producto del modelo estructural empleado, y ocurre como resultado de simplificaciones, condiciones límite desconocidas y como resultado de los efectos desconocidos de otras variables y sus interacciones, las cuales no se incluyen en dicho modelo. En muchos elementos y estructuras, las incertidumbres de modelo tienen gran efecto en la confiabilidad estructural, y no deben ser despreciadas.

En la confiabilidad de plataformas marinas se tiene que tratar con una gran cantidad de incertidumbres debidas: al ambiente oceánico, a las fuerzas sobre la estructura, al sistema, a la escasez de datos acerca de las cargas y materiales y al costo de conjuntar la información.

2.1 Caso Fundamental.

Para un elemento estructural simple, elegido aleatoriamente de una población, con una función de distribución conocida F_R de resistencia última R para algún modo específico de falla, la probabilidad de falla P_f bajo la acción de un efecto de carga conocido S es:

$$P_f = P(R \leq S) = P(R - S \leq 0) = P\left(\frac{R}{S} \leq 1\right) \quad 2.1.1$$

Si se define un margen de seguridad M , entre la capacidad y la carga, definido por:

$$M = R - S \quad 2.1.2$$

entonces la probabilidad de falla puede expresarse como:

$$P_f = P(M \leq 0) \quad 2.1.3$$

Si R y S son variables aleatorias independientes normalmente distribuidas, con medias μ_R y μ_S y varianzas σ_R^2 y σ_S^2 respectivamente, el valor medio y la varianza de M se obtienen a partir de las reglas de adición de las variables aleatorias normales:

$$\mu_M = \mu_R - \mu_S \quad 2.1.4$$

$$\sigma_M^2 = \sigma_R^2 + \sigma_S^2 \quad 2.1.5$$

Dado que R y S son normales, M es una función lineal de R y S normalmente distribuida y M puede estandarizarse mediante $(m - \mu_M) / \sigma_M$, entonces la ecuación 2.1.3 puede dar la probabilidad de falla:

$$P_f = \Phi\left(\frac{0 - \mu_M}{\sigma_M}\right) = \Phi\left(\frac{-\mu_M}{\sigma_M}\right) = \Phi(-\beta) \quad 2.1.6$$

donde Φ representa la distribución normal estándar con media cero y varianza uno, y queda definido el Índice de Confiabilidad β como la relación μ_M / σ_M .

Para casos más generales en donde R y S son variables normales y se relacionan entre ellas mediante un coeficiente de correlación ρ , la ecuación 2.1.6 se respeta teniendo en cuenta que la varianza del margen de seguridad es:

$$\sigma_M^2 = \sigma_R^2 + \sigma_S^2 + 2\rho\sigma_R\sigma_S$$

2.1.7

La figura 2.1 esquematiza la separación entre la región segura y la región insegura a partir del Índice de confiabilidad.

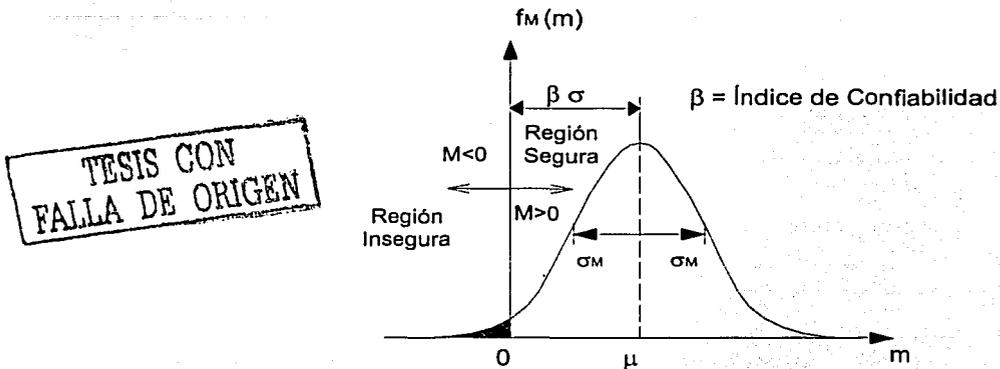


Figura 2.1 Índice de Confiabilidad

Cabe señalar, que sólo en las estructuras más simples la confiabilidad puede expresarse en términos de las dos variables aleatorias R y S . En general, la mejor solución al problema es expresar cada función de falla en términos de un conjunto mayor de variables básicas.

La ecuación 2.1.6 no es válida cuando las variables aleatorias no están normalmente distribuidas, ni cuando la función que describe la falla es no lineal. Para el caso en que la distribución no es normal, existe una técnica para encontrar el índice de confiabilidad independientemente del tipo de distribución de las variables básicas, llamada índice de confiabilidad de Hasofer y Lind (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986). Sin embargo, en ambos casos, cuando la función de falla es no lineal y las variables no están distribuidas normalmente, la experiencia demuestra que una buena aproximación de la P_f puede obtenerse generalmente usando la ecuación 2.1.6.

El índice de confiabilidad puede interpretarse geométricamente como la distancia más corta que existen entre la superficie de falla del elemento de falla y el origen, en un sistema coordenado normalizado, denominando al punto más cercano de la superficie de falla, punto de diseño (Thoft-Christensen y Baker, 1982). La figura 2.2 esquematiza la interpretación geométrica del índice de confiabilidad.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

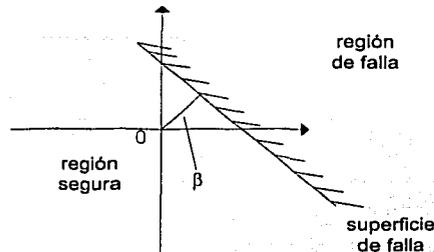


Figura 2.2 Interpretación Geométrica del Índice de Confiabilidad.

2.2 Incertidumbre de Modelo.

Un sistema estructural real es tan complejo que el cálculo directo de la probabilidad de falla es completamente imposible. El número de posibles modos diferentes de falla es tan grande que no todos pueden tomarse en cuenta, incluso si todos pudieran incluirse en el análisis, la probabilidad exacta de falla no podría ser calculada. Lo anterior se debe a que el cálculo exacto de la probabilidad de falla implica la integración de la función densidad de probabilidad sobre las superficies de falla del sistema, lo cual además de ser impráctico utilizando métodos exactos, resulta en ocasiones imposible. Es entonces necesario idealizar la estructura, para que la estimación de la confiabilidad sea manejable. No sólo la estructura, sino también la carga, deben ser idealizadas. Debido a esta idealización es importante tener en mente que la estimación de la probabilidad de falla está relacionada con la idealización, es decir, con el modelo, y no directamente con la estructura.

El objetivo principal del análisis de confiabilidad estructural es lograr diseñar estructuras de tal forma que la probabilidad de falla sea minimizada en algún sentido. Es por ello que el modelo debe ser elegido cuidadosamente para que los modos de falla más importantes para la estructura real se vean reflejados en éste.

Debe tenerse en cuenta que el modelado siempre estará conectado con cierta incertidumbre. La incertidumbre del modelo se debe al hecho de que un modelado matemático exacto para un sistema estructural no puede llevarse a cabo; entonces, un número de idealizaciones y simplificaciones debe llevarse a cabo. Esta incertidumbre influirá en la confiabilidad del elemento o del sistema.

La incertidumbre del modelo debe ser incluida en los análisis de confiabilidad de manera que la estimación de la confiabilidad estructural no se complique y sea operable matemáticamente.

La incertidumbre del modelo puede ser tomada en cuenta introduciendo un número de variables aleatorias de incertidumbre de modelo, sumándose en el modelo o multiplicando a las variables básicas. Por ejemplo si se tienen las variables aleatorias $X_1, X_2, X_3, \dots, X_n$, cada variable se caracteriza por dos parámetros, el valor esperado y la varianza. Los valores medios y desviaciones estándar μ_{x_i} y σ_{x_i} , $i = 1, 2, \dots, n$, respectivamente, deben ser estimados de datos experimentales.

2.3 Margen de Seguridad para Falla por Punzonamiento.

De acuerdo a la ecuación 1.1.19 que define la falla por punzonamiento se puede introducir el siguiente margen de seguridad.

$$M_P = Z_P - \left[\frac{P}{P_u} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{OPB}^{1.2} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{IPB}^{2.1} \right] \quad 2.3.1$$

Donde M_P define al margen de seguridad y Z_P es una variable de incertidumbre de modelo. En la ecuación 2.3.1 Z_P , P , M_{OPB} y M_{IPB} son variables aleatorias, ya definidas en la ecuación 1.1.19.

2.4 Margen de Seguridad para Falla por Fluencia.

En referencia a la ecuación 1.2.9 se tiene el siguiente margen de seguridad:

$$M_F = Z_F - \left[\sqrt{\left(\frac{M}{M_u} \right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{OPB}^2} - \cos \left(\frac{\pi P}{2 P_u} \right) \right] \quad 2.4.1$$

Donde M_F es el margen de seguridad y Z_F es una variable de incertidumbre de modelo. En la ecuación 2.4.1 Z_F , P , M_{OPB} y M_{IPB} son variables aleatorias, ya definidas en la ecuación 1.2.9.

2.5 Margen de Seguridad para Falla por Pandeo.

Con relación a la falla por pandeo definida por la ecuación 1.3.2 se tiene que el margen de seguridad queda definido de la manera siguiente.

$$M_B = Z_B - \left[\frac{P}{P_u} + \frac{M}{M_u} \right] \quad 2.5.1$$

Donde M_B es el margen de seguridad para falla por pandeo y Z_B es la variable de incertidumbre relacionada con el uso de la ecuación 1.3.2, en donde se definen los términos incluidos en esta ecuación. En el margen de seguridad, Z_B , P y M son variables aleatorias.

2.6 Margen de Seguridad para Falla por Fatiga.

El margen de seguridad para un modo de falla, puede expresarse como en la ecuación 2.1.2, donde para el caso de fatiga, cuando ésta esté expresada en términos del número de ciclos de esfuerzo, R representa el número de ciclos requeridos para causar la falla en el material, y S representa el número de ciclos requeridos para satisfacer los requerimientos de diseño para un periodo de vida dado (Melchers, 1999).

Ahora bien, si se adopta la ley de Miner para acumulación de daño, el margen de seguridad para falla por fatiga puede establecerse de la siguiente manera:

$$M_M = Z_M - \sum \frac{n_i}{N_i} \quad 2.6.1$$

En donde M_M es el margen de seguridad para falla por fatiga y Z_M es la variable de incertidumbre relacionada con el uso de la ecuación 1.4.21. Para nuestro caso el daño acumulado se considera un valor determinista, valor que es proporcionado por el programa SESAM al realizar el análisis de fatiga. El valor medio del límite del daño acumulado por fatiga se toma convencionalmente como la unidad, pero puede caer entre 0.9 y 1.5 (Melchers, 1999). Si se denomina el valor del daño acumulado como D , el margen de seguridad es el que a continuación se escribe.

$$M_M = Z_M - D \quad 2.6.2$$

CAPÍTULO 3 NIVELES DE CONFIABILIDAD.

La confiabilidad de un elemento estructural o de un sistema estructural puede estimarse con diferentes niveles de precisión, de acuerdo a las simplificaciones y a las consideraciones realizadas al estimarla. Dependiendo de los resultados que se deseen, la complejidad para la estimación de la confiabilidad variará; en ocasiones bastará con un enfoque de confiabilidad de elemento, mientras que en otras, será necesario recurrir a los conceptos de la confiabilidad de sistemas.

3.1 Confiabilidad en Nivel 0.

Para algunas estructuras es apropiado definir la falla del sistema estructural como la falla de cualquiera de los elementos estructurales que lo componen. La confiabilidad de la estructura es entonces estimada con base en un elemento de falla único, siendo éste el elemento de falla con la probabilidad de falla más alta de todos los elementos de falla. A este tipo de modelado de confiabilidad del sistema se le denomina modelado de la confiabilidad en nivel 0. En realidad, no es un modelado de confiabilidad de sistemas, más bien un modelado de la confiabilidad de un elemento.

En el nivel 0, la interacción de falla entre los elementos de falla no se toma en cuenta, cada elemento es considerado individualmente. Así, si tenemos un sistema estructural con n elementos de falla, y la probabilidad de falla para cada elemento es P_{fi} , para $i = 1, 2, \dots, n$, la probabilidad de falla del sistema P_{fs} es entonces definida en el nivel 0 como a continuación se muestra.

$$P_{fs} = \max_{i=1}^n P_{fi} \quad \text{ó} \quad P_{fs} = \max \{P_{fi}, i = 1, \dots, n\} \quad 3.1.1$$

Y la confiabilidad del sistema en el nivel 0 es:

$$R = 1 - P_{fs} \quad 3.1.2$$

Así, para cada modo de falla definido por su margen de seguridad, el índice de confiabilidad puede ser estimado mediante la ecuación 2.1.6. Si el menor de estos índices es usado como medida de la confiabilidad del sistema, se estaría utilizando un modelado de la confiabilidad en nivel 0. Por ejemplo, en este estudio, el sistema es una junta que tiene varios componentes de falla.

3.2 Confiabilidad en Nivel 1.

Una estimación más satisfactoria y natural de la confiabilidad de un elemento o de un sistema estructural puede obtenerse mediante el llamado modelado de la confiabilidad en nivel 1; en donde la probabilidad de falla de cualquier elemento de falla y la correlación entre ellos son tomadas en cuenta mediante el modelado de la confiabilidad del sistema estructural como un sistema en serie, en donde los elementos son elementos de falla.

Un sistema en serie es aquél formado por elementos simples en el cual el estado de falla se presenta cuando cualquiera de sus componentes falla. Este sistema recibe también el nombre de sistema de eslabón más débil. El sistema falla tan pronto como uno de los elementos falle, sin importar si un elemento es frágil o dúctil. Un sistema de este tipo está representado por el esquema mostrado en la figura 3.1.



Figura 3.1 Sistema en Serie

Es importante hacer notar que la idealización de una estructura mediante un sistema en serie, sólo se relaciona con la interacción en la falla, los elementos no tienen la misma carga; generalmente una carga externa en el sistema resultará en cargas diferentes para cada elemento simple.

La probabilidad de falla del sistema en serie es entonces estimada con base en la probabilidad de falla de los elementos de falla individuales y la correlación entre los márgenes de seguridad de los elementos de falla. El número de elementos de falla generalmente será muy grande, así que desde un punto de vista práctico es importante identificar los más significativos, ya que la probabilidad de falla puede desarrollarse con precisión satisfactoria sólo incluyendo los elementos de falla con mayor probabilidad de ocurrencia. Estos elementos de falla dominantes son llamados elementos de falla críticos, ya que es indispensable incluirlos cuando una estimación de la probabilidad de falla del sistema se realiza.

La estimación de la probabilidad de falla puede obtenerse con precisión satisfactoria mediante la inclusión de aquellos elementos de falla con valores bajos de β . La selección

de estos elementos puede llevarse a cabo escogiendo los márgenes de seguridad con valores de β dentro del siguiente intervalo específico (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986).

$$[\beta_{min}, \beta_{min} + \Delta\beta_1] \quad 3.2.1$$

Donde β_{min} es el menor de todos los índices de confiabilidad de los elementos de falla y $\Delta\beta_1$ es un incremento positivo que se selecciona arbitrariamente, cuidando que los valores de β más pequeños y que pueden influir en la estimación sean considerados. Si dos o más elementos de falla están perfectamente correlacionados, entonces sólo uno de ellos se incluye en el sistema en serie de elementos de falla críticos. En ocasiones resulta adecuado considerar un $\Delta\beta_1 = 2.00$ (Thoft-Christensen, 1984), como indicador de los índices de confiabilidad a considerar.

La probabilidad de falla para un sistema en serie se obtiene considerando todos los índices de confiabilidad del sistema, así como la correlación de los elementos de falla, pudiéndose obtener una expresión muy similar a la ecuación 2.1.6 para el cálculo de la probabilidad de falla.

Para ilustrar lo anterior, supóngase el caso de dos elementos de falla donde los correspondientes márgenes de seguridad lineales son M_1 y M_2 (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986).

$$M_1 = a_0 + a_1 Z_1 + \dots + a_n Z_n \quad 3.2.2$$

$$M_2 = b_0 + b_1 Z_1 + \dots + b_n Z_n \quad 3.2.3$$

En las ecuaciones 3.2.2 y 3.2.3 Z_i , $i = 1, \dots, n$, son variables estandarizadas normalmente distribuidas $N[0,1]$ y sin correlación entre ellas.

Observándose que los vectores unitarios que definen el espacio n-dimensional donde se encuentran las funciones de falla M_1 y M_2 respectivamente, son:

$$\bar{a}^T = (a_1, \dots, a_n) \quad 3.2.4$$

$$\bar{b}^T = (b_1, \dots, b_n) \quad 3.2.5$$

Los índices de confiabilidad β_1 y β_2 correspondientes a los márgenes de seguridad M_1 y M_2 están representados por las constantes a_0 y b_0 , respectivamente, en las ecuaciones 3.2.2 y 3.2.3, recordando que el índice de confiabilidad representa la distancia más corta del origen a la superficie de falla correspondiente.

Entonces los márgenes de seguridad de las ecuaciones 3.2.2 y 3.2.3 pueden escribirse de manera equivalente como se muestra a continuación.

$$M_1 = a_1 Z_1 + \dots + a_n Z_n + \beta_1 \quad 3.2.6$$

$$M_2 = b_1 Z_1 + \dots + b_n Z_n + \beta_2 \quad 3.2.7$$

Para ejemplificar que la representación de un margen de seguridad cualquiera puede hacerse como se muestra en la ecuación 3.2.6 ó en la ecuación 3.2.7, se tiene el siguiente margen de seguridad con variables aleatorias X_1 y X_2 normalmente distribuidas y sin correlación entre ellas.

$$M = \frac{3}{2} X_1 - \frac{\sqrt{2}}{2} X_2 \quad 3.2.8$$

Siendo los valores de la media y la desviación estándar de cada variable aleatoria los siguientes.

$$\begin{aligned} \mu_{X_1} &= 4 & , & & \mu_{X_2} &= 4 \\ \sigma_{X_1} &= 0.4 & , & & \sigma_{X_2} &= 0.8 \end{aligned} \quad 3.2.9$$

Estandarizando las variables aleatorias X_1 y X_2 .

$$Z = \frac{X - \mu}{\sigma} \quad , \quad Z_1 = \frac{X_1 - 4}{0.4} \quad , \quad Z_2 = \frac{X_2 - 4}{0.8} \quad , \quad 3.2.10$$

Despejando los valores de X_1 y X_2 y sustituyendo en el margen de seguridad 3.2.8.

$$\begin{aligned} M &= \frac{3}{2}(0.4 Z_1 + 4) - \frac{\sqrt{2}}{2}(0.8 Z_2 + 4) \\ M &= 0.6 Z_1 - \frac{2\sqrt{2}}{5} Z_2 + (6 - 2\sqrt{2}) \\ M &= 0.6 Z_1 - \frac{2\sqrt{2}}{5} Z_2 + \mu_M \\ M &= 0.6 Z_1 - \frac{2\sqrt{2}}{5} Z_2 + \beta \sigma_M \end{aligned} \quad 3.2.11$$

A partir de las ecuaciones 2.1.4 y 2.1.5 se obtienen los valores de media y desviación estándar del margen de seguridad, siendo $\mu_M = 3.17$ y $\sigma_M = 0.825$.

Dividiendo la ecuación 3.2.11 entre la desviación estándar.

$$M = 0.7276 Z_1 - 0.6860 Z_2 + 3.8461$$

$$M = a_1 Z_1 + a_2 Z_2 + \beta \quad 3.2.12$$

En la ecuación 3.2.12 se observa que el margen de seguridad puede escribirse de la forma en que se muestra en la ecuación 3.2.6.

En relación a los márgenes de seguridad 3.2.6 y 3.2.7, aunque las variables aleatorias que los definen no estén correlacionadas entre si, entre los márgenes de seguridad si existe correlación, siendo el coeficiente de correlación ρ existente entre ellos el mostrado a continuación (Ditlevsen, 1982 b).

$$\rho = \rho[M_i, M_j] = \frac{\text{Cov}[M_i, M_j]}{\sigma_{M_i} \sigma_{M_j}} \quad 3.2.13$$

Puede demostrarse que el coeficiente de correlación entre los márgenes de seguridad 3.2.6 y 3.2.7 puede representarse como el coseno del ángulo formado entre los vectores unitarios a^T y b^T de las ecuaciones 3.2.4 y 3.2.5, y que son vectores normales a los dos hiperplanos correspondientes a los dos márgenes de seguridad. Se entiende por hiperplano a la superficie determinada por un margen de seguridad constituido por un número de n variables aleatorias, como los mostrados en las ecuaciones 3.2.6 y 3.2.7 (Ditlevsen y Madsen, 1996).

Para demostrar lo anterior se define el coeficiente de correlación de la misma forma que en la ecuación 3.2.13, pero en lugar de utilizar los márgenes de seguridad se utilizan dos variables aleatorias cualesquiera X_1 y X_2 que generalizan la situación.

$$\rho = \rho_{X_1 X_2} = \frac{\text{Cov}[X_1, X_2]}{\sigma_{X_1} \sigma_{X_2}} \quad 3.2.14$$

Siendo la definición de la covarianza la siguiente (Thoft-Christensen y Baker).

$$\text{Cov}[X_1, X_2] = E [(X_1 - \mu_{X_1})(X_2 - \mu_{X_2})] \quad 3.2.15$$

Si se sustituyen los valores de la covarianza y de las desviaciones estándares en la ecuación 3.2.14.

$$\rho = \frac{\frac{1}{n} \sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1)(x_{2i} - \bar{x}_2)}{\sqrt{\frac{\sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1)^2}{n}} \sqrt{\frac{\sum_i^n (x_{2i} - \bar{x}_2)^2}{n}}} \quad 3.2.16$$

Se cancela el factor $1/n$ que aparece tanto en el denominador como en el numerador.

$$\rho = \frac{\sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1) (x_{2i} - \bar{x}_2)}{\sqrt{\sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1)^2} \sqrt{\sum_i^n (x_{2i} - \bar{x}_2)^2}} \quad 3.2.17$$

Se definen los vectores u y v .

$$u = (x_{11} - \bar{x}_1, x_{12} - \bar{x}_1, \dots, x_{1n} - \bar{x}_1) \quad 3.2.18$$

$$v = (x_{21} - \bar{x}_2, x_{22} - \bar{x}_2, \dots, x_{2n} - \bar{x}_2) \quad 3.2.19$$

Se puede realizar el producto punto entre los vectores u y v .

$$u \cdot v = \sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1) (x_{2i} - \bar{x}_2) \quad 3.2.20$$

Se obtienen las normas de los vectores u y v .

$$\|u\| = \sqrt{u \cdot u} = \sqrt{\sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1) (x_{1i} - \bar{x}_1)} = \sqrt{\sum_i^n (x_{1i} - \bar{x}_1)^2} \quad 3.2.21$$

$$\|v\| = \sqrt{v \cdot v} = \sqrt{\sum_i^n (x_{2i} - \bar{x}_2) (x_{2i} - \bar{x}_2)} = \sqrt{\sum_i^n (x_{2i} - \bar{x}_2)^2} \quad 3.2.22$$

Sustituyendo las ecuaciones 3.2.20, 3.2.21 y 3.2.22 en la ecuación 3.2.17 se tiene el siguiente resultado.

$$\rho = \frac{u \cdot v}{\|u\| \|v\|} \quad 3.2.23$$

La ecuación 3.2.23 es análoga al valor del coseno del ángulo θ formado entre dos vectores x y y cualesquiera (Szabo, 2000).

$$\cos \theta = \frac{x \cdot y}{\|x\| \|y\|} \quad 3.2.24$$

La figura 3.2 muestra como el coeficiente de correlación puede definirse en función del ángulo formado entre dos vectores cualesquiera u_1 y u_2 , relacionados cada uno a su respectiva superficie de falla.

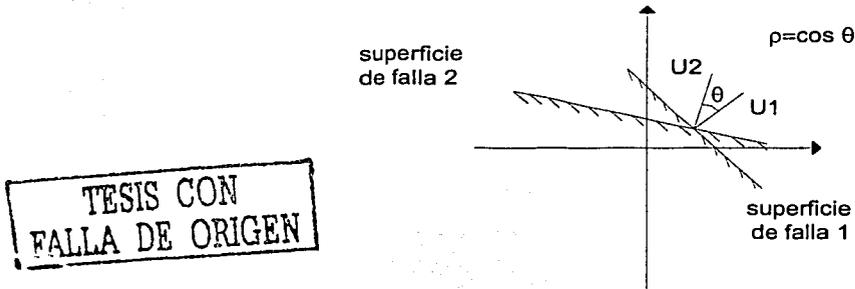


Figura 3.2 Interpretación Geométrica del Coeficiente de Correlación

Se puede definir entonces (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986) el coeficiente de correlación existente entre los márgenes de seguridad de las ecuaciones 3.2.6 y 3.2.7 como el ángulo coseno formado entre los vectores unitarios a^T y b^T de las ecuaciones 3.2.4 y 3.2.5, y cuyas normas por definición es la unidad.

$$\rho = \sum_{i=1}^n a_i b_i \quad 3.2.25$$

Estableciendo como la falla F_i , $i = 1, 2$ para cada elemento cuando el margen de seguridad sea menor que cero, se tiene:

$$F_i = \{M_i \leq 0\} \quad 3.2.26$$

$$P_f = P(F_1 \cup F_2) \quad 3.2.27$$

Entonces una aproximación de la probabilidad de falla P_f es:

$$\begin{aligned} P_f &\approx P\left(\left\{a^T \bar{Z} + \beta_1 \leq 0\right\} \cup \left\{b^T \bar{Z} + \beta_2 \leq 0\right\}\right) = P\left(\left\{a^T \bar{Z} \leq -\beta_1\right\} \cup \left\{b^T \bar{Z} \leq -\beta_2\right\}\right) \\ &= 1 - P\left(\left\{a^T \bar{Z} > -\beta_1\right\} \cap \left\{b^T \bar{Z} > -\beta_2\right\}\right) = 1 - P\left(\left\{-a^T \bar{Z} < \beta_1\right\} \cap \left\{-b^T \bar{Z} < \beta_2\right\}\right) \\ &= 1 - \Phi_2(\beta_1, \beta_2; \rho) \end{aligned} \quad 3.2.28$$

Donde Φ_2 es la función distribución normal estándar de dos variables. Un índice de confiabilidad β para el sistema puede definirse como:

$$\beta = -\Phi^{-1}(P_f) \approx -\Phi^{-1}(1 - \Phi_2(\beta_1, \beta_2; \rho)) \quad 3.2.29$$

Generalizando, si se considera un sistema en serie con n elementos, en donde el margen de seguridad para el elemento i puede definirse como:

$$M_i = g_i(\bar{X}), \quad i = 1, 2, \dots, n \quad 3.2.30$$

Donde el vector X está formado por variables básicas X_1, \dots, X_k ; $g_i, i = 1, 2, \dots, n$, son funciones no lineales; y se puede asumir que existe una transformación mediante la cual las variables del vector X sean transformadas en variables independientes con distribución normal estándar:

$$\bar{Z} = \bar{T}(\bar{X}); \quad \bar{Z} = (Z_1, Z_2, \dots, Z_k) \quad 3.2.31$$

Entonces, análogamente al caso de dos modos de falla, puede obtenerse la probabilidad de falla como (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986):

$$P_f = 1 - \Phi_n(\bar{\beta}; \bar{\rho}) \quad 3.2.32$$

donde:

$$\bar{\beta} = (\beta_1, \dots, \beta_n) \quad 3.2.33$$

Siendo la matriz de correlación de los márgenes de seguridad:

$$\bar{\rho} = [\rho_{ij}] \quad 3.2.34$$

El cálculo de un sistema en serie se reduce a la determinación de un valor de Φ_n , sin embargo, para valores de $n > 2$, el cálculo es complejo y debe realizarse de manera aproximada mediante la aplicación de límites superior e inferior de probabilidad de falla.

3.3 Confiabilidad en Nivel 2.

La falla de un solo elemento de una junta o de una estructura, en general, no será considerada como una falla del sistema, de la junta o de la estructura. Se considera más natural considerar la existencia de un estado de falla, cuando la falla tiene lugar en dos elementos de falla. Esto es equivalente a asumir que el modo de falla es un sistema paralelo con dos elementos de falla. Cada modo de falla será modelado por un sistema en paralelo, en donde la falla tendrá lugar cuando el modo de falla más débil (sistema en paralelo) falle, es decir que fallará cuando los dos elementos de ese sistema en paralelo

fallen. En el modelo, estos sistemas en paralelo son combinados nuevamente entre sí formando un sistema en serie, como el mostrado en la figura 3.3.

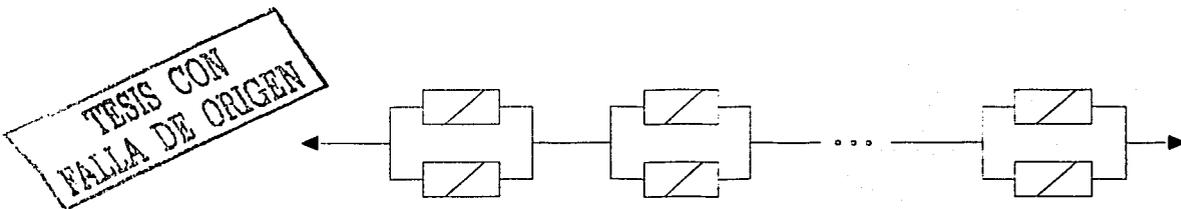


Figura 3.3 Sistema en Paralelo

Este sistema en serie cuyos elementos son sistemas paralelos cada uno con dos elementos de falla, es un modelado de confiabilidad en nivel 2. En un principio, todas las combinaciones de dos elementos de falla son incluidos como modos de falla en el sistema en serie. Para una estructura con n elementos de falla, el número total de modos de falla será entonces $n(n-1)/2$.

Una estructura real tendrá usualmente un gran número de elementos de falla (típicamente más de 100); así que, si todas las posibles combinaciones son incluidas, el sistema en serie sería extremadamente largo. Sin embargo, para obtener una precisión satisfactoria en la estimación de la probabilidad de falla del sistema en el nivel 2, sólo los modos de falla con probabilidades altas de falla deben ser incluidos. Estos modos de falla dominantes en el nivel 2 son llamados pares críticos de elementos de falla. La identificación de los pares críticos es uno de los mayores problemas en la estimación de la probabilidad de falla de la estructura. Para este propósito se han desarrollado diferentes métodos (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986).

Un análisis de confiabilidad en nivel 3 implicaría un sistema en serie cuyos elementos (modos de falla) fueran tercias críticas de elementos de falla. Análogamente, la confiabilidad estimada en cualquier nivel N , donde $N = 1, 2, 3, \dots, n$, puede ser definida.

CAPÍTULO 4 CONFIABILIDAD DE LAS JUNTAS.

Un sistema estructural consiste de varios elementos estructurales y cada elemento estructural tiene un número determinado de modos de falla llamados elementos de falla. Un elemento estructural no necesariamente resulta ser un elemento en el sentido usual, sino que también puede ser una junta tubular. Cuando más de un modo de falla existe para una junta, cada modo de falla define un elemento de falla, tal que, el modelado de la confiabilidad de la junta está formado por un grupo de elementos de falla.

Es de notar que la confiabilidad de un elemento estructural simple en una estructura costa fuera, considerando un modo de falla único, puede estimarse con suficiente precisión mediante los métodos de confiabilidad disponibles actualmente; sin embargo, la situación es mucho más complicada cuando los modos de falla se incrementan y cuando se trata de la estimación de la confiabilidad del sistema estructural en su totalidad.

La falla de un elemento simple dentro de un sistema estructural no siempre resultará en la falla del sistema en conjunto, debido a que los elementos restantes pueden ser capaces de soportar la carga externa mediante la redistribución de los efectos internos de carga. Este comportamiento es el caso típico presente en las estructuras estáticamente indeterminadas, en donde la falla del sistema estructural siempre requiere que más de un elemento falle. Debe considerarse que un sistema estructural tiene usualmente un gran número de modos de falla, y deben tomarse en cuenta aquellos modos que sean más significativo en la estimación de la confiabilidad de la estructura.

Para cada modo de falla definido por su margen de seguridad, el índice de confiabilidad puede ser estimado mediante la ecuación 2.1.6.

4.1 Media y Varianza de los Márgenes de Seguridad.

Una forma de obtener la confiabilidad del sistema es eligiendo el menor de los índices de confiabilidad de todos los márgenes de seguridad para una junta dada y obtener a partir de éste el valor de la probabilidad de falla. De esta forma se obtiene la confiabilidad de la junta en el nivel 0.

Para una aproximación más real de la confiabilidad de la junta, se necesita realizar el cálculo de la confiabilidad con el modelado de confiabilidad en el nivel 1. De igual forma que en el nivel 0, se obtienen los índices de confiabilidad para cada margen de seguridad correspondiente a un modo de falla. Para ello, se obtienen el valor esperado y la desviación estándar de cada margen de seguridad.

En funciones lineales, la obtención de los parámetros μ_M y σ_M no es difícil de lograr, puesto que las reglas que se siguen son muy simples. Sea M una función aleatoria lineal, donde a_i son constantes y X_i son variables aleatorias, para $i = 1, 2, \dots, n$.

$$M = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 + a_3 X_3 + \dots + a_n X_n$$

4.1.1

Se tiene entonces:

$$\mu_M = E(M) = a_0 + a_1 E(X_1) + a_2 E(X_2) + a_3 E(X_3) + \dots + a_n E(X_n) \quad 4.1.2$$

$$\sigma_M^2 = \text{Var}(M) = a_1^2 \text{Var}(X_1) + a_2^2 \text{Var}(X_2) + a_3^2 \text{Var}(X_3) + \dots + a_n^2 \text{Var}(X_n) \quad 4.1.3$$

$$\sigma_M = \sqrt{\sigma_M^2} = \sqrt{\text{Var}(M)} \quad 4.1.4$$

En la ecuación 4.1.3 se supone que no existe correlación entre las variables.

Para el caso en donde el margen de seguridad no sea una función lineal, como en el caso de la ecuación 2.3.1, se debe obtener la media y la varianza de una función no lineal de varias variables aleatorias (Rao, 1992).

Considérese una función no lineal de varias variables aleatorias.

$$M = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad 4.1.5$$

La media y la varianza de M son, por definición,

$$\mu_M = E(M) = \int_{x_1=-\infty}^{\infty} \dots \int_{x_n=-\infty}^{\infty} g(x_1, x_2, \dots, x_n) \times f_{X_1, X_2, \dots, X_n}(x_1, x_2, \dots, x_n) d x_1 d x_2 \dots d x_n \quad 4.1.6$$

y

$$\sigma_M^2 = E[(M - \mu_M)^2] = \int_{x_1=-\infty}^{\infty} \dots \int_{x_n=-\infty}^{\infty} [g(x_1, x_2, \dots, x_n) - \mu_M]^2 \times f_{X_1, \dots, X_n}(x_1, \dots, x_n) d x_1 d x_2 \dots d x_n \quad 4.1.7$$

En muchas ocasiones, la función de densidad de probabilidades conjunta de X_1, X_2, \dots, X_n , puede no ser conocida; sin embargo pueden conocerse las medias y las varianzas de las variables aleatorias X_i . Además, aunque se conociera la función de densidad de probabilidad, las integrales implicadas en las ecuaciones 4.1.6 y 4.1.7 son muy difíciles de resolver. En estos casos, es conveniente encontrar la media y la varianza aproximadas de la función g . Para ello, se expande la función $g(X_1, X_2, \dots, X_n)$ en una serie de Taylor sobre los valores medios $\mu_1 = \mu_{X_1}, \mu_2 = \mu_{X_2}, \dots, \mu_n = \mu_{X_n}$ como:

$$M = g(\mu_1, \dots, \mu_n) + \sum_{i=1}^n \frac{\partial g}{\partial X_i} \Big|_{\mu_1, \dots, \mu_n} (X_i - \mu_i) + \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n \frac{\partial^2 g}{\partial X_i \partial X_j} \Big|_{\mu_1, \dots, \mu_n} (X_i - \mu_i)(X_j - \mu_j) + \dots \quad 4.1.8$$

En donde las derivadas parciales están evaluadas en los valores medios de X_i como:

TESIS CON
 LUGAR DE ORIGEN

$$\left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n} = \frac{\partial g}{\partial X_i} (X_1 = \mu_1, \dots, X_n = \mu_n) \quad 4.1.9$$

Si se desprecian los términos que involucran derivadas de g de segundo o de mayor orden, de la ecuación 4.1.8 se obtiene:

$$M = g(\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n) + \sum_{i=1}^n \left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{\mu_1, \dots, \mu_n} (X_i - \mu_i) \quad 4.1.10$$

Dado que $g(\mu_1, \dots, \mu_n)$ y $\left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{\mu_1, \dots, \mu_n}$ son constantes, la ecuación 4.1.10 da el valor medio de M como:

$$\mu_M = E(M) \approx g(\mu_1, \dots, \mu_n) \quad 4.1.11$$

De manera similar (Rao, 1992), la varianza de M puede obtenerse como:

$$\sigma_M^2 \approx \sum_{i=1}^n a_i^2 \text{Var}[X_i] + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq j}}^n \sum_{j=1}^n a_i a_j \text{Cov}[X_i, X_j] \quad 4.1.12$$

Donde:

$$a_i = \left. \frac{\partial g}{\partial X_i} \right|_{\mu_1, \dots, \mu_n} \quad 4.1.13$$

$$a_j = \left. \frac{\partial g}{\partial X_j} \right|_{\mu_1, \dots, \mu_n} \quad 4.1.14$$

Si las variables X son estadísticamente independientes, entonces se tiene:

$$\sigma_M^2 \approx \sum_{i=1}^n a_i^2 \sigma_{X_i}^2 \quad 4.1.15$$

El procedimiento mediante el cual se llega a las ecuaciones 4.1.11, 4.1.12 y 4.1.15 se conoce como la regla de la derivada parcial.

La precisión de las expresiones para el cálculo de la media y la varianza de M puede mejorarse, si se incluyen términos de derivadas de orden superior.

Conocidas la media y la desviación estándar de cada margen de seguridad, se puede estimar el índice de confiabilidad para cada modo de falla.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

4.2 Límites de Confiabilidad.

Existen algunas aproximaciones teóricas para llevar a cabo el cálculo de la probabilidad de falla, con la finalidad de hacerlo suficientemente simple para que sea práctico.

Las aproximaciones más satisfactorias son aquellas que están dadas en términos de límites, un límite inferior y un límite superior, de acuerdo a la probabilidad de falla matemáticamente exacta. La utilidad de estos límites depende naturalmente de que tan cerca esté uno del otro. En muchas ocasiones, el rango existente entre el límite inferior y el superior es muy amplio.

4.2.1 LÍMITES SIMPLES.

Si se considera que se tiene un sistema estructural en serie S con n elementos de falla E_i , donde $i = 1, 2, \dots, n$, se asume que cada elemento de falla puede estar en un estado de falla o un estado seguro. Si se define la variable Booleana e_i para indicar el estado de cada elemento de falla, se tiene:

$e_i = 1$, el elemento de falla se encuentra en el estado seguro.
 $e_i = 0$, el elemento de falla se encuentra en el estado de falla.

Dado que se tienen n elementos de falla, existen n variables e_i para indicar el estado de cada elemento de falla. Entonces la probabilidad de falla P_f del sistema en serie es (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986):

$$P_f = 1 - \left(P \bigcap_{i=1}^n e_i = 1 \right) = 1 - P(e_1 = 1) \frac{P(e_1 = 1 \cap e_2 = 1)}{P(e_1 = 1)} \dots \frac{P(e_1 = 1 \cap \dots \cap e_n = 1)}{P(e_1 \cap \dots \cap e_{n-1} = 1)}$$

$$\leq 1 - \prod_{i=1}^n P(e_i = 1) = 1 - \prod_{i=1}^n [1 - P(e_i = 0)] \quad 4.2.1$$

La ecuación 4.2.1 establece el límite superior de la probabilidad de falla. El límite inferior se define claramente como la máxima probabilidad de falla de cualquier elemento de falla E_i , $i = 1, 2, \dots, n$. Entonces, se establecen los siguientes límites simples:

$$\max_{i=1}^n P(e_i = 0) \leq P_f \leq 1 - \prod_{i=1}^n [1 - P(e_i = 0)] \quad 4.2.2$$

El límite inferior de la ecuación 4.2.2 es igual al valor exacto de la probabilidad de falla P_f , si existe dependencia total entre todos los elementos ($\rho_{ij} = 1$ para todos los i y j). El límite superior en la ecuación 4.2.2 corresponde a elementos de falla independientes entre sí ($\rho_{ij} = 0$, para todos los i y j).

Cuando se dispone de la matriz de correlación de los modos de falla, es decir, cuando se conocen las correlaciones entre todos los márgenes de seguridad de un sistema dado, es posible obtener un coeficiente promedio de correlación, que sirva como guía para poder estimar un valor de la probabilidad de falla más adecuado de acuerdo al

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

límite que se encuentre más cerca del valor real de la probabilidad (Thoft-Christensen y Baker, 1982).

$$\rho_{prom} = \frac{1}{n(n-1)} \sum_{\substack{i,j=1 \\ i \neq j}}^n \rho_{ij} \quad 4.2.3$$

La ecuación 4.2.3 da una aproximación bastante buena, para estimar un coeficiente de correlación promedio. En dicha ecuación, n representa el número de modos de falla existentes. Puede considerarse que para $\rho < 0.2$, $\rho \cong 0$; y para $\rho > 0.8$, $\rho \cong 1$.

Cuando la distancia entre ambos límites es angosta, el promedio de ambos límites puede tomarse como la probabilidad de falla.

4.2.2 LÍMITES DE DITLEVSEN.

Cuando existe un elemento de falla en un sistema en serie, cuya probabilidad de falla es predominante, la probabilidad de falla es aproximadamente igual a la probabilidad del elemento predominante, y el espaciamento entre los límites inferior y superior de la ecuación 4.2.2 es angosto. Sin embargo, cuando las probabilidades de falla de los modos de falla son del mismo orden, los límites simples son de poca utilidad, siendo necesario emplear límites más angostos, siendo una gran herramienta los llamados límites de Ditlevsen.

Los límites de Ditlevsen resultan sorprendentemente angostos en el dominio de las probabilidades de falla pequeñas; esto es particularmente cierto cuando el conjunto de variables básicas se encuentra distribuido de manera conjunta normalmente. En el caso de la distribución normal de (X_1, \dots, X_n) , el uso de estos límites ha demostrado que el efecto de la correlación entre los modos de falla es muy modesto, y casi siempre despreciable.

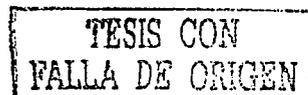
Para formular los límites de Ditlevsen es necesario considerar el sistema S y la variable Booleana considerada anteriormente para los límites simples (Thoft-Christensen y Murotsu, 1986).

Se define la variable Booleana e , para indicar el estado de cada elemento de falla, se tiene:

- $e = 1$, el elemento de falla se encuentra en el estado seguro.
- $e = 0$, el elemento de falla se encuentra en el estado de falla.

El estado del sistema estructural S está determinado por los estados de los elementos de falla E_i , $i = 1, \dots, n$. El estado del sistema S está entonces determinado por el vector estado de elemento:

$$\bar{e} = (e_1, e_2, \dots, e_n)$$



4.2.4

De igual forma, el sistema S se asumirá que se encuentra en un estado de falla o en un estado seguro. De esta manera, se establece una variable Booleana definida por:

$$s = \begin{cases} 1 & \text{Si el sistema está en estado seguro.} \\ 0 & \text{Si el sistema está en estado de falla.} \end{cases} \quad 4.2.5$$

Dado que el sistema S está determinado solamente por el vector de la ecuación 4.2.4, existe una función φ llamada función estructura del sistema, que relaciona el vector con el espacio del sistema S.

$$s = \varphi(\bar{e}) \quad 4.2.6$$

Un sistema en serie se encontrará entonces en un estado seguro, si y sólo si, todos los elementos se encuentran en un estado seguro. Así, la función de la estructura para un estado seguro está dada por:

$$s_S = \prod_{i=1}^n e_i \quad 4.2.7$$

El siguiente paso es estimar la confiabilidad del sistema cuando las confiabilidades de los elementos de falla son conocidas. La confiabilidad R_i del elemento de falla E_i está dada por:

$$R_i = P(e_i = 1) = (1)P(e_i = 1) + (0)P(e_i = 0) = E[e_i] \quad 4.2.8$$

Análogamente, la confiabilidad R_S del sistema S es:

$$R_S = P(s = 1) = (1)P(s = 1) + (0)P(s = 0) = E[s] = E[\varphi(\bar{e})] \quad 4.2.9$$

De la ecuación 4.2.7 se tiene:

$$\begin{aligned} s &= e_1 e_2 \dots e_n = e_1 e_2 \dots e_{n-1} - e_1 e_2 \dots e_{n-1} (1 - e_n) \\ &= e_1 - e_1 (1 - e_2) - e_1 e_2 (1 - e_3) - \dots - e_1 e_2 \dots e_{n-1} (1 - e_n) \end{aligned} \quad 4.2.10$$

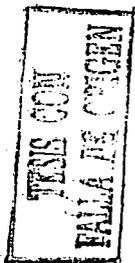
De acuerdo a la ecuación 4.2.9 y sustituyendo la ecuación 4.2.10 se tiene:

$$\begin{aligned} P_i &= 1 - R_S = 1 - E[s] = \\ &= E[1 - e_1] + E[e_1(1 - e_2)] + E[e_1 e_2(1 - e_3)] + \dots + E[e_1 e_2 \dots e_{n-1}(1 - e_n)] \end{aligned} \quad 4.2.11$$

Además, por inspección puede observarse que:

$$1 - [(1 - e_1) + \dots + (1 - e_n)] \leq e_1 e_2 \dots e_n \leq e_i \quad \text{Para } i = 1, 2, \dots, n \quad 4.2.12$$

A partir de la ecuación 4.2.11 y de la observación hecha para 4.2.12, Ditlevsen formuló los siguientes límites (Ditlevsen, 1979 y Thoft-Christensen, 1986).



$$P_f \leq \sum_{i=1}^n P(e_i = 0) - \sum_{i=2}^n \sum_{j < i} \text{máx} P(e_i = 0 \cap e_j = 0) \quad 4.2.13$$

$$P_f \geq P(e_1 = 0) + \sum_{i=2}^n \text{máx}[P(e_i = 0) - \sum_{j=1}^{i-1} P(e_i = 0 \cap e_j = 0), 0] \quad 4.2.14$$

La numeración de los elementos de falla puede influir en la obtención de los límites 4.2.13 y 4.2.14; sin embargo, la experiencia sugiere, como la opción más adecuada, arreglar los elementos de falla de tal forma que $P(e_1 = 0) \geq P(e_2 = 0) \geq \dots \geq P(e_n = 0)$, de acuerdo a la probabilidad decreciente del elemento de falla.

La probabilidad de falla puede estimarse como el promedio entre los dos límites. La distancia entre ambos límites de Ditlevsen es generalmente mucho más pequeña que la existente entre los límites simples. Sin embargo, los límites 4.2.13 y 4.2.14 requieren el cálculo de las probabilidades conjuntas $P(e_i = 0 \cap e_j = 0)$, siendo que estos cálculos no son triviales y requieren usualmente un método numérico para poder ser resueltos, generalmente una integración numérica.

Sin embargo, si los márgenes de seguridad están distribuidos normalmente y se conocen los valores de β_i , β_j y ρ_{ij} , puede realizarse el cálculo de $P(e_i = 0 \cap e_j = 0)$ evitando la integración numérica y obtenerse fácilmente su valor mediante el uso de desigualdades. Puede demostrarse que el valor de la probabilidad buscada se definiría entonces, a partir de la distribución normal estándar de ambos índices de confiabilidad y la correlación entre ambos elementos de falla, siendo esta última positiva, $\rho > 0$ (Ditlevsen, 1979).

$$P(e_i = 0 \cap e_j = 0) = \Phi_2(-\beta_i, -\beta_j; \rho) \quad 4.2.15$$

Se tiene que está probabilidad queda definida también por dos límites, siendo el promedio entre el límite inferior y el límite superior el valor aproximado de la probabilidad deseada.

$$\text{máx}(\rho_i, \rho_j) \leq \Phi_2(-\beta_i, -\beta_j; \rho) \leq \rho_i + \rho_j \quad 4.2.16$$

Donde:

$$\rho_i = \Phi(-\beta_i)\Phi(-\gamma_j) \quad 4.2.17$$

$$\rho_j = \Phi(-\beta_j)\Phi(-\gamma_i) \quad 4.2.18$$



Donde:

$$\gamma_j = \frac{\beta_j - \rho \beta_i}{\sqrt{1 - \rho^2}} \quad 4.2.19$$

$$\gamma_i = \frac{\beta_i - \rho \beta_j}{\sqrt{1 - \rho^2}} \quad 4.2.20$$

También pueden establecerse límites cuando el coeficiente de correlación entre los márgenes de seguridad es negativo, $\rho < 0$, siendo éstos:

$$0 \leq \Phi_2(-\beta_i, -\beta_j; \rho) \leq \min(\rho_i, \rho_j) \quad 4.2.21$$

CAPÍTULO 5 CASO DE APLICACIÓN Y ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1 Descripción de la Plataforma.

La plataforma que sirve de modelo para el caso de aplicación del presente trabajo es la Plataforma Trípode de Telecomunicaciones Akal C5. En esta plataforma se encuentran los sistemas de telecomunicaciones y radares necesarios para tener control del transporte aéreo y marítimo, y para mantener las comunicaciones con otros complejos y zonas en tierra.

La plataforma se localiza en la Sonda de Campeche en las coordenadas Latitud Norte 19° 23' 41" y Longitud Oeste 92° 02' 23", en un tirante de agua de 44.501 m.

La subestructura, la superestructura y la torre de telecomunicaciones son simétricas formadas cada una por 3 marcos de iguales características. Las dimensiones generales de la plataforma se presentan en la tabla 5.1.

Tabla 5.1 Dimensiones generales de la Plataforma

DIMENSIONES	BASE		ALTURA [m]	PESO [t]	
	MAYOR [m]	MENOR [m]			
Subestructura	21.6x21.6x21.6	9.45x9.45x9.45	48.159	220	
Torre Telecomunicaciones	9.15x9.15x9.15	3.05x3.05x3.05	48.77	40	
DIMENSIONES	LADOS			ALTURA [m]	PESO [t]
	A [m]	B [m]	C [m]		
Superestructura	16.15	16.15	16.15	10.98	120
Modulo Telecomunicaciones	17.38	12.20	12.20	4.88	140

La plataforma se encuentra cimentada con pilotes de acero de 36 pulgadas de diámetro en sus tres patas. En la figura 5.1 se muestra el modelo estructural utilizado para analizar el trípode Akal C5 que el programa de computadora SESAM proporciona. En la figura 5.2 se muestran por separado las partes componentes del modelo de la plataforma de telecomunicaciones.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

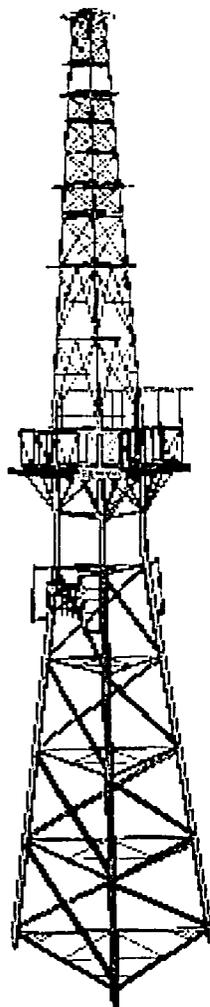


Figura 5.1 Tripode de Telecomunicaciones

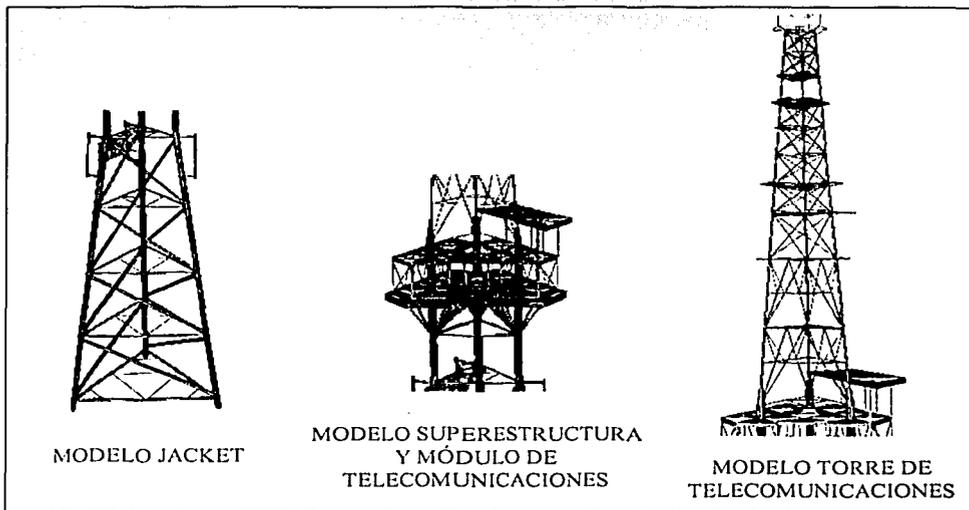


Figura 5.2 Partes de la Plataforma de Telecomunicaciones

Las fechas de instalación de los elementos de la plataforma se presentan en la tabla 5.2.

Tabla 5.2 Fechas de instalación de la plataforma.

Instalación	Inicio	Término
Subestructura	Mayo 29, 1982	Junio 2, 1982
Superestructura	Junio 2, 1982	Junio 3, 1982
Modulo de Telecom.	Junio 4, 1983	Junio 4, 1983
Torre de Telecom.	Junio 5, 1983	Junio 7, 1983

Es de particular interés la subestructura o jacket de la plataforma, debido a que uno de los objetivos del presente trabajo es determinar la confiabilidad de las juntas tubulares que se encuentran allí. Cada uno de los marcos del jacket presenta 10 juntas: 2 juntas T y 8 juntas K. Las elevaciones de las juntas corresponden a las elevaciones de los 5 marcos horizontales que sirven de arrioste al jacket. Así, las elevaciones de referencia de las juntas del jacket son: + 3.658 m, - 8.230 m, - 20.117 m, - 32.004 m y - 44.501 m. Se considera como elevación + 0.0 m al nivel medio del mar. Las figuras 5.3 y 5.4 muestran las características del marco AB de la subestructura.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

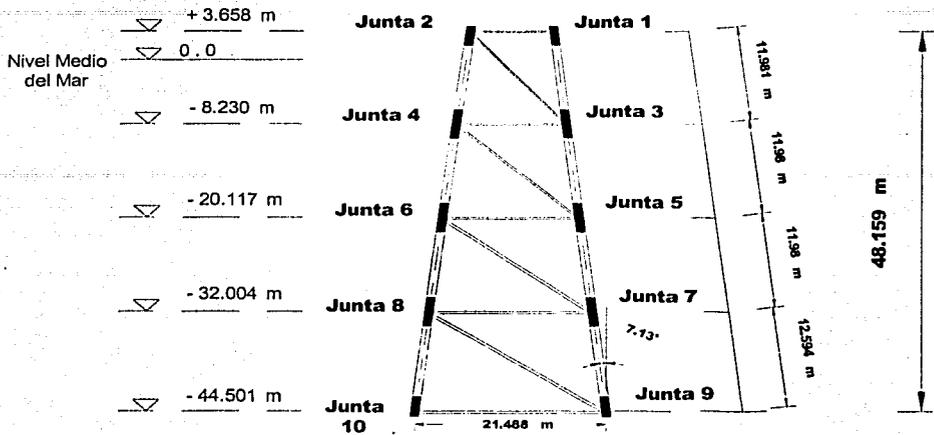


Figura 5.3 Elevaciones de las juntas referidas al marco AB del jacket

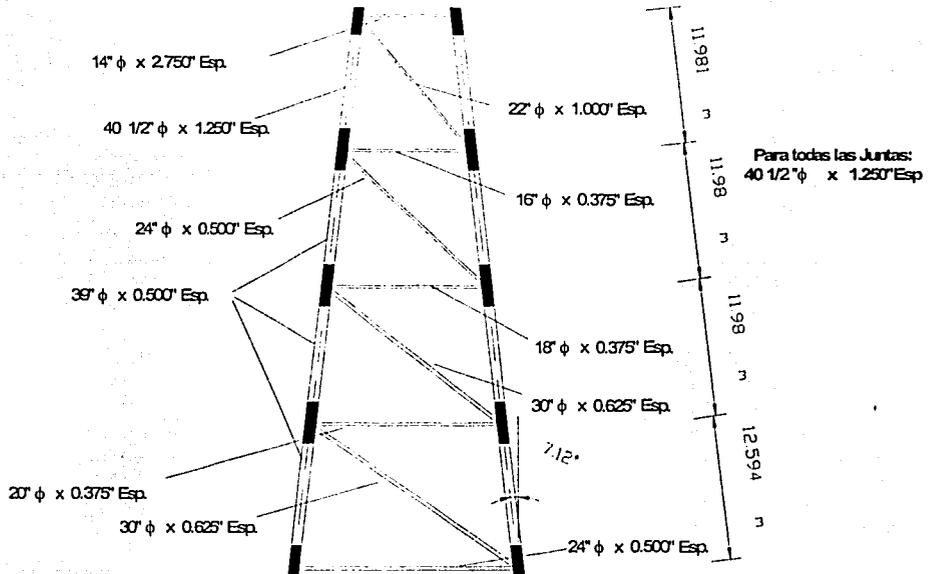


Figura 5.4 Diámetros y espesores de los elementos que constituyen al jacket

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

5.2 Descripción de la Solicitud.

Las solicitudes a la que está sometida la plataforma incluye cargas muertas, cargas vivas y cargas ambientales.

La carga muerta toma en cuenta el peso propio de la estructura de la plataforma, así como los equipos permanentes montados en ella, incluyendo las estructuras de refuerzo y todo tipo de instalaciones. Para el presente caso, se incluye el peso de la torre de telecomunicaciones, el peso del módulo de telecomunicaciones, el peso del cuarto de radar y el equipo respectivo.

En la tabla 5.3 se muestra un resumen de las cargas muertas consideradas, así como las elevaciones en que se aplican.

Tabla 5.3 Cargas Muertas.

Concepto de Carga Muerta	Elevación m.s.n.m.	Peso kg/m ²
Muro del módulo de telecomunicaciones	+ 16.467	500
Techo del módulo de telecomunicaciones	+ 16.467	400
Piso y muro del cuarto de telecomunicaciones	+ 61.471	600
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 15.850	100
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 16.467	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 20.878	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 25.610	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 40.894	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 50.592	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 61.471	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 65.129	
Sistema de piso de rejilla de cubierta	+ 71.070	

Las cargas vivas son debidas al uso propio de la plataforma, en este caso se debe considerar el equipo humano encargado de realizar las operaciones relativas a las telecomunicaciones, así como el equipo de supervivencia con el que cuenta la plataforma. Se asignó un peso de carga viva de 160 kg/m² actuantes en las elevaciones donde existe un sistema de piso de rejilla de cubierta, indicadas en la tabla 5.3. También se consideró dentro de este grupo el peso del puente de enlace que se encuentra en la elevación + 15.850. La mitad del puente pesa 8 toneladas, peso que se le asignó a los dos puntos de apoyo del lado de la plataforma de comunicaciones, asignando una carga puntual de 4 [t] para cada punto de apoyo.

Las cargas ambientales son aquellas impuestas en la plataforma por los fenómenos naturales actuantes. Estos son el viento, las corrientes, el oleaje, la marea astronómica y la marea de tormenta.

Es importante señalar que las cargas ambientales se agrupan en cargas de operación y cargas de tormenta. Las cargas de operación son debidas a aquellos eventos menores con los cuales se realizan las funciones normalmente. Las cargas de tormenta implican la ocurrencia de un evento extraordinario que impone a la estructura cargas mayores que pueden llegar a ser bastante severas.

Las cargas de operación y las cargas por tormenta empleadas son las indicadas por el Criterio Transitorio (IMP, 1998), aplicables a las plataformas marinas fijas existentes o a ser diseñadas en la Sonda de Campeche. La zona referida queda delimitada aproximadamente por las siguientes coordenadas: N 20° 10', W 92° 40', N 18° 55' y W 91° 55'. La figura 5.5 muestra la localización de plataformas en la Sonda de Campeche.

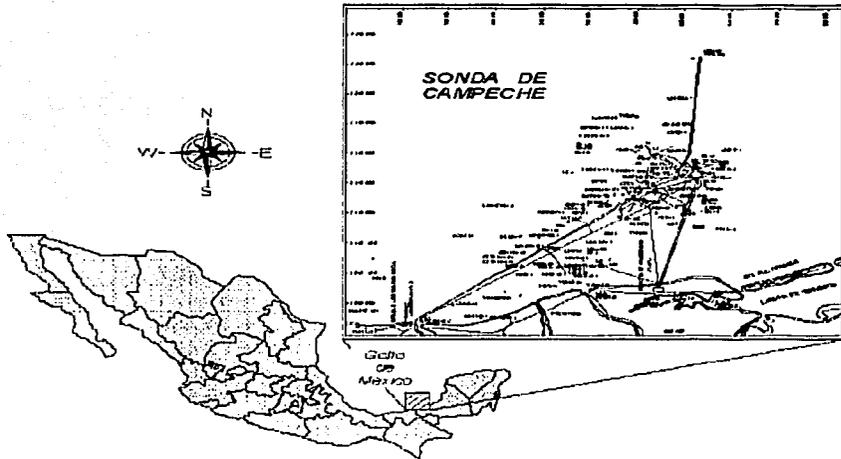


Figura 5.5 Ubicación de la Sonda de Campeche

La información meteorológica y oceanográfica presentada a continuación, proporcionada por la norma NRF-003-PEMEX-2000, fue generada con métodos que representan el estado del arte en el modelado numérico de reproducción de tormentas, por la compañía Oceanweather, Inc. Estos modelos numéricos fueron calibrados con mediciones en localizaciones estratégicas dentro de la Sonda de Campeche. Para cada sitio específico se obtuvo la reproducción de los estados de mar más severos, tomando en cuenta la información histórica de las tormentas (huracanes y nortes) que más han influenciado la Sonda de Campeche. Posteriormente, la información obtenida fue procesada estadísticamente para encontrar los parámetros (altura y periodo de ola, velocidad de viento, velocidad de corriente, altura de marea) que definen los máximos estados de mar para diferentes periodos de retorno (IMP, 1998).

Los parámetros meteorológicos y oceanográficos empleados para la aplicación de las cargas en condiciones de operación (tabla 5.4), condiciones de tormenta (tabla 5.5), que involucra tormentas de invierno y huracanes, condiciones para la fatiga (tabla 5.6 y figura 5.6) se muestran a continuación.

Tabla 5.4 Condiciones de Operación.

Parámetros	Operación
Período de retorno (años)	10
Altura de Ola significativa (m)	3.82
Altura máxima de la Ola (m)	7.09
Período de la Ola (s)	10.68
Altura de la marea astronómica (m)	0.76
Altura de la marea de tormenta (m)	0.36
Velocidades máximas de viento a 10 m SNMM (m/s) 1 hr	15.7
Velocidades de corriente (cm/s)	
0% de la Profundidad	42
50% de la Profundidad	37
95% de la Profundidad	20

Tabla 5.5 Condiciones de Tormenta.

Parámetros	Diseño	Evaluación			
		Intervalo Elástico	Resistencia Última		
			Nivel Diseño	Moderada	Alta
Período de retorno de referencia (años)	180	99	753	892	1485
Altura de Ola Máxima (m)	16.7	15	21	21.5	23
Período de la Ola (s)	12.06	11.46	13.52	13.70	14.24
Marea Astronómica (m)	0.76	0.76	0.76	0.76	0.76
Marea de Tormenta (m)	1.04	0.98	1.20	1.22	1.27
Velocidades máximas de viento a 10 m SNMM (m/s)					
3 s	58.77	53.30	72.60	74.22	79.09
5 s	56.79	51.51	70.16	71.73	76.43
15 s	52.54	47.65	64.91	66.36	70.71
1 min	47.18	42.79	58.28	59.58	63.49
1 hr	39.42	35.75	48.70	49.79	53.06
Velocidades de Corriente (cm/s)					
0% de la profundidad	125	111	159	163	175
50% de la profundidad	97	83	131	135	147
95% de la profundidad	78	70	100	102	109

Para los casos de las condiciones de operación y tormenta, el criterio propuesto por el Criterio Transitorio (IMP, 1998) es omnidireccional, es decir, que estas características ocurren en todas las direcciones posibles. La figura 5.6 muestra los parámetros para la condición de fatiga de la tabla 5.6 en un diagrama de dispersión.

Tabla 5.6 Altura de ola significativa y periodo considerados para análisis por fatiga.

Periodo			Altura de ola significativa en (m)												Total		
min	max	med	0	0.25	0.75	1.25	1.75	2.25	2.75	3.25	3.75	4.25	4.75	5.25		5.75	6.25
0.01	1	0.5															
1	2	1.5	3E-04	0.032													0.032
2	3	2.5		0.17	0.017												0.187
3	4	3.5		0.019	0.04												0.059
4	5	4.5		0.015	0.28	0.021											0.315
5	6	5.5		0.012	0.053	0.087	0.004	1E-04									0.156
6	7	6.5		0.003	0.025	0.024	0.014	9E-04									0.067
7	8	7.5		0.005	0.019	0.028	0.029	0.007	5E-04								0.088
8	9	8.5		8E-04	0.007	0.009	0.016	0.018	0.011	4E-04							0.061
9	10	9.5		1E-04	8E-04	0.002	0.002	0.003	0.007	0.009	0.002	2E-04					0.026
10	11	10.5						3E-04	3E-04	0.001	0.002	0.002	8E-04				0.007
11	12	11.5										3E-04	9E-04	5E-04	1E-04		0.002
12	13	12.5													1E-04	2E-04	3E-04
Total			3E-04	0.255	0.442	0.171	0.065	0.029	0.019	0.011	0.004	0.003	0.002	5E-04	2E-04	2E-04	1

Diagrama de dispersión

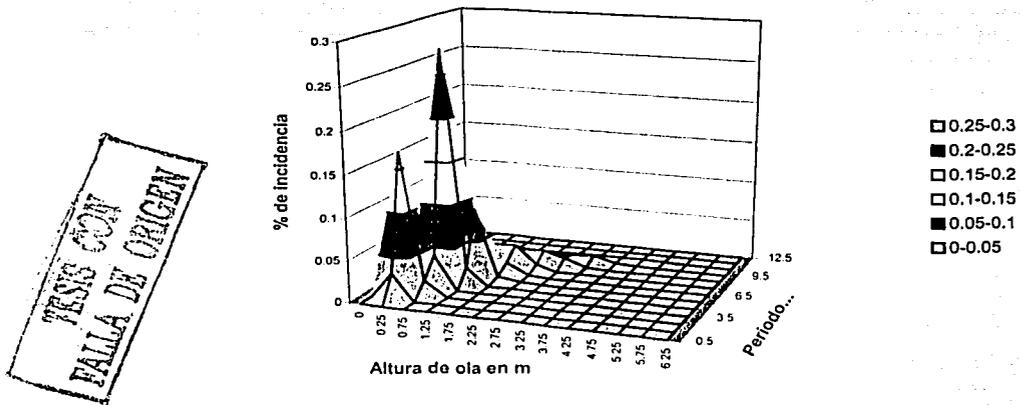
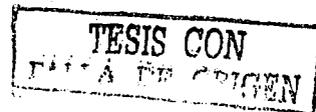


Figura 5.6 Diagrama de dispersión de la información oceanográfica para el análisis de fatiga

Los anteriores estados de mar se complementan con las direcciones de incidencia de las olas. La tabla 5.7 muestra las cuatro direcciones de incidencia empleadas, resultado de la simplificación de direcciones dadas en el Criterio Transitorio (IMP, 1998).

Tabla 5.7 Incidencia de las olas para el análisis por fatiga

Dato	Dirección	Ángulo	% Incidencia
1	N	0	0.23895
2	NE	45	0.26345
3	E	90	0.3084
4	SE	135	0.1892



5.3 Análisis Estructural.

Los diferentes análisis estructurales del modelo del trípode de telecomunicaciones Akal C5 se llevaron a cabo con el programa especializado SESAM.

El SESAM es un programa creado por el Det Norske Veritas (DNV, 2001). Cuenta con varios módulos o programas adecuados para analizar estructuras costa fuera. Los módulos del SESAM utilizados en el análisis de la plataforma de telecomunicaciones son Preframe, Wajac, Sestra y Framework. En el módulo Preframe se procesa el modelado de la estructura. Las cargas hidrodinámicas se calculan en el módulo de análisis hidrodinámico Wajac. El módulo Sestra realiza el análisis estructural lineal. Finalmente, el análisis de resultados es procesado por el módulo Framework.

Primeramente se definió la geometría del modelo, las propiedades de los materiales y las cargas. La masa del modelo es generada automáticamente a partir de los volúmenes de los elementos y la densidad del material.

Las cargas de oleaje y de corriente actuantes en el jacket se calcularon en el módulo Wajac. Las cargas se calculan de acuerdo a la ecuación de Morison (ecuación 1.4.16).

Wajac cuenta con tres formas posibles de aproximación para el cálculo de la carga de oleaje: cálculo determinista de la carga, el cual implica una ola periódica en una sola dirección; el cálculo de las funciones transferencia de esfuerzos y la simulación de la carga de oleaje para un estado de mar dado.

Para el análisis de la plataforma bajo condiciones de operación y de tormenta, se emplean los parámetros de oleaje y viento mostrados en las Tablas 5.4 y 5.5 respectivamente, y el programa calcula las cargas de oleaje, corriente y viento respectivas.

Sestra es el módulo del SESAM que realiza el análisis estructural lineal estático o dinámico. Basado en la teoría lineal, asume allí desplazamientos pequeños y materiales lineales.

Se modela el material como isotrópico, es decir, que tiene las mismas propiedades en todas las direcciones; por ejemplo, la relación esfuerzo-deformación es independiente de la dirección en el material.

Las capacidades de análisis del programa son:

- Análisis estático.
- Análisis de respuesta dinámica en el dominio de la frecuencia.
- Análisis de respuesta dinámica en el dominio del tiempo.

El programa está basado en el método de las rigideces, pudiendo resolver marcos, vigas, cascarones, membranas y sólidos de tres dimensiones. El programa construye y resuelve el sistema de ecuaciones para el análisis de la estructura.

Para el análisis de respuesta dinámica el programa resuelve la ecuación de equilibrio dinámico, generalmente expresada como:

$$M\ddot{r} + C\dot{r} + Kr = R(t)$$

5.3.1

Donde:

M es la matriz de masas.

C es la matriz de amortiguamientos.

K es la matriz de rigideces.

R(t) es el vector de carga dependiente del tiempo.

r es el vector de desplazamientos, con sus derivadas en la ecuación.

En el dominio de la frecuencia el análisis se caracteriza porque la carga y la respuesta estructural son armónicos. En el dominio del tiempo el análisis es más general, permitiendo que la carga dependa del tiempo.

La matriz de rigideces del modelo se obtiene adicionando las contribuciones de las matrices de rigideces de cada elemento. La masa puede ser definida o generada automáticamente por el programa, basado en el volumen de los elementos. El amortiguamiento debe proporcionarse.

Para el presente caso se realizó un análisis estático lineal elástico, considerando 16 combinaciones de carga, de las cuales 8 consideran la carga de operación y 8 consideran la carga de tormenta. En la tabla 5.8 se muestran las combinaciones para la carga de operación y los coeficientes utilizados para cada tipo de carga, notando que para la carga de tormenta son las mismas combinaciones, sólo variando la condición de carga a la que se refiere.

Tabla 5.8 Combinaciones de Carga.

Combinación	Peso Propio	Carga Muerta	Carga Viva	Oleaje (Dirección)	Viento en Dirección X	Viento en Dirección Y
1	1.05	1	1	1 (0°)	1 (0°)	0 (0°)
2	1.05	1	1	1 (45°)	0.7071 (45°)	0.7071 (45°)
3	1.05	1	1	1 (90°)	0 (90°)	1 (90°)
4	1.05	1	1	1 (135°)	0.7071 (135°)	0.7071 (135°)
5	1.05	1	1	1 (180°)	1 (180°)	0 (180°)
6	1.05	1	1	1 (225°)	0.7071 (225°)	0.7071 (225°)
7	1.05	1	1	1 (270°)	0 (270°)	1 (270°)
8	1.05	1	1	1 (315°)	0.7071 (315°)	0.7071 (315°)

El peso propio se consideró por separado de los otros conceptos de carga muerta, considerando en el análisis un 5% más, por cualquier posible variación no considerada. Se consideraron 8 diferentes direcciones de oleaje posible, así como combinaciones posibles de la dirección del viento. La carga por sismo no se consideró, pues además de ser una estructura considerada como ligera, se especifica que sólo debe considerarse para el diseño, pero no para una revisión como es el caso.

Los resultados del análisis lineal realizado se procesan en el módulo Framework. El programa nos permite hacer una revisión de fluencia, de pandeo, del punzonamiento y el análisis de fatiga.

El programa proporciona los esfuerzos a los que están sometidos los elementos, proporcionando, al menos los esfuerzos en tres secciones de un miembro: los dos extremos y en la sección central del claro, sin embargo el usuario puede asignar otras secciones.

Las revisiones de fluencia y de pandeo determinan si la estructura está sometida a niveles de esfuerzo aceptables, mediante la relación entre el esfuerzo actuante y el esfuerzo permisible, haciendo uso de ecuaciones de interacción señaladas en los códigos existentes, como el API (API, 1993).

Para el caso de pandeo, los factores de longitud efectiva y los factores de amplificación de momentos, se determinan automáticamente por el programa para el caso de marcos tubulares, como es el caso.

La revisión de punzonamiento se realiza mediante la relación entre la fuerzas axial, de momento de flexión dentro del plano y de momento de flexión fuera del plano actuantes, con sus respectivas fuerzas resistentes. Con el programa se calculan, directamente para cada junta, las fuerzas de punzonamiento que actúan.

La transformación de fuerzas y momentos en el sistema coordinado dentro y fuera del plano se realiza con la definición de la posición de la junta y de un sistema local de ejes.

El análisis de fatiga se realiza utilizando la regla de acumulación de daño de Miner (ecuación 1.4.21). Los factores de concentración de esfuerzos se pueden calcular por varias ecuaciones, siendo las utilizadas para el presente caso las fórmulas de Kuang (Kuang, et al, 1975), (tablas 1.3 y 1.4). La curva S-N empleada para este caso fue la curva API - X (figura 1.17).

Con el programa se obtiene la función transferencia, altura de ola a esfuerzos, para cada dirección para cada miembro en cada punto crítico. Es necesario dar la forma del espectro de oleaje dentro de los espectros aceptados por el programa, dentro de los cuales se encuentra el asignado para el presente caso: la función de densidad espectral de Pierson-Moskowitz (ecuación 1.4.20). Entre otras capacidades, el programa maneja un máximo posible de 36 direcciones de ola, 60 frecuencias de ola por dirección de ola, 150 combinaciones de espectros y periodos y 625 estados de mar en un diagrama de dispersión. En total, se aceptan 7500 estados de mar en todas las direcciones, lo que equivale a 625 estados de mar en 12 direcciones o a 208 estados de mar si se manejan 36 direcciones.

En el presente caso se manejan 14 estados de mar obtenidos a partir de la tabla 5.6, para cada altura de ola se toma el periodo de ola con mayor ocurrencia, como se muestra en la tabla 5.9. Se consideran además 4 direcciones, las indicadas en la tabla 5.7.

Tabla 5.9 Estados de Mar Considerados.

Estado	Altura de Ola	Periodo [seg]
1	0.01	1.5
2	0.25	2.5
3	0.75	4.5
4	1.25	5.5
5	1.75	7.5
6	2.25	8.5
7	2.75	9
8	3.25	9.5
9	3.75	10
10	4.25	10.5
11	4.75	11
12	5.25	11.5
13	5.75	12
14	6.25	12.5

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

En resumen, se realizaron tres grupos de análisis, uno por cada condición de carga diferente. El primer análisis consideró la condición de carga de operación, el segundo análisis consideró la condición de carga de tormenta y el tercer análisis consideró la condición de carga por fatiga. Las corridas de estos tres análisis, donde se presentan los valores de los esfuerzos actuantes, se muestran en los apéndices A, B y C respectivamente. Los resultados no se presentan en su totalidad para cada caso debido a que son muy extensos, sin embargo ilustran lo que proporciona el programa para todos los elementos.

5.4 Capacidad de las Juntas.

Para todas las juntas se obtuvo su capacidad de carga P_u , $M_{u\text{IPB}}$ y $M_{u\text{OPB}}$, utilizadas en los márgenes de seguridad, de acuerdo a lo especificado por el API RP 2A (1993), lo cual se muestra en la tabla 1.1.

Para el caso de las juntas K, éstas no son simétricas, por lo que para cada brazo se tiene un ángulo diferente con respecto al cordón. El cálculo de la capacidad de las juntas se realiza para ambos brazos, tomándose como la capacidad de la junta, el menor valor.

Las características geométricas de las juntas K y T, que en su totalidad son 10, y que forman parte del marco del jacket analizado, se muestran en la tabla 5.10 y se ilustran en la figura 5.7.

Tabla 5.10 Características geométricas de las juntas.

Junta	TIPO	D cm (pulgadas)	T cm (pulgadas)	d 1,2 cm (pulgadas)	$\theta_{1,2}$ [°]	$\beta = d/D$	$\gamma = D/(2T)$	g cm (pulgadas)
1	T	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	35.56 (14)	82.88	0.34568	16.2	0
2	K	102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	35.56 (14)	82.88	0.34568	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	55.88 (22)	49.72	0.54321	16.2	10.16 (4)
3	K	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	55.88 (22)	35.48	0.54321	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	40.64 (16)	82.88	0.39506	16.2	10.16 (4)
4	K	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	40.64 (16)	82.88	0.39506	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	60.96 (24)	56.6	0.59259	16.2	10.16 (4)
5	K	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	60.96 (24)	42.36	0.59259	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	45.72 (18)	82.88	0.44444	16.2	10.16 (4)
6	K	102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	45.72 (18)	82.88	0.44444	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	76.2 (30)	61.96	0.74074	16.2	10.16 (4)
7	K	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	76.2 (30)	47.72	0.74074	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	50.8 (20)	82.88	0.49383	16.2	10.16 (4)
8	K	102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	50.8 (20)	82.88	0.49383	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	76.2 (30)	65.02	0.74074	16.2	10.16 (4)
9	K	102.87 (40 ½)	3.175 (1.25)	76.2 (30)	50.78	0.74074	16.2	10.16 (4)
		102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	60.96 (24)	82.88	0.59259	16.2	10.16 (4)
10	T	102.87 (40 ¼)	3.175 (1.25)	60.96 (24)	82.88	0.59259	16.2	0

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

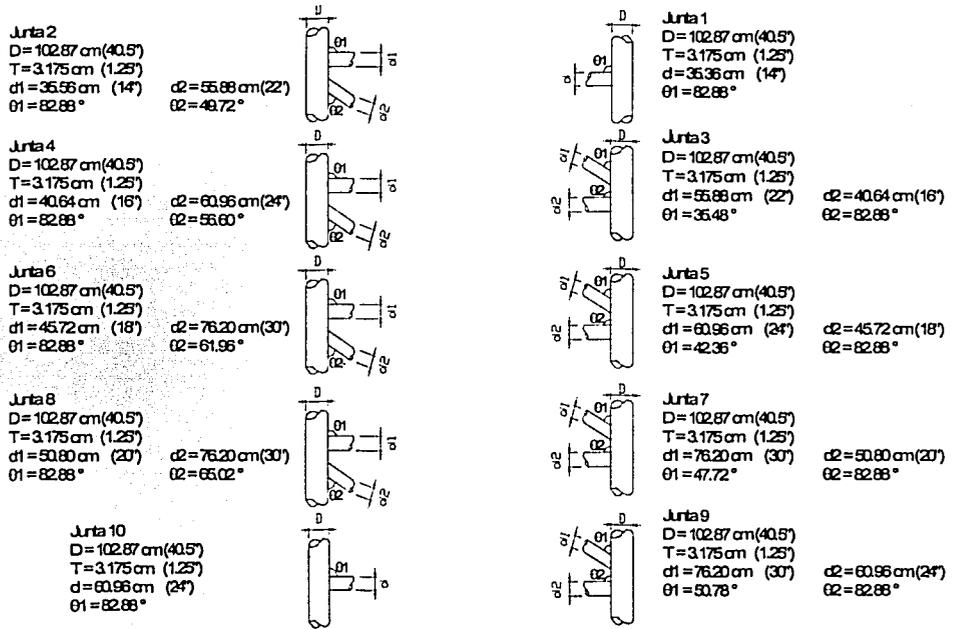


Figura 5.7 Características Geométricas de las Juntas

La capacidad de las juntas varía un poco en función del caso de carga en que se encuentre, si es carga de operación o carga por tormenta, siendo un poco mayor la capacidad en el primer caso. Dependiendo de la condición de carga, los efectos de los esfuerzos actuantes en el cordón varían, teniendo como consecuencia la variación del coeficiente Q_f , observando la variación de carga a partir del cambio en Q_f , como lo señala la ecuación 1.1.5. El programa en donde se realizó el análisis estructural considera este efecto y proporciona los valores del coeficiente Q_f para ambos casos y para todas las juntas. En la tabla 5.11 se muestran los valores considerados para este coeficiente para todos los casos.

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.11 Coeficiente Q_r .

Junta	Tipo	Carga de Operación			Carga de Tormenta		
		Q_r axial	Q_r IPB	Q_r OPB	Q_r axial	Q_r IPB	Q_r OPB
1	T	1	1	1	0.994	0.99	0.996
2	K	0.999	0.998	0.999	0.978	0.967	0.985
3	K	0.999	0.998	0.999	0.986	0.979	0.99
4	K	0.999	0.998	0.999	0.994	0.99	0.995
5	K	0.999	0.999	0.999	1	1	1
6	K	0.999	0.998	0.999	0.99	0.986	0.993
7	K	1	0.999	1	0.997	0.995	0.998
8	K	1	0.999	1	0.997	0.995	0.998
9	K	1	0.999	1	0.998	0.997	0.998
10	T	0.999	0.999	0.999	0.994	0.991	0.996

Las capacidades se calculan con base en lo que indican las ecuaciones 1.1.4 y 1.1.12, teniendo en cuenta el tipo de junta, la carga referida, así como todos los coeficientes que intervienen en cada caso, los cuales están especificados por las ecuaciones 1.1.5, 1.1.6, 1.1.7, 1.1.8, 1.1.9 y 1.1.10, omitiendo el factor de seguridad especificado por el API (1993), puesto que no es un problema de diseño, sino de revisión. Tanto para las juntas T como para las juntas K que se encuentran en el jacket, los valores resistentes a tensión y compresión son los mismos (Yura, 1980). La tabla 5.12 muestra las capacidades de las juntas para la condición de carga especificada.

Tabla 5.12 Capacidad última de las juntas.

Junta	Capacidad con Carga de Operación			Capacidad con Carga de Tormenta		
	P_u (ton)	M_u IPB (ton-m)	M_u OPB(ton-m)	P_u (ton)	M_u IPB (ton-m)	M_u OPB(ton-m)
1	355.941	101.258	101.258	353.806	100.246	100.853
2	526.266	101.056	101.157	515.204	97.917	99.739
3	575.804	126.363	126.490	568.311	123.958	125.350
4	575.804	126.363	126.490	572.922	125.350	125.984
5	625.341	154.544	154.544	625.967	154.698	154.698
6	625.341	154.389	154.544	619.707	152.533	153.615
7	675.553	185.318	185.503	673.527	184.576	185.132
8	675.553	185.318	185.503	673.527	184.576	185.132
9	774.727	255.028	255.283	773.177	254.517	254.772
10	522.940	255.028	255.028	520.323	252.985	254.262

5.4.1 ESFUERZOS AXIALES PERMISIBLES POR PANDEO.

Para determinar el esfuerzo axial permisible por compresión, el cual tiene un valor más crítico que el esfuerzo por tensión, primeramente debe calcularse el valor de la relación D/T de las juntas. Si $D = 102.87$ cm (40 ½ pulgadas) y $T = 3.175$ cm (1.25 pulgadas), entonces $D/T = 32.4 < 60$. Por lo tanto, debe utilizarse la ecuación 1.3.12, ó bien la ecuación 1.3.13 para la determinación de F_a .

Para todas las juntas, se consideran como factores de longitud efectiva en los planos de flexión: $K_x = 1$ y $K_y = 1$.

Las características geométricas de las juntas se determinan a partir de las siguientes fórmulas:

$$R_{prom} = \frac{1}{2}(D - T) \quad 5.4.1$$

$$A = 2 \pi R_{prom} T \quad 5.4.2$$

$$I = \pi R_{prom}^3 T \quad 5.4.3$$

$$r = \sqrt{\frac{I}{A}} \quad 5.4.4$$

Donde R_{prom} es el radio promedio de la junta tubular, A es el área de la sección transversal de la junta, I es el momento de inercia de la sección y r es el radio de giro. De acuerdo a las ecuaciones antes mencionadas, para todas las juntas, se tienen los valores que se muestran en la tabla 5.13.

Tabla 5.13 Geometría del cordón de las juntas.

Característica	Valor
R_{prom}	49.8475 cm (19 5/8 plg)
Área	994.413 cm ² (154 1/8 plg ²)
I	1235.446 x 10 ⁴ cm ⁴ (29.682 x 10 ⁴ plg ⁴)
r	35.25 cm (13 7/8 plg)

Conocido de los planos estructurales, sabemos que $F_y = 3515 \text{ kg/cm}^2$ (Acero ASTM A-537 Clase 1, 50 ksi) y $E = 2'038,590 \text{ kg/cm}^2$ (IMCA, 2001), se tiene de la ecuación 1.3.14 que $C_c = 107$. Además, si se sabe que la longitud real sin arriostamiento para cada junta es $l = 304.8 \text{ cm}$ (10 ft), se tiene que la relación $(KI)/r = 8.65 < C_c = 107$. Por lo anterior, se concluye que debe utilizarse la ecuación 1.3.12 para determinar el valor de F_a . Utilizando la ecuación 1.3.12 se tiene que $F_a = 2064.65 \text{ kg/cm}^2$.

Para el caso de carga de tormenta se tiene que el esfuerzo permisible se puede incrementar 1/3 de su valor (API RP 2A, 1993 e IMCA, 2001). En la tabla 5.14 se muestran los esfuerzos axiales permisibles para cada caso.

Tabla 5.14 Esfuerzos Axiales Permisibles.

Condición	F_a [kg/cm ²]
Carga de Operación	2064.65
Carga de Tormenta	2752.87

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

De los esfuerzos actuantes proporcionados por el SESAM, para el caso de las cargas en condición de operación, sabemos que el esfuerzo axial máximo actuante en una de las juntas es $f_a = 266.11 \text{ kg/cm}^2$, siendo la relación $f_{a\text{máx}}/F_a = 0.1289 < 0.15$, por lo cual puede utilizarse la ecuación 1.3.9, que es un criterio de falla equivalente al establecido en la ecuación 1.3.2.

Para el caso de la condición de carga de tormenta, se tiene que la relación entre los esfuerzos axiales actuantes y el esfuerzo permisible es mayor que 0.15 para casi todos los casos, por lo cual debe asegurarse que se cumplan las ecuaciones 1.3.7 y 1.3.8. La ecuación que rige no puede determinarse a simple vista, debido a que para la ecuación 1.3.7 se tiene un valor mayor de F_a , pero se reduce un poco F_b , mientras que para la ecuación 1.3.8 F_b conserva su magnitud, pero el esfuerzo axial actuante se divide entre $0.6 F_y = 2109 \text{ kg/cm}^2$, que resulta menor a F_a . De estas dos ecuaciones se obtiene un criterio de falla equivalente al establecido en la ecuación 1.3.2.

Para la ecuación 1.3.7 se considera que $C_m = 1$. El valor del esfuerzo de Euler calculado es $F_e = 140,297.79 \text{ [kg/cm}^2\text{]}$.

5.4.2 ESFUERZOS DE FLEXIÓN PERMISIBLES POR PANDEO.

De acuerdo con el criterio del API (1993), debido a la relación $D/T = 32.4$, cae dentro del rango: $20680/F_y < D/T \leq 300$, por lo cual, el esfuerzo de flexión permisible por pandeo se calcula con la ecuación 1.3.20. Con esta ecuación, se tiene que $F_b = 0.6876 F_y$.

Se tiene que el esfuerzo de flexión permisible es $F_b = 2416.91 \text{ kg/cm}^2$.

Para el caso de carga de tormenta se tiene que el esfuerzo permisible se puede incrementar 1/3 de su valor (API RP 2A, 1993 e IMCA, 2001). En la tabla 5.15 se muestran los esfuerzos axiales permisibles para cada caso.

Tabla 5.15 Esfuerzos de Flexión Permisibles.

Condición	$F_b \text{ [kg/cm}^2\text{]}$
Carga de Operación	2416.91
Carga de Tormenta	3222.55

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

5.5 Confiabilidad de las Juntas.

La confiabilidad de las juntas se estima a partir de los márgenes de seguridad definidos para cada modo de falla, obteniendo para cada modo de falla posible en las juntas su respectivo índice de confiabilidad.

5.5.1 MÁRGENES DE SEGURIDAD.

Para cada modo de falla existente en las juntas se define su respectivo margen de seguridad. Los posibles modos de falla para cada junta son los que se mostraron anteriormente en la figura 1.23 Para el presente caso de aplicación, desde un principio se

consideran los modos de falla más críticos, debido a que el programa SESAM proporciona las relaciones entre esfuerzo actuante y esfuerzo permisible, considerándose aquellos valores iguales o mayores a 0.1. A partir del criterio de consideración adoptado, se pudo obtener que para los casos de fluencia y pandeo se tendrán dos modos de falla respectivamente en los puntos en donde cada brazo se une al cordón. Para el caso de falla por punzonamiento, se tiene considerado sólo un margen de seguridad por cada junta. En el caso de las juntas T, éste se toma en el único brazo existente; en el caso de las juntas K, se considera que para ambos brazos es el mismo. Para el caso de falla por fatiga se toma en cuenta sólo el punto más crítico de la junta.

Resumiendo, se tiene que para el caso de juntas T se presentan 4 modos de falla: un modo para falla por punzonamiento, un modo para falla por pandeo, un modo para falla por fluencia y un modo para falla por fatiga.

De manera análoga, se tiene que para las juntas K se presentan 6 modos de falla: un modo de falla por punzonamiento, dos modos de falla por pandeo, dos modos de falla por fluencia y un modo de falla por fatiga.

Todas las juntas K presentan 6 modos de falla, con excepción de la junta 2, cuando se trata de la condición de carga de operación, la cual en el análisis de esfuerzos proporcionado por el SESAM presentó sólo un valor de relación de esfuerzos mayor a 0.1 en uno de sus brazos, en referencia con los modos de falla por pandeo y por fluencia, teniendo entonces sólo 4 modos de falla, similar al caso de las dos juntas T.

La figura 5.8 ilustra la forma en que se consideran los modos de falla para las juntas T y K.

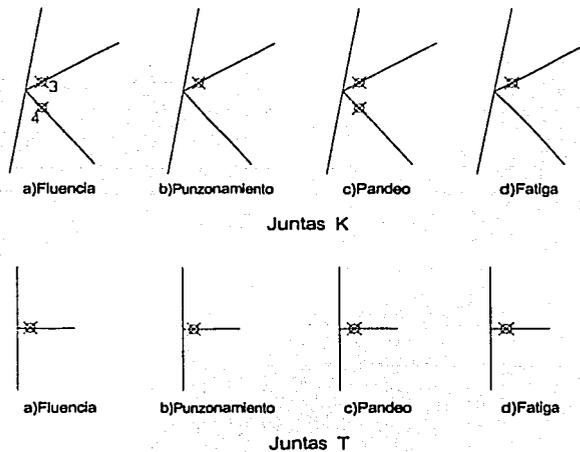


Figura 5.8 Modos de Falla en las Juntas

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Los márgenes de seguridad son los mismos que se definieron anteriormente en las ecuaciones 2.3.1, 2.4.1, 2.5.1 y 2.6.2. Se hace una modificación en el margen de seguridad para falla por pandeo, en donde se utilizan los esfuerzos actuantes en lugar de las cargas actuantes. Cabe señalar, que para cada caso de condición de carga el margen de seguridad para falla por pandeo será diferente, debido a las relaciones existentes entre el esfuerzo axial actuante y el esfuerzo axial permisible.

A continuación se presentan los márgenes de seguridad utilizados para ambos casos: a) carga de operación y b) carga de tormenta, señalando la distribución de probabilidad y los parámetros estadísticos de las variables aleatorias involucradas.

5.5.1.1 Punzonamiento.

El margen de seguridad para falla por punzonamiento tanto para el caso de carga de operación, como el caso de carga de tormenta queda definido como:

$$M_P = Z_P - \left[\frac{P}{P_u} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{OPB}^{1.2} + \left(\frac{M}{M_u} \right)_{IPB}^{2.1} \right] \quad 5.5.1$$

Donde:

$$Z_P \rightarrow N[\mu = 1, \sigma = 0.05] \quad 5.5.2$$

Z_P es una variable de incertidumbre de modelo referida al uso de la ecuación 5.5.1 (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986).

$$P \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.3$$

Es importante señalar que todas las cargas, tanto axiales como momentos actuantes, se modelan con una distribución normal, por ser una aproximación aceptable (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986). De igual forma, para todas las cargas se considera un valor de la desviación estándar $\sigma = 0.8\mu$, debido a que el coeficiente de variación de la carga de oleaje considerada para el análisis es igual a 0.8.

$$M_{IPB} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.4$$

$$M_{OPB} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.5$$

La figura 5.9 esquematiza la forma en que las cargas actuantes se presentan en una junta T.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

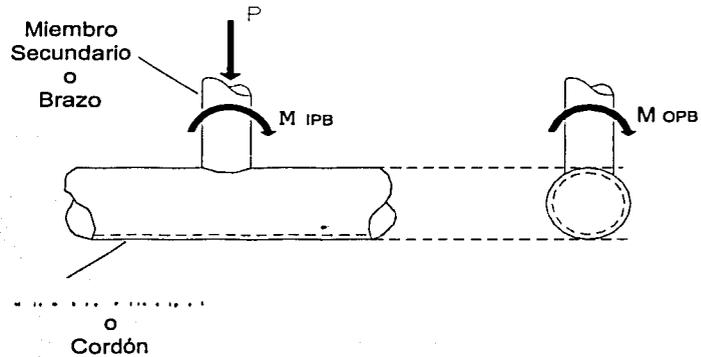


Figura 5.9 Cargas actuantes en una junta T

Los valores de las medias para las cargas actuantes de punzonamiento se obtienen directamente de los resultados proporcionados por el programa SESAM. Los valores medios de P , M_{IPB} y M_{OPB} , así como sus desviaciones estándar para el caso de carga de operación se muestran en la tabla 5.16.

Tabla 5.16 Valores Medios y Desviaciones Estándar para las cargas de operación.

Junta	Carga de Operación					
	Pact [t]	M _{IPB} act [t-m]	M _{OPB} act [t-m]	σ P [t]	σ M _{IPB} [t-m]	σ M _{OPB} [t-m]
1	21.182	0.23407	0.30082	16.946	0.187	0.241
2	27.768	0.11481	0.0013083	22.214	0.092	0.001
3	36.846	4.1207	0.37202	29.477	3.297	0.298
4	35.6	3.56	0.36935	28.480	2.848	0.295
5	43.521	8.5351	0.63902	34.817	6.828	0.511
6	31.773	1.3261	0.37291	25.418	1.061	0.298
7	62.033	9.879	0.25988	49.626	7.903	0.208
8	60.075	9.523	0.60876	48.060	7.618	0.487
9	63.457	0.267	1.5753	50.766	0.214	1.260
10	55.892	1.2282	2.136	44.714	0.983	1.709

En la tabla 5.17 se muestran los valores medios de P , M_{IPB} y M_{OPB} , así como las desviaciones estándar para el caso de carga de tormenta.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.17 Valores Medios y Desviaciones Estándar para las cargas de tormenta.

Junta	Carga de Tormenta					
	Pact [t]	MIPB act [t-m]	MOPB act [t-m]	σ P [t]	σ MIPB [t-m]	σ MOPB [t-m]
1	66.127	1.6643	2.5899	52.902	1.331	2.072
2	113.03	13.083	2.9726	90.424	10.466	2.378
3	121.93	10.591	0.8989	97.544	8.473	0.719
4	72.891	1.424	1.9313	58.313	1.139	1.545
5	100.57	2.7679	0.69064	80.456	2.214	0.553
6	95.23	3.5422	1.6198	76.184	2.834	1.296
7	184.23	26.967	2.8836	147.384	21.574	2.307
8	173.55	24.564	4.1652	138.840	19.651	3.332
9	177.11	13.973	3.0705	141.688	11.178	2.456
10	172.66	21.004	5.2599	138.128	16.803	4.208

Las variables aleatorias P, M_{IPB} y M_{OPB}, así como las variables de incertidumbre del modelo, se consideran independientes para todos los modos de falla.

Los valores de P_u, M_{u IPB} y M_{u OPB} se pueden observar en la tabla 5.12, para los casos de carga de operación y de tormenta.

5.5.1.2 Pandeo.

El margen de seguridad para falla por pandeo para carga de operación se obtiene a partir de la ecuación 1.3.9, para establecer un margen de seguridad equivalente al establecido en la ecuación 2.5.1.

$$M_B = Z_B \left[\frac{f_a}{F_a} + \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{F_b} \right] \quad 5.5.6$$

Donde:

$$Z_B \rightarrow N[\mu = 1, \sigma = 0.1] \quad 5.5.7$$

Z_B es una variable de incertidumbre de modelo referida al uso de la ecuación 5.5.6 (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986). Para los esfuerzos actuantes, de igual forma que se consideró anteriormente para las cargas actuantes, tienen una desviación estándar $\sigma = 0.8\mu$, debido a que el coeficiente de variación de la carga de oleaje considerada para el análisis es igual a 0.8.

$$f_a \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.8$$

$$f_{bx} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.9$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

$$f_{by} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu]$$

5.5.10

Donde:

f_a es el esfuerzo axial actuante.

F_{bx} es el esfuerzo actuante de flexión en el plano, originado por el momento de flexión dentro del plano M_{IPB} .

F_{by} es el esfuerzo actuante de flexión en el plano, originado por el momento de flexión fuera del plano M_{OPB} .

Los esfuerzos f_a , f_{bx} y f_{by} son resultado directo del análisis realizado por el programa SESAM, obteniendo los valores medios de los mismos.

En la tabla 5.18 se muestran los valores medios y las desviaciones estándar de los esfuerzos para la condición de carga de operación.

Tabla 5.18 Valores medios y desviaciones estándar para las cargas de operación.

Junta	Carga de Operación					
	f_a [kg/cm ²]	f_{bx} [kg/cm ²]	f_{by} [kg/cm ²]	σf_a [kg/cm ²]	σf_{bx} [kg/cm ²]	σf_{by} [kg/cm ²]
1	114.810	45.746	20.203	91.848	36.597	16.162
2	110.360	27.946	15.842	88.288	22.357	12.674
3	154.860	116.590	21.627	123.888	93.272	17.302
3	172.660	63.635	30.705	138.128	50.908	24.564
4	145.070	109.470	26.077	116.056	87.576	20.862
4	200.250	57.316	33.642	160.200	45.853	26.914
5	116.590	124.600	202.030	93.272	99.680	161.624
5	156.640	61.321	40.406	125.312	49.057	32.325
6	112.140	122.820	29.192	89.712	98.256	23.354
6	203.810	76.540	27.590	163.048	61.232	22.072
7	166.430	144.180	15.931	133.144	115.344	12.745
7	220.720	130.830	30.616	176.576	104.664	24.493
8	161.090	138.840	20.559	128.872	111.072	16.447
8	266.110	142.400	24.119	212.888	113.920	19.295
9	63.012	336.420	3.818	50.410	269.136	3.054
9	78.320	267.000	39.783	62.656	213.600	31.826
10	70.132	283.910	31.417	56.106	227.128	25.134

Los valores de los esfuerzos permisibles F_a y F_b se muestran en las tablas 5.14 y 5.15 respectivamente.

Para el caso de carga de tormenta, el margen de seguridad se obtiene ya sea de la ecuación 1.3.7 ó 1.3.8, la condición que resulte más crítica, a partir de la cual se obtendrá un margen de seguridad equivalente al expresado en la ecuación 2.5.1.

El posible margen de seguridad a partir de la ecuación 1.3.7 se muestra a continuación.

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

$$M_B = Z_B - \left[\frac{f_a}{F_a} + \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{\left(1 - \frac{f_a}{F_a}\right) F_b} \right] \quad 5.5.11$$

El posible margen de seguridad a partir de la ecuación 1.3.8 se muestra a continuación.

$$M_B = Z_B - \left[\frac{f_a}{0.6 F_y} + \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{F_b} \right] \quad 5.5.12$$

Las distribuciones de Z_B , f_a , f_{bx} y f_{by} son las mismas establecidas en las ecuaciones 5.5.7, 5.5.8, 5.5.9 y 5.5.10 respectivamente, para ambos márgenes.

Anteriormente quedaron también definidos F_y y F'_a , además de los esfuerzos permisibles F_a y F_b , los cuales pueden consultarse en las Tablas 5.14 y 5.15 respectivamente.

Las medias y las desviaciones estándar de los esfuerzos actuantes para carga de tormenta se muestran en la tabla 5.19.

Tabla 5.19 Valores medios y desviaciones estándar para las cargas de tormenta.

Junta	Carga de Tormenta					
	f_a [kg/cm ²]	f_{bx} [kg/cm ²]	f_{by} [kg/cm ²]	σf_a [kg/cm ²]	σf_{bx} [kg/cm ²]	σf_{by} [kg/cm ²]
1	264.330	129.940	275.900	211.464	103.952	220.720
2	264.330	233.180	79.477	211.464	186.544	63.582
2	513.530	207.370	80.990	410.824	165.896	64.792
3	509.970	300.820	53.934	407.976	240.656	43.147
3	586.510	134.390	274.120	469.208	107.512	219.296
4	462.800	243.860	87.309	370.240	195.088	69.847
4	646.140	116.590	129.050	516.912	93.272	103.240
5	338.200	300.820	83.571	270.560	240.656	66.857
5	555.360	179.780	168.210	444.288	143.824	134.568
6	315.950	284.800	114.810	252.760	227.840	91.848
6	577.610	157.530	26.967	462.088	126.024	21.574
7	495.730	391.600	75.294	396.584	313.280	60.235
7	757.390	299.930	17.355	605.912	239.944	13.884
8	466.360	354.220	90.780	373.088	283.376	72.624
8	787.650	254.540	99.680	630.120	203.632	79.744
9	247.420	537.560	7.903	197.936	430.048	6.323
9	309.720	377.360	147.740	247.776	301.888	118.192
10	277.680	622.110	24.653	222.144	497.688	19.722

Asegurar que las ecuaciones 1.3.7 y 1.3.8 se cumplan, equivale a obtener la media de los posibles márgenes de falla, asegurando que los valores resultantes den valores mayores que cero.

Al realizar lo anterior, cuyos resultados se mostrarán poco más adelante, se observa para todos los casos que la ecuación más crítica es la 1.3.8, teniendo que el margen de seguridad para modo de falla por pandeo con la condición de carga de tormenta queda definido por la ecuación 5.5.12.

Para todos los casos, en referencia a las juntas K, para una misma junta, los primeros valores que se encuentran a las tablas corresponden al brazo de mayor diámetro.

5.5.1.3 Fluencia.

Para el caso de falla por fluencia, el margen de seguridad para ambas condiciones de carga será el definido anteriormente en la ecuación 2.4.1, teniéndose entonces que el margen de seguridad es:

$$M_F = Z_F - \left[\sqrt{\left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^2} - \cos\left(\frac{\Pi P}{2 P_u}\right) \right] \quad 5.5.13$$

Donde:

$$Z_F \rightarrow N[\mu = 0, \sigma = 0.05] \quad 5.5.14$$

Z es una variable de incertidumbre de modelo referida al uso de la ecuación 5.5.13 (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986).

$$P \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.15$$

$$M_{IPB} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.16$$

$$M_{OPB} \rightarrow N[\mu, \sigma = 0.8\mu] \quad 5.5.17$$

Los valores de las capacidades P_u , M_u $_{IPB}$ y M_u $_{OPB}$, para operación y tormenta, se encuentran resumidos en la tabla 5.12.

Para el caso de carga de operación, en la tabla 5.20 se muestran los valores medios de las variables aleatorias P, M_{IPB} y M_{OPB} , junto con las correspondientes desviaciones estándar.

Tabla 5.20 Valores medios y desviaciones estándar para las cargas de operación.

Junta	Carga de Operación					
	Pact (t)	MIPB act (t-m)	MOPB act (t-m)	σ Pact (t)	σ MIPB (t-m)	σ MOPB (t-m)
1	23.125	0.734	0.324	18.500	0.587	0.259
2	22.228	0.448	0.254	17.783	0.359	0.203
3	50.024	4.909	0.911	40.019	3.927	0.728
3	20.505	0.732	0.353	16.404	0.586	0.283
4	34.549	3.809	0.907	27.639	3.047	0.726
4	23.782	0.660	0.387	19.025	0.528	0.310
5	27.766	4.336	7.030	22.213	3.469	5.624
5	20.984	0.900	0.593	16.787	0.720	0.475
6	41.729	8.347	1.984	33.383	6.678	1.587
6	27.303	1.124	0.405	21.842	0.899	0.324
7	61.931	9.799	1.083	49.545	7.839	0.866
7	32.923	2.386	0.558	26.338	1.909	0.447
8	59.944	9.436	1.397	47.955	7.549	1.118
8	39.694	2.597	0.440	31.755	2.078	0.352
9	23.448	22.865	0.259	18.758	18.292	0.208
9	18.652	9.291	1.384	14.922	7.433	1.107
10	16.702	9.879	1.093	13.362	7.904	0.875

Para el caso de carga de tormenta se muestran los valores medios de las variables aleatorias P, M_{IPB} y M_{OPB}, así como de sus desviaciones estándar, en la tabla 5.21.

Tabla 5.21 Valores medios y desviaciones estándar para las cargas de tormenta.

Junta	Carga de Tormenta					
	Pact (t)	MIPB act (t-m)	MOPB act (t-m)	σ Pact (t)	σ MIPB (t-m)	σ MOPB (t-m)
1	53.240	2.084	4.425	42.592	1.667	3.540
2	112.508	12.633	4.306	90.006	10.107	3.445
2	103.433	3.326	1.299	82.747	2.661	1.039
3	164.734	12.665	2.271	131.787	10.132	1.817
3	69.654	1.546	3.154	55.723	1.237	2.523
4	110.217	8.486	3.038	88.174	6.789	2.431
4	76.735	1.342	1.485	61.388	1.073	1.188
5	80.543	10.468	2.908	64.435	8.374	2.326
5	74.396	2.639	2.469	59.517	2.111	1.976
6	117.569	19.356	7.803	94.055	15.485	6.242
6	77.377	2.313	0.396	61.902	1.850	0.317
7	184.468	26.615	5.117	147.574	21.292	4.094
7	112.974	5.471	0.317	90.379	4.377	0.253
8	173.539	24.074	6.170	138.831	19.260	4.936
8	117.487	4.643	1.818	93.990	3.714	1.455
9	92.068	36.535	0.537	73.655	29.228	0.430
9	73.761	13.131	5.141	59.008	10.505	4.113
10	66.130	21.648	0.858	52.904	17.319	0.686

Los valores de las cargas para todas las juntas se obtienen a partir de los esfuerzos actuantes que son calculados con el programa SESAM, mismos esfuerzos utilizados para el caso de pandeo. Para el cálculo de los valores medios de las cargas axiales y los momentos flexionantes se utilizan la ecuaciones 1.3.4 y 1.3.5 respectivamente. Esto es posible, debido a que se conoce la geometría de las juntas, específicamente, las características geométricas de los brazos de cada junta, que es donde se aplican las cargas actuantes. Para todos los casos, en referencia a las juntas K, y para una misma junta, los primeros valores que se encuentran a las tablas corresponden al brazo de mayor diámetro.

5.5.1.4 Fatiga.

El margen de seguridad para la falla por fatiga se muestra en la ecuación 2.6.2, en donde el umbral de la capacidad Z_M es una variable aleatoria lognormal con media 1 y coeficiente de variación 0.2 (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986). El daño acumulado también puede ser considerado como lognormal, por lo tanto el margen de seguridad se convierte en:

$$M_M = \ln Z_M - \ln D = A - B \quad 5.5.18$$

Donde $A = \ln Z_M$ y $B = \ln D$. De manera análoga a lo mostrado en la ecuación 2.1.3, la falla ocurre cuando $M < 0$, además si Z_M y D están distribuidas de forma lognormal, entonces A y B están distribuidas de forma normal (Thoft-Christensen y Baker, 1982), pudiendo manejar entonces el margen M_M de la ecuación 5.5.18 como una variable normal. La probabilidad de falla se determina entonces como anteriormente se mostró para el caso de una variable distribuida normalmente en la ecuación 2.1.6.

$$P_f = \Phi \left[\frac{\mu_B - \mu_A}{(\sigma_B^2 + \sigma_A^2)^{1/2}} \right] = \Phi \left[\frac{\mu_{\ln D} - \mu_{\ln Z_M}}{(\sigma_{\ln D}^2 + \sigma_{\ln Z_M}^2)^{1/2}} \right] \quad 5.5.19$$

Las propiedades de la distribución lognormal son tales que si Y es una variable con distribución lognormal y $X = \ln Y$ (Thoft-Christensen y Baker, 1982), entonces:

$$\sigma_X^2 = \ln(V_Y^2 + 1) \quad 5.5.20$$

$$\bar{m}_Y = \mu_Y e^{-(1/2)\sigma_X^2} \quad 5.5.21$$

$$\mu_X = \left(\ln \bar{m}_Y \right) \quad 5.5.22$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Donde \bar{m}_Y es la media de Y y V_Y es el coeficiente de variación de Y , definido como la relación $V_Y = \sigma_Y/\mu_Y$. Sustituyendo los valores anteriores en la ecuación 5.5.19 y realizando el álgebra necesaria se tiene:

$$P_f = \Phi \left[\frac{\ln \left(\frac{\mu_D}{\mu_{Z_M}} \sqrt{\frac{V_{Z_M}^2 + 1}{V_D^2 + 1}} \right)}{\sqrt{\ln \left((V_{Z_M}^2 + 1)(V_D^2 + 1) \right)}} \right] \quad 5.5.23$$

En este caso se asume que la variable de capacidad Z_M contiene la aleatoriedad de la variable de daño acumulado D . D es el daño acumulado medio, considerado un valor determinista, calculado por el programa SESAM a partir de la Ley de Miner, expresada por la ecuación 1.4.21. Se tiene entonces que D es un valor determinista, con V_D igual a cero, la probabilidad de falla se convierte en:

$$P_f = \Phi \left[\frac{\ln \left(D \sqrt{(0.2)^2 + 1} \right)}{\sqrt{\ln \left((0.2)^2 + 1 \right)}} \right] \quad 5.5.24$$

Operando se tiene:

$$P_f = \Phi \left[5.05 \ln \left(D \sqrt{1.04} \right) \right] \quad 5.5.25$$

La ecuación 5.5.25 calcula la probabilidad de falla de manera análoga a lo mostrado en la ecuación 2.1.6, en donde $P_f = \Phi (-\beta)$. Así puede establecerse, igualando las ecuaciones 5.5.25 y 2.1.6, el valor del índice de confiabilidad para el caso de fatiga.

$$\beta = -5.05 \ln \left(D \sqrt{1.04} \right) \quad 5.5.26$$

Considerando una vida útil de 40 años para la plataforma, el programa proporciona el daño total que experimentaría la junta lo largo de la vida útil. Un valor de daño igual a 1 implicaría que la junta alcanza un daño crítico a los 40 años. Los valores del daño se determinan para el punto crítico más esforzado de cada junta. De este modo se obtiene el índice de confiabilidad por fatiga para cada junta. Los valores del daño se muestran en la tabla 5.22.

Tabla 5.22 Daño Total Acumulado en las Juntas

Junta	Daño
1	0.75
2	0.229
3	0.598
4	0.751
5	0.531
6	0.760
7	0.109
8	0.157
9	0.131
10	0.108

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

5.5.2 ÍNDICES DE CONFIABILIDAD.

Para el cálculo de los índices de confiabilidad es necesario obtener la media y la desviación estándar de todos los márgenes de seguridad. Como ya se mencionó anteriormente, cada modo de falla tendrá un margen de seguridad, así que para una junta existirán varios márgenes de seguridad con su respectivo índice de confiabilidad.

Dado que los márgenes de seguridad establecidos por las ecuaciones 5.5.1, 5.5.6, 5.5.11, 5.5.12 y 5.5.13 son funciones no lineales, la media y la desviación estándar de dichos márgenes de seguridad se calculan mediante el empleo de las ecuaciones 4.1.11 y 4.1.15 respectivamente.

De la ecuación 4.1.15 se observa que es necesario obtener las derivadas parciales de los márgenes de seguridad con respecto a cada una de las variables aleatorias, como lo muestra la ecuación 4.1.13. A continuación se presenta la obtención de los índices de confiabilidad para todos los márgenes de seguridad de todos los modos de falla considerados: punzonamiento, pandeo, fluencia y fatiga.

5.5.2.1 Punzonamiento.

Conocidos los valores medios para ambas condiciones, carga de operación y carga de tormenta, el valor medio de la variable de incertidumbre de modelo, y los valores de las capacidades de la junta, mostrados en las tablas 5.16 y 5.17, la ecuación 5.5.2 y la tabla 5.12 respectivamente, se obtiene el valor medio del margen de seguridad aplicando la ecuación 4.1.11 para cada caso.

Para la estimación de la desviación estándar, se deriva la ecuación 5.5.1 con respecto a todas las variables aleatorias y se obtienen las siguientes derivadas parciales.

$$\frac{\partial M_P}{\partial Z_P} = 1 \quad 5.5.27$$

$$\frac{\partial M_P}{\partial P} = -\frac{1}{P_u} \quad 5.5.28$$

$$\frac{\partial M_P}{\partial M_{OPB}} = -1.2 \left(\frac{1}{M_u} \right)_{OPB}^{1.2} (M_{OPB})^{0.2} \quad 5.5.29$$

$$\frac{\partial M_P}{\partial M_{IPB}} = -2.1 \left(\frac{1}{M_u} \right)_{IPB}^{2.1} (M_{IPB})^{1.1} \quad 5.5.30$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Las derivadas parciales se evalúan con los valores medios de los momentos flexionantes, así como los valores de las capacidades, ambos previamente indicados para las dos condiciones de carga, se obtienen los valores que se elevan al cuadrado y se multiplican por las varianzas de las cargas actuantes, como lo indica la ecuación 4.1.15

para obtener las varianzas de los márgenes de seguridad. Basta con obtener la raíz cuadrada del valor calculado para determinar la desviación estándar de cada margen de seguridad. Las varianzas de las cargas actuantes son el cuadrado de las desviaciones estándar de las mismas, las cuales fueron mostradas previamente en las tablas 5.16 y 5.17 para ambas condiciones de carga, como se indica en la ecuación 4.1.4.

Los valores de las medias, las desviaciones estándar, así como el índice de confiabilidad obtenido a partir de la definición que se indica en la ecuación 2.1.6, se muestran en la tabla 5.23 para la carga de operación y en la tabla 5.24 para la carga de tormenta.

Tabla 5.23 Índices de Confiabilidad

Junta	Carga de Operación		
	μM_P	σM_P	β
1	0.940	0.0690	13.608
2	0.947	0.0654	14.476
3	0.934	0.0716	13.054
4	0.937	0.0703	13.316
5	0.927	0.0749	12.366
6	0.948	0.0644	14.718
7	0.906	0.0889	10.184
8	0.908	0.0870	10.435
9	0.916	0.0825	11.108
10	0.890	0.0991	8.980

Tabla 5.24 Índices de Confiabilidad

Junta	Carga por Tormenta		
	μM_P	σM_P	β
1	0.801	0.1581	5.064
2	0.751	0.1847	4.068
3	0.777	0.1790	4.340
4	0.866	0.1136	7.625
5	0.838	0.1379	6.073
6	0.842	0.1328	6.339
7	0.702	0.2265	3.100
8	0.717	0.2137	3.356
9	0.764	0.1901	4.018
10	0.653	0.2704	2.416

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

5.5.2.2 Pandeo.

Debido a que los márgenes de seguridad para falla por pandeo son diferentes para las dos condiciones de carga existentes, el cálculo se realiza por separado.

Para el caso de carga de operación se aplica la ecuación 4.1.11 para obtener los valores medios del margen de seguridad 5.5.6, utilizando los valores medios de la tabla 5.18 y de la ecuación 5.5.7, así como los esfuerzos permisibles de las tablas 5.14 y 5.15.

Para las desviaciones estándar, se derivó la ecuación 5.5.6 con respecto a las variables aleatorias, obteniendo las siguientes derivadas parciales.

$$\frac{\partial M_B}{\partial Z_B} = 1 \quad 5.5.31$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_a} = -\frac{1}{F_a} \quad 5.5.32$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{bx}} = -\frac{f_{bx}}{F_b \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.33$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{by}} = -\frac{f_{by}}{F_b \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.34$$

Realizando el mismo procedimiento que en el caso de punzonamiento, pero utilizando los datos propios del caso de pandeo con carga de operación, con los valores de desviaciones estándar de la tabla 5.18, se obtienen los índices de confiabilidad. En la tabla 5.25 se muestran los resultados.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.25 Índices de Confiabilidad para carga de operación

Junta	Carga de Operación		
	μM_B	σM_B	β
1	0.9237	0.1104	8.3703
2	0.9333	0.1091	8.5551
3	0.8759	0.1226	7.1420
3	0.8871	0.1219	7.2787
4	0.8832	0.1200	7.3582
4	0.8755	0.1277	6.8533
5	0.8453	0.1255	6.7359
5	0.8937	0.1184	7.5468
6	0.8935	0.1160	7.7018
6	0.8676	0.1297	6.6910
7	0.8594	0.1281	6.7087
7	0.8375	0.1382	6.0603
8	0.8639	0.1263	6.8375
8	0.8114	0.1510	5.3741
9	0.8303	0.1516	5.4753
9	0.8504	0.1363	6.2410
10	0.8478	0.1395	6.0771

Para el caso de carga de tormenta se comentó anteriormente que se debían cumplir las ecuaciones 1.3.7 y 1.3.8, y que la más crítica determinaría el margen de seguridad a utilizar. El margen de seguridad queda determinado por la ecuación 5.5.12, que hace referencia al criterio de falla marcado por la ecuación 1.3.8. Una manera sencilla de determinar que la ecuación 5.5.12 debe ser la que rija, es mediante la obtención de las medias de ambos márgenes de seguridad, 5.5.11 y 5.5.12, siendo el criterio más crítico aquel en donde se presenten los valores de las medias menores, y por lo tanto los índices de confiabilidad con menor magnitud.

Para ejemplificar lo anterior, se muestran los valores obtenidos para ambos márgenes de seguridad, indicando las derivadas parciales de ambas ecuaciones para la obtención de la desviación estándar.

Para el margen de seguridad 5.5.11, resultado de la ecuación 1.3.7, que no resulta ser el margen crítico, se tienen las siguientes derivadas parciales.

$$\frac{\partial M_B}{\partial Z_B} = 1 \tag{5.5.35}$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_a} = -\frac{1}{F_a} \frac{\sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}}{F_b F'_e \left(1 - \frac{f_a}{F'_e}\right)^2} \tag{5.5.36}$$

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{bx}} = - \frac{f_{bx}}{F_b \left(1 - \frac{f_a}{F'_a}\right) \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.37$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{by}} = - \frac{f_{by}}{F_b \left(1 - \frac{f_a}{F'_a}\right) \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.38$$

Para el margen de seguridad 5.5.12, resultado de la ecuación 1.3.8, y que resulta ser el margen crítico, se tienen las siguientes derivadas parciales.

$$\frac{\partial M_B}{\partial Z_B} = 1 \quad 5.5.39$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_a} = - \frac{1}{0.6 F_y} \quad 5.5.40$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{bx}} = - \frac{f_{bx}}{F_b \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.41$$

$$\frac{\partial M_B}{\partial f_{by}} = - \frac{f_{by}}{F_b \sqrt{f_{bx}^2 + f_{by}^2}} \quad 5.5.42$$

Con los datos de las medias y desviaciones estándar para condición de tormenta tabulados en la tabla 5.19, se obtienen las medias para ambos márgenes, se evalúan las derivadas parciales, se obtienen las desviaciones estándar y se estima el índice de confiabilidad. En la tabla 5.26 se muestran los resultados, donde se pueden comparar y ver que los valores para el margen de seguridad 5.5.12 son más críticos.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.26 Comparación entre los márgenes de seguridad 5.5.11 y 5.5.12

Junta	Margen de Seguridad 5.5.11			Margen de Seguridad 5.5.12 (Crítico)		
	μM_B	σM_B	β	μM_B	σM_B	β
1	0.8092	0.1413	5.7265	0.7800	0.1552	5.0265
2	0.8274	0.1377	6.0068	0.7982	0.1520	5.2523
2	0.7441	0.1863	3.9945	0.6874	0.2243	3.0651
3	0.7196	0.1936	3.7161	0.6634	0.2298	2.8861
3	0.6918	0.2077	3.3307	0.6272	0.2519	2.4899
4	0.7512	0.1774	4.2348	0.7002	0.2100	3.3334
4	0.7111	0.2151	3.3052	0.6397	0.2665	2.4003
5	0.7800	0.1579	4.9403	0.7428	0.1779	4.1740
5	0.7216	0.1950	3.7007	0.6603	0.2372	2.7838
6	0.7897	0.1513	5.2192	0.7549	0.1696	4.4501
6	0.7404	0.1993	3.7144	0.6765	0.2439	2.7736
7	0.6957	0.2001	3.4767	0.6412	0.2334	2.7469
7	0.6311	0.2534	2.4907	0.5476	0.3132	1.7488
8	0.7167	0.1892	3.7888	0.6654	0.2204	3.0189
8	0.6286	0.2572	2.4439	0.5417	0.3206	1.6894
9	0.7430	0.1819	4.0856	0.7159	0.1913	3.7411
9	0.7615	0.1611	4.7256	0.7274	0.1777	4.0925
10	0.7055	0.2012	3.5072	0.6751	0.2119	3.1858

Se observa que los valores de medias y desviaciones estándar son más críticos para la condición 5.5.12, lo que se refleja notablemente en el índice de confiabilidad del elemento. De lo anterior se concluye que para carga de tormenta rige el margen 5.5.12, teniendo los valores, ya por separado, de los índices de confiabilidad correctos en la tabla 5.27.

Tabla 5.27 Índices de confiabilidad para carga de tormenta

Junta	Carga de Tormenta		
	μM_B	σM_B	β
1	0.7800	0.1552	5.0265
2	0.7982	0.1520	5.2523
2	0.6874	0.2243	3.0651
3	0.6634	0.2298	2.8861
3	0.6272	0.2519	2.4899
4	0.7002	0.2100	3.3334
4	0.6397	0.2665	2.4003
5	0.7428	0.1779	4.1740
5	0.6603	0.2372	2.7838
6	0.7549	0.1696	4.4501
6	0.6765	0.2439	2.7736
7	0.6412	0.2334	2.7469
7	0.5476	0.3132	1.7488
8	0.6654	0.2204	3.0189
8	0.5417	0.3206	1.6894
9	0.7159	0.1913	3.7411
9	0.7274	0.1777	4.0925
10	0.6751	0.2119	3.1858

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

5.5.2.3 Fluencia.

Para el caso de fluencia el margen de seguridad para ambas condiciones de carga es el referido en la ecuación 5.5.13. Para los valores medios del margen de seguridad, se utilizan los datos de la tabla 5.20 para la carga de operación y la tabla 5.21 para la carga de tormenta. También se utilizan los valores de las capacidades de la tabla 5.12, así como el valor medio de la variable de incertidumbre mostrado en la ecuación 5.5.14.

Para calcular la desviación estándar se deriva la ecuación 5.5.13 obteniendo las siguientes derivadas parciales.

$$\frac{\partial M_F}{\partial Z_F} = 1 \quad 5.5.43$$

$$\frac{\partial M_F}{\partial M_{IPB}} = - \frac{M_{IPB}}{M_{UIPB}^2 \sqrt{\left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^2}} \quad 5.5.44$$

$$\frac{\partial M_F}{\partial M_{OPB}} = - \frac{M_{OPB}}{M_{UOPB}^2 \sqrt{\left(\frac{M}{M_u}\right)_{IPB}^2 + \left(\frac{M}{M_u}\right)_{OPB}^2}} \quad 5.5.45$$

$$\frac{\partial M_F}{\partial P} = - \left(\frac{\pi}{2 P_u}\right) \operatorname{sen}\left(\frac{\pi P}{2 P_u}\right) \quad 5.5.46$$

Evaluando las derivadas parciales con los valores medios de las cargas y las capacidades, se aplica la ecuación 4.1.15 utilizando los valores de las desviaciones estándar indicados en las tablas 5.20 y 5.21 para las cargas de operación y las cargas de tormenta respectivamente.

En la tabla 5.28 se muestran los valores de los índices de confiabilidad para las cargas de operación.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.28 Índices de confiabilidad para carga de operación

Junta	Carga de Operación		
	μM_F	σM_F	β
1	0.987	0.0510	19.360
2	0.993	0.0502	19.764
3	0.951	0.0605	15.733
3	0.992	0.0502	19.743
4	0.965	0.0557	17.317
4	0.992	0.0503	19.735
5	0.944	0.0601	15.706
5	0.992	0.0502	19.742
6	0.939	0.0660	14.230
6	0.990	0.0504	19.624
7	0.936	0.0674	13.896
7	0.984	0.0512	19.211
8	0.939	0.0661	14.211
8	0.982	0.0517	19.000
9	0.909	0.0874	10.397
9	0.962	0.0577	16.672
10	0.960	0.0588	16.333

TESIS CON
 TUBA DE TUBERÍA

En la tabla 5.29 se muestran los valores de los índices de confiabilidad para las cargas de tormenta.

Tabla 5.29 Índices de confiabilidad para carga de tormenta.

Junta	Carga de Tormenta		
	μM_F	σM_F	β
1	0.924	0.0743	12.434
2	0.806	0.1439	5.597
2	0.914	0.0963	9.491
3	0.794	0.1861	4.268
3	0.953	0.0609	15.646
4	0.883	0.1016	8.690
4	0.962	0.0618	15.571
5	0.909	0.0793	11.466
5	0.959	0.0587	16.346
6	0.819	0.1285	6.376
6	0.965	0.0598	16.140
7	0.762	0.1896	4.019
7	0.936	0.0779	12.007
8	0.785	0.1703	4.606
8	0.936	0.0799	11.717
9	0.839	0.1283	6.540
9	0.933	0.0658	14.181
10	0.884	0.1042	8.486

5.5.2.4 Fatiga.

Los valores de los índices de confiabilidad se obtienen a partir de la ecuación 5.5.26 y se muestran en la tabla 5.30

Tabla 5.30 Índices de confiabilidad para fatiga.

Junta	β
1	1.354
2	7.344
3	2.497
4	1.347
5	3.097
6	1.287
7	11.093
8	9.250
9	10.164
10	11.139

5.5.3 CONFIABILIDAD DE LAS JUNTAS EN EL NIVEL 0.

Como se indica mediante la ecuación 3.1.1, la confiabilidad en nivel 0 está dada por la máxima probabilidad de falla, es decir, que para cada junta, el menor valor del índice de confiabilidad entre todos los modos de falla determinará la confiabilidad de la junta. La fatiga se considera en ambas condiciones de carga, tanto de operación, como de tormenta.

La tabla 5.31 muestra en resumen los índices de confiabilidad por modo de falla de cada junta, para la condición de carga de operación.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.31 Modos de falla e índices de confiabilidad por junta.

CARGA DE OPERACIÓN		
JUNTA	Modo de Falla	β
1	Punzonamiento	13.608
	Pandeo	8.370
	Fluencia	19.360
	Fatiga	1.354
JUNTA	Modo de Falla	β
2	Punzonamiento	14.476
	Pandeo	8.555
	Fluencia	19.764
	Fatiga	7.344
JUNTA	Modo de Falla	β
3	Punzonamiento	13.054
	Pandeo	7.142
	Pandeo	7.279
	Fluencia	15.733
	Fluencia	19.743
Fatiga	2.497	
JUNTA	Modo de Falla	β
4	Punzonamiento	13.316
	Pandeo	7.358
	Pandeo	6.853
	Fluencia	17.317
	Fluencia	19.735
Fatiga	1.347	
JUNTA	Modo de Falla	β
5	Punzonamiento	12.366
	Pandeo	6.736
	Pandeo	7.547
	Fluencia	15.706
	Fluencia	19.742
Fatiga	3.097	
JUNTA	Modo de Falla	β
6	Punzonamiento	14.718
	Pandeo	7.702
	Pandeo	6.691
	Fluencia	14.230
	Fluencia	19.624
Fatiga	1.287	
JUNTA	Modo de Falla	β
7	Punzonamiento	10.184
	Pandeo	6.709
	Pandeo	6.060
	Fluencia	13.896
	Fluencia	19.211
Fatiga	11.093	
JUNTA	Modo de Falla	β
8	Punzonamiento	10.435
	Pandeo	6.838
	Pandeo	5.374
	Fluencia	14.211
	Fluencia	19.000
Fatiga	9.250	
JUNTA	Modo de Falla	β
9	Punzonamiento	11.108
	Pandeo	5.475
	Pandeo	6.241
	Fluencia	10.397
	Fluencia	16.672
Fatiga	10.164	
JUNTA	Modo de Falla	β
10	Punzonamiento	8.980
	Pandeo	6.077
	Fluencia	16.333
	Fatiga	11.139

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Puede observarse que en general los índices de confiabilidad para la condición de carga de operación son altos. En 6 de los diez casos la falla por fatiga es claramente el modo de falla predominante, en las últimas cuatro juntas la fatiga no representa un modo de falla crítico, observando que el modo de falla más crítico es el de pandeo

En la tabla 5.32 se muestran los resultados de la confiabilidad en nivel 0 para caso de carga de operación, observando que en la mayoría de los casos las probabilidades de falla son bajas, exceptuando las juntas 1, 4 y 6, donde la probabilidad de falla por fatiga es considerable debido al daño total esperado que se presenta en estas juntas.

Tabla 5.32 Confiabilidad en Nivel 0.

Carga de Operación			
Junta	Modo de Falla	β	P_f
1	Fatiga	1.354	8.79E-02
2	Fatiga	7.344	1.04E-13
3	Fatiga	2.497	6.26E-03
4	Fatiga	1.347	8.90E-02
5	Fatiga	3.097	9.77E-04
6	Fatiga	1.287	9.91E-02
7	Pandeo	6.060	6.82E-10
8	Pandeo	5.374	3.86E-08
9	Pandeo	5.475	2.19E-08
10	Pandeo	6.077	6.14E-10

Para el caso de carga de tormenta, en la tabla 5.33 se resumen los índices de confiabilidad de los diferentes modos de falla para cada junta.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.33 Modos de falla e índices de confiabilidad por junta.

CARGA DE TORMENTA		
JUNTA	Modo de Falla	β
1	Punzonamiento	5.064
	Pandeo	5.026
	Fluencia	12.434
	Fatiga	1.354
2	Punzonamiento	4.068
	Pandeo	5.252
	Pandeo	3.065
	Fluencia	5.597
	Fluencia	9.491
Fatiga	7.344	
3	Punzonamiento	4.340
	Pandeo	2.886
	Pandeo	2.490
	Fluencia	4.268
	Fluencia	15.646
Fatiga	2.497	
4	Punzonamiento	7.625
	Pandeo	3.333
	Pandeo	2.400
	Fluencia	8.690
	Fluencia	15.571
Fatiga	1.347	
5	Punzonamiento	6.073
	Pandeo	4.174
	Pandeo	2.784
	Fluencia	11.466
	Fluencia	16.346
Fatiga	3.097	
6	Punzonamiento	6.339
	Pandeo	4.450
	Pandeo	2.774
	Fluencia	6.376
	Fluencia	16.140
Fatiga	1.287	
7	Punzonamiento	3.100
	Pandeo	2.747
	Pandeo	1.749
	Fluencia	4.019
	Fluencia	12.007
Fatiga	11.093	
8	Punzonamiento	3.356
	Pandeo	3.019
	Pandeo	1.689
	Fluencia	4.606
	Fluencia	11.717
Fatiga	9.250	
9	Punzonamiento	4.018
	Pandeo	3.741
	Pandeo	4.092
	Fluencia	6.540
	Fluencia	14.181
Fatiga	10.164	
10	Punzonamiento	2.416
	Pandeo	3.186
	Fluencia	9.889
	Fatiga	11.139

Los índices de confiabilidad para la condición de carga de tormenta son menores a los de carga de operación, como era de esperarse, exceptuando los correspondientes a fatiga, dado que son los mismos para ambas condiciones de carga.

En la tabla 5.34 se muestra la confiabilidad en nivel 0 para todas las juntas.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.34 Confiabilidad en Nivel 0.

Carga de Tormenta			
Junta	Modo de Falla	β	P_F
1	Fatiga	1.354	8.79E-02
2	Pandeo	3.065	1.09E-03
3	Pandeo	2.490	6.39E-03
4	Fatiga	1.347	8.90E-02
5	Pandeo	2.784	2.69E-03
6	Fatiga	1.287	9.91E-02
7	Pandeo	1.749	4.02E-02
8	Pandeo	1.689	4.56E-02
9	Pandeo	3.741	9.16E-05
10	Punzonamiento	2.416	7.85E-03

Se observa que el modo de falla predominante es variable, teniendo 6 casos en el que rige el pandeo, en 3 rige la fatiga y en 1 caso rige el pandeo. Para los 3 casos en donde la fatiga es la que determina la confiabilidad de la junta en el nivel 0, las probabilidades de falla son las mismas que en el caso de carga de operación, siendo las 3 juntas donde la probabilidad de falla es más considerable. Para los restantes casos la probabilidad de falla se incrementa considerablemente con respecto al caso de carga de operación. Es de notar que las juntas 7 y 8, las cuales están sometidas a las cargas de mayor magnitud, también presentan una probabilidad de falla considerable.

5.5.4 CONFIABILIDAD DE LAS JUNTAS EN EL NIVEL 1.

Para poder estimar la confiabilidad en nivel 1 para cada junta, ésta se aproximará mediante el empleo de los límites de confiabilidad. Se hace uso de dos diferentes límites de confiabilidad, los límites simples y los límites de Ditlevsen. Los límites de Ditlevsen se utilizan para dar una mejor aproximación de la probabilidad de falla de cada junta, ya que el rango entre el límite inferior y el límite superior es más angosto; sin embargo la utilidad de los límites simples radica en que proporcionan un rango de comparación dentro del cual deben incluirse los límites de Ditlevsen, y la ventaja de que estos límites, aunque más amplios, son independientes de la correlación entre los modos de falla.

Otro parámetro, además del rango, que ayuda a comparar los resultados proporcionados por los diferentes límites es el uso del coeficiente de correlación promedio, expresado en la ecuación 4.2.3. Este parámetro puede dar una mejor idea para ubicar cual es la probabilidad de falla dentro de los límites simples a partir de la matriz de coeficientes de correlación entre los modos de falla. Se toma simplemente como una guía de comparación, pues en los límites de Ditlevsen no todas las correlaciones tienen el mismo peso, sino que influyen en mayor forma las correlaciones entre los modos de falla más críticos.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

5.5.4.1 Coeficientes de Correlación entre los Modos de Falla.

Dados los posibles modos de falla expresados con anterioridad, las posibles correlaciones son entre fatiga y punzonamiento, fatiga y pandeo, fatiga y fluencia, punzonamiento y pandeo, punzonamiento y fluencia, pandeo y fluencia, pandeo y pandeo, fluencia y fluencia. Estas correlaciones pueden determinarse a partir de los mismos márgenes de seguridad.

El coeficiente de correlación entre la fatiga y los otros modos de falla es $\rho = 0$, puesto que las variables que intervienen en el margen de seguridad de la fatiga son totalmente diferentes a las que se encuentran en los márgenes de seguridad de pandeo, de punzonamiento y de fluencia (Thoft-Christensen, 1986 a).

Con el fin de obtener el coeficiente de correlación entre pandeo y punzonamiento se supone que los márgenes de seguridad de estos modos de falla son lineales, pudiendo aplicar entonces la ecuación 3.2.25 para obtener el coeficiente de correlación; para lo cual es necesario expresar los márgenes de seguridad como lo indican las ecuaciones 3.2.6 y 3.2.7. Esto es posible debido a que se conocen los índices de confiabilidad de los modos de falla.

Las variables de ambos márgenes de seguridad pueden expresarse en términos de cargas actuantes y cargas permisibles, además de la variables de incertidumbre de modelo. Para expresar los márgenes de la forma indicada en las ecuaciones 3.2.6 y 3.2.7 es necesario estandarizar las variables aleatorias, de la misma forma como se indicó en el ejemplo ilustrado por las ecuaciones 3.2.8 a 3.2.12. Entonces, si los márgenes de seguridad son de la forma:

$$M = a X_1 + b X_2 \quad 5.5.47$$

Donde X_1 y X_2 ejemplifican las variables aleatorias, a y b son constantes. Las variables aleatorias se estandarizan:

$$Z_i = \frac{X_i - \mu_{X_i}}{\sigma_{X_i}} \quad 5.5.48$$

Despejando X_1 y X_2 , y sustituyendo en la ecuación 5.5.43, se tiene:

$$M = a \sigma_{X_1} Z_1 + b \sigma_{X_2} Z_2 + \mu_M \quad 5.5.49$$

Dividiendo entre σ_M se llega a la forma indicada por las ecuaciones 3.2.7 y 3.2.8.

$$M = \left(a \frac{\sigma_{X_1}}{\sigma_M} \right) Z_1 + \left(b \frac{\sigma_{X_2}}{\sigma_M} \right) Z_2 + \beta_M \quad 5.5.50$$

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Donde el vector unitario está formado por las constantes $(a \sigma_{X_1}/\sigma_M)$ y $(b \sigma_{X_2}/\sigma_M)$.

Para obtener las correlaciones entre punzonamiento y pandeo se consideran los márgenes de seguridad de punzonamiento y uno de los márgenes de seguridad de pandeo, separando las 2 condiciones de carga. Se observa que la correlación existente entre pandeo y punzonamiento en ambas condiciones de carga es muy similar. Para los márgenes expresados de esta forma se presentaron vectores unitarios, por lo que la suposición de considerar los márgenes de seguridad de estos modos de falla como lineales es aceptable. Las correlaciones obtenidas se expresan más adelante en las matrices de coeficientes de correlación. Los valores así obtenidos resultan ser similares a los propuestos en la bibliografía para modos de falla de diferente naturaleza (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986).

Debido a que en el margen de seguridad de fluencia aparece la expresión coseno, el coeficiente de correlación entre punzonamiento y fluencia no puede estimarse de la forma anterior, sin embargo se supone que es similar al existente entre el punzonamiento y el pandeo, pero un poco menor; su valor se supone como el redondeo al decimal inferior de la correlación obtenida entre pandeo y punzonamiento. El coeficiente de correlación entre la fluencia y el pandeo se supone igual a la correlación entre punzonamiento y fluencia. Los coeficientes de correlación entre pandeo y pandeo, fluencia y fluencia se suponen altas, pues las variables representan las mismas cantidades físicas. El valor supuesto para ambos casos es $\rho = 0.9$. En la bibliografía (Thoft-Christensen y Sorensen, 1986) se utiliza para modos de falla de la misma naturaleza, pero en fatiga, un valor de $\rho = 0.86$.

Para cada junta, en cada condición de carga, se obtienen los modos de falla críticos de acuerdo a lo indicado por la ecuación 3.2.1, utilizando para el presente caso $\Delta\beta_i = 2.0$. De esta forma se obtienen los márgenes de seguridad que intervienen para la estimación de la confiabilidad de las juntas. Cabe señalar que para la condición de carga de operación podría utilizarse un valor $\Delta\beta_i = 3.5$ y los valores críticos seguirían siendo los mismos que para $\Delta\beta_i = 2$ en todos los casos; para algunas juntas, $\Delta\beta_i$ podría ser incluso mucho mayor, denotando que es muy marcada la existencia de un solo modo crítico en las juntas, el cual define la probabilidad de falla. Para el caso de la condición de carga de tormenta podría utilizarse $\Delta\beta_i = 3$, implicando considerar prácticamente los mismos modos críticos que para $\Delta\beta_i = 2$, de lo cual puede concluirse que la probabilidad de falla en cada junta no variará si se considera un valor de $\Delta\beta_i$ diferente a 2. Una vez identificados los modos de falla críticos es posible considerar por separado los coeficientes de correlación entre los modos de falla participantes en el cálculo de la confiabilidad.

Para el caso de la condición de operación es claro que para algunas juntas el único modo de falla crítico es el de caso por fatiga, por lo que no hay necesidad de formar la matriz de coeficientes de correlación para éstas. También se observa que para la condición de tormenta hay correlaciones entre modos cuya participación es nula, o sólo intervienen en alguna junta. La correlación que resulta intrascendente es entre fluencia y fluencia; siendo las que más importan las existentes entre pandeo - fatiga, pandeo - punzonamiento y pandeo - pandeo. Las matrices de correlación muestran entonces los modos de falla críticos considerados, así como las correlaciones entre estos. Los modos de falla se encuentran ordenados de acuerdo a la probabilidad de falla que presenten en orden descendente, puesto que en los límites de Ditlevsen es importante considerar la numeración de los modos de falla. En la tabla 5.35 se muestran las matrices de

coeficientes de correlación para el caso de carga de operación de las juntas con más de un modo de falla crítico.

Tabla 5.35 Matrices de coeficientes de correlación de los modos de falla críticos para la condición de carga de operación

CARGA DE OPERACIÓN			
JUNTA 2		Fatiga	Pandeo
	Fatiga	1	0
	Pandeo	0	1
JUNTA 7		Pandeo	Pandeo
	Pandeo	1	0.9
	Pandeo	0.9	1
JUNTA 8		Pandeo	Pandeo
	Pandeo	1	0.9
	Pandeo	0.9	1
JUNTA 9		Pandeo	Pandeo
	Pandeo	1	0.9
	Pandeo	0.9	1

En la tabla 5.36 se muestran las correlaciones para la condición de carga de tormenta.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.36 Matrices de coeficientes de correlación de los modos de falla críticos para la condición de carga de tormenta.

CARGA DE TORMENTA						
JUNTA 2		Pandeo	Punzonamiento			
	Pandeo	1.000	0.817			
	Punzonamiento	0.817	1.000			
JUNTA 3		Pandeo	Fatiga	Pandeo	Fluencia	Punzonamiento
	Pandeo	1.000	0.000	0.900	0.900	0.921
	Fatiga	0.000	1.000	0.000	0.000	0.000
	Pandeo	0.900	0.000	1.000	0.900	0.921
	Fluencia	0.900	0.000	0.900	1.000	0.900
Punzonamiento	0.921	0.000	0.921	0.900	1.000	
JUNTA 4		Fatiga	Pandeo	Pandeo		
	Fatiga	1.000	0.000	0.000		
	Pandeo	0.000	1.000	0.900		
	Pandeo	0.000	0.900	1.000		
JUNTA 5		Pandeo	Fatiga	Pandeo		
	Pandeo	1.000	0.000	0.900		
	Fatiga	0.000	1.000	0.000		
	Pandeo	0.900	0.000	1.000		
JUNTA 6		Fatiga	Pandeo			
	Fatiga	1.000	0.000			
	Pandeo	0.000	1.000			
JUNTA 7		Pandeo	Pandeo	Punzonamiento		
	Pandeo	1.000	0.900	0.855		
	Pandeo	0.900	1.000	0.855		
	Punzonamiento	0.855	0.855	1.000		
JUNTA 8		Pandeo	Pandeo	Punzonamiento		
	Pandeo	1.000	0.900	0.860		
	Pandeo	0.900	1.000	0.860		
	Punzonamiento	0.860	0.860	1.000		
JUNTA 9		Pandeo	Punzonamiento	Pandeo		
	Pandeo	1.000	0.611	0.900		
	Punzonamiento	0.611	1.000	0.611		
	Pandeo	0.900	0.611	1.000		
JUNTA 10		Punzonamiento	Pandeo			
	Punzonamiento	1.000	0.511			
	Pandeo	0.511	1.000			

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

5.5.4.2 Confiabilidad en Nivel 1 con Límites Simples.

Los límites se establecen de acuerdo a lo indicado en la ecuación 4.2.2. La obtención de un coeficiente de correlación promedio a partir de las matrices contenidas en las tablas 5.35 y 5.36, por medio de la ecuación 4.2.3 sirve para estimar una probabilidad de falla dentro de los límites simples.

En la tabla 5.37 se muestran los límites simples de confiabilidad para cada junta en condición de carga de operación, así como la probabilidad de falla estimada. Para el caso de las juntas 1, 3, 4, 5, 6 y 10 en donde existe un modo de falla único, por fatiga, el límite inferior, el límite superior y la probabilidad de falla son los mismos.

Tabla 5.37 Límites Simples de Confiabilidad.

Carga de Operación				
Junta	Lím Inferior	Lím Superior	ρ promedio	P_f
1	8.793E-02	8.793E-02	1	8.793E-02
2	1.045E-13	1.045E-13	0	1.045E-13
3	6.259E-03	6.259E-03	1	6.259E-03
4	8.901E-02	8.901E-02	1	8.901E-02
5	9.767E-04	9.767E-04	1	9.767E-04
6	9.909E-02	9.909E-02	1	9.909E-02
7	6.817E-10	6.916E-10	0.9	6.827E-10
8	3.857E-08	3.857E-08	0.9	3.857E-08
9	2.189E-08	2.211E-08	0.9	2.191E-08
10	6.140E-10	6.140E-10	1	6.140E-10

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Dado que las probabilidades de falla son en general pequeñas, los límites son muy angostos, no importando en realidad la correlación entre los modos de falla.

En la tabla 5.38 se muestran los límites simples obtenidos para la condición de carga de tormenta.

Tabla 5.38 Límites Simples de Confiabilidad.

Carga de Tormenta				
Junta	Lím Inferior	Lím Superior	ρ promedio	P_f
1	8.793E-02	8.793E-02	1.000	8.793E-02
2	1.088E-03	1.112E-03	0.817	1.092E-03
3	6.389E-03	1.455E-02	0.544	1.011E-02
4	8.901E-02	9.686E-02	0.300	9.450E-02
5	2.686E-03	3.675E-03	0.300	3.378E-03
6	9.909E-02	1.016E-01	0.000	1.016E-01
7	4.016E-02	4.398E-02	0.870	4.066E-02
8	4.557E-02	4.716E-02	0.873	4.577E-02
9	9.162E-05	1.423E-04	0.707	1.064E-04
10	7.855E-03	8.571E-03	0.511	8.205E-03

Se observa que las probabilidades de falla en comparación con la condición de carga de operación se incrementan, además de que la determinación de la confiabilidad es función de varios modos críticos, y no de uno solo como en el caso de condición de operación. El rango entre los límites inferior y superior no es muy amplio. Hay tres juntas en las cuales la probabilidad de falla es especialmente alta, siendo éstas, las juntas 1, 4 y 6, en donde el modo crítico de fatiga es el que incrementa la probabilidad de falla, siendo sólo un poco mayor a la de condición de operación, debido a la interacción de los otros modos de falla. Las juntas 7 y 8 no presentan a la fatiga como modo crítico, sin embargo las cargas actuantes en éstas hacen que su probabilidad de falla en la condición de tormenta sea también considerable.

5.5.4.3 Confiabilidad en Nivel 1 con Límites de Ditlevsen.

Los límites de Ditlevsen son los establecidos por las ecuaciones 4.2.13 y 4.2.14. Éstos se establecen a partir del uso de los coeficientes de correlación supuestos y el uso de las ecuaciones 4.2.15 a la 4.2.20.

En la tabla 5.39 se muestran los límites obtenidos para la condición de carga de operación, así como la probabilidad de falla, supuesta como el promedio aritmético entre el límite inferior y el límite superior. Para la condición de operación, los límites son exactamente iguales que la probabilidad de falla, debido a que en todas las juntas sólo se presentan uno o dos modos críticos.

Tabla 5.39 Límites de Ditlevsen y Probabilidades de Falla.

Carga de Operación			
Junta	lím mín	lím máx	P_f
1	8.793E-02	8.793E-02	8.793E-02
2	1.045E-13	1.045E-13	1.045E-13
3	6.259E-03	6.259E-03	6.259E-03
4	8.901E-02	8.901E-02	8.901E-02
5	9.767E-04	9.767E-04	9.767E-04
6	9.909E-02	9.909E-02	9.909E-02
7	6.861E-10	6.861E-10	6.861E-10
8	3.857E-08	3.857E-08	3.857E-08
9	2.195E-08	2.195E-08	2.195E-08
10	6.140E-10	6.140E-10	6.140E-10

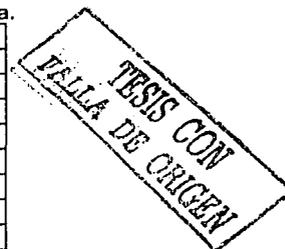
Las probabilidades de falla son en general pequeñas, exceptuando las ya mencionadas anteriormente: juntas 1, 4 y 6.

En la tabla 5.40 se muestran los resultados obtenidos para la condición de carga de tormenta.

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

Tabla 5.40 Límites de Ditlevsen y Probabilidades de Falla.

Junta	Carga de Tormenta		
	min	máx	P_f
1	8.793E-02	8.793E-02	8.793E-02
2	1.094E-03	1.094E-03	1.094E-03
3	1.311E-02	1.315E-02	1.313E-02
4	9.607E-02	9.613E-02	9.610E-02
5	3.659E-03	3.659E-03	3.659E-03
6	1.015E-01	1.015E-01	1.015E-01
7	4.024E-02	4.066E-02	4.045E-02
8	4.567E-02	4.576E-02	4.572E-02
9	1.275E-04	1.284E-04	1.279E-04
10	8.401E-03	8.401E-03	8.401E-03



Se observa que los límites de Ditlevsen son considerablemente más angostos que los obtenidos por el método de los límites simples, teniendo en cuenta que en todos los casos, los límites de Ditlevsen se encuentran contenidos dentro de los límites simples.

5.6 Análisis de Resultados.

Las juntas con probabilidad de falla más alta son las juntas 1, 4 y 6, debido a los valores tan altos de daño total acumulado por fatiga que arroja el programa de análisis utilizado. Debido a estos valores de daño, los índices de confiabilidad para daño por fatiga en estas juntas son muy pequeño en comparación con los demás índices de confiabilidad, incluyendo todos los modos de falla en todas las juntas.

Además de las juntas mencionadas, se observa que la probabilidad de falla es también considerable en las juntas 7 y 8, en donde el modo de falla más crítico es el pandeo. De acuerdo al análisis estructural efectuado las acciones de mayor magnitud tienen lugar en estas juntas para la condición de carga de tormenta, llegando a la determinación de que el índice de confiabilidad en dichas juntas es menor al esperado.

El índice de confiabilidad para una junta tubular en una plataforma marina tipo jacket está aproximadamente entre $\beta = 2$ ($P_f = 2.28 \times 10^{-2}$) y $\beta = 3.5$ ($P_f = 2.33 \times 10^{-4}$) para condiciones de tormenta (Rodríguez, 1986). El reglamento del American National Standard sugiere un índice de confiabilidad para conexiones de elementos estructurales igual a $\beta = 4.5$ (Rodríguez, 1986).

Para las condiciones de operación, la confiabilidad de las juntas resulta ser muy buena, exceptuando la condición de fatiga para las primeras seis juntas, en donde los valores del índice β son bajos, estando inclusive por debajo de los valores de β anteriormente mencionados los de las juntas 1, 4 y 6.

Para la condición de carga de tormenta, los índices de confiabilidad se reducen, pero en general quedan establecidos dentro de los valores comunes para esta condición (Rodríguez, 1986), exceptuando para los casos de fatiga mencionados y los casos de las juntas 7 y 8, en donde el índice de confiabilidad más crítico es menor que $\beta = 2$.

En cuanto a las formas empleadas para estimar la confiabilidad, ésta no presenta una variación significativa. Con respecto al nivel 1 de confiabilidad, tanto los límites simples como los límites de Ditlevsen presentan valores muy semejantes. La razón por la cual la probabilidad de falla es la misma o casi igual para ambos límites, se debe a la existencia de modos de falla muy predominantes en algunas juntas, determinándose la probabilidad de falla casi exclusivamente por dichos modos.

Por la misma razón no existe diferencia significativa entre la estimación de la probabilidad de falla mediante el nivel 0 de confiabilidad y el nivel 1 de confiabilidad. Debido a la existencia de un modo de falla crítico ampliamente dominante, para la condición de carga de operación, las probabilidades en ambos niveles de confiabilidad son exactamente iguales. Para la condición de carga de tormenta las estimaciones de la probabilidad de falla en el nivel 1 son mayores que las estimadas en el nivel 0, manifestando la correlación entre los modos, sin embargo la diferencia no es considerable, debido a que sigue presentándose un modo crítico mucho más dominante que los otros.

Deben revisarse los datos disponibles que se tengan de las inspecciones realizadas, haciendo énfasis en el estado de las juntas en donde la probabilidad de falla es mayor, para poder comparar los resultados aquí obtenidos con los problemas que pudiesen haber sido detectados, y correlacionar de alguna forma lo analizado, lo cual podría ayudar a detectar posibles estados no deseados en las juntas.

CAPÍTULO 6 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

La resistencia de los elementos, así como las solicitaciones que obran sobre las estructuras son en la realidad cantidades de naturaleza aleatoria. Esta característica de las cargas y la resistencia lleva a buscar la probabilidad de que se presenten combinaciones de cargas con valores tales, que las solicitaciones sean superiores a las resistencias, con el objetivo de determinar la seguridad real con que cuenta una estructura determinada. La confiabilidad de una estructura puede expresarse en términos económicos si se cuenta con los elementos necesarios para estimar el costo de las consecuencias de la falla de la estructura. Sirve así, junto con el precio de la estructura, para escoger la solución óptima desde el punto de vista económico. El conocimiento del riesgo de falla sirve para establecer racionalmente el cálculo de las estructuras asignando a éstas un margen de seguridad correspondiente a su importancia.

Existen diversas formas de estimar la confiabilidad de una estructura, algunas de las cuales aún siguen siendo materia de investigación. En el presente trabajo se hace uso de la forma más tradicional de estimar la confiabilidad, a través de la obtención de los índices de confiabilidad a partir de los márgenes de seguridad establecidos. Se presentan modelos de modos de falla que proporcionan criterios para definir la confiabilidad de juntas tubulares en función de su capacidad. El mejor entendimiento de los modos de falla y de la confiabilidad en juntas tubulares permite obtener conocimiento que puede traducirse en mejorar las recomendaciones de diseño de conexiones en miembros tubulares.

El índice de confiabilidad para una junta tubular en una plataforma marina tipo jacket está aproximadamente entre $\beta = 2$ y $\beta = 3.5$ para condiciones de tormenta. En el análisis realizado se encontraron cinco casos en donde β se encuentra por debajo del límite inferior del rango recomendado. En tres casos, juntas 1, 4 y 6, el modo crítico de falla es el de fatiga, debido al valor de daño total acumulado por fatiga que arroja el programa SESAM. Los dos casos restantes, juntas 7 y 8, se deben a la condición de carga de tormenta y pandeo como modo crítico de falla, debido a que es en estas juntas donde se experimentan los esfuerzos de mayor magnitud de acuerdo al análisis estructural.

Al comparar los niveles de cálculo de confiabilidad, donde el nivel 1 es más preciso pero numéricamente más elaborado que el nivel 0, se observa que no hay diferencia significativa en la estimación de la probabilidad de falla debido a la existencia de un modo de falla crítico predominante para la gran mayoría de los casos.

Determinada la confiabilidad de las juntas puede estimarse la confiabilidad global del jacket con una metodología análoga a la empleada, ya sea que las juntas formen un sistema en serie o uno en paralelo. Sería vital determinar la correlación existente entre las fallas de las juntas para poder estimar la confiabilidad mediante un sistema en serie, o en paralelo, o con una combinación de ambos según sea el caso.

Se recomienda verificar los valores del coeficiente de variación utilizados en el trabajo, tanto para las cargas actuantes como para la variable de capacidad para daño por fatiga, puesto que podrían ser menores a los utilizados, lo cual se traduciría en valores del índice de confiabilidad mayores para cada modo de falla y menores probabilidades de falla.

Referencias Bibliográficas.

AISC (1989), "Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel", E.U.A.

American Petroleum Institute (1993), "Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms, API RP 2A", 20ª edición, Dallas, E.U.A.

American Welding Society (1996), "Structural Welding Code – Steel, AWS D1.1-96-97-0485", Miami, E.U.A.

Armendáriz López, Y. (2001), "Determinación de la Vida por Fatiga de una Conexión Tubular Soldada", Tesis para obtener el título de Ingeniero Civil, Universidad Tecnológica de México, México.

Billington, C. y Lalani, M. (1987), "Recent Research and Advances in the Design of Tubular Joints", .:Steel Structures: Advances, Design and Construction, International Conference on Steel and Aluminium Structures, editado por Narayanan, R., Edit. Elsevier Applied Science, Inglaterra.

Boone, T. J., Yura, J. A. y Hoadley, P.W. (1984), "Ultimate Strength of Tubular Joints: Chord Stress Effects", Offshore Technology Conference, OTC 4828, E.U.A.

Bresler, B., Lin, T. Y. y Scalzi, J. B. (1970), "Diseño de Estructuras de Acero", Editorial Limusa y Wiley, México.

De Oliveira, J. (1981), "The Behavior of Steel Offshore Structures Under Accidental Collisions", Offshore Technology Conference, OTC 4136, E.U.A.

Det Norske Veritas (2001), "SESAM User Manual", DNV, Noruega.

Ditlevsen, O. (1979), "Narrow Reliability Bounds for Structural Systems", Journal of Structural Mechanics, Vol. 7, No. 4, E.U.A.

Ditlevsen, O. (1982 a), "Model Uncertainty in Structural Reliability", Structural Safety, Vol. 1, Número 1, Edit. Elsevier Scientific, Holanda.

Ditlevsen, O. (1982 b), "System Reliability Bounding by Conditioning", Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol. 108, No. 5, E.U.A.

Ditlevsen, O. y Madsen, H. O. (1996), "Structural Reliability Methods", Edit. John Wiley & Sons, E.U.A.

Dover, W. D. (1991), "Fatigue Behavior of Offshore Structures", .:Offshore Structures, Volumen 2, capítulo 15, editado por Reddy, D.V., Edit. Krieger Publishing Company, E.U.A.

Frieze, P. A. (1987), "Some Implications for Offshore Design Code Development of Loading, Strength and Reliability Modeling", .:Integrity of Offshore Structures 3, Third International Symposium of Integrity of Offshore Structures, editor Faulkner D., Edit. Elsevier Applied Science, Londres, Inglaterra.

Fuchs, H. O. y Stephens, R. (1980), "Metal Fatigue in Engineering", Edit. John Wiley and Sons, E.U.A.

García Tenorio, M., Campos, D., Heras Rodríguez, G. y Zaldo García, A. (2000), "Evaluación del Análisis Espectral por Fatiga de Plataformas Marinas Tipo Jacket", Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, SMIE, León, México.

Graff, W. J. (1981), "Introduction to Offshore Structures. Design, Fabrication and Installation", Edit. Gulf Publishing Company, E.U.A.

Hoadley, P. W., Clarkson y Yura, J. A. (1985), "Ultimate Strength of Tubular Joints Subjected to Combined Loads", Offshore Technology Conference, OTC 4854, E.U.A.

Instituto Mexicano de la Construcción en Acero (IMCA) (2001), "Manual de Construcción en Acero", Volúmenes 1 y 2, Editorial Limusa, 3ª edición, México.

Instituto Mexicano del Petróleo (1998), "Criterio Transitorio para el Diseño y Evaluación de Plataformas Marinas Fijas en la Sonda de Campeche", emitido por PEMEX e IMP, México.

Kuang, J. G., Potvin, A. B. y Leick, R. D. (1975), "Stress Concentration in Tubular Joints", Offshore Technology Conference, OTC 2205; Texas, E.U.A.

Marshall, Peter W. (1984), "Connections for Welded Tubular Structures", International Institute of Welding, E.U.A.

Marshall, Peter W. (1986), "Tubular Joint Design", .: Planning and Design of Fixed Offshore Platforms, Edit. por Mc. Clelland, B. y Reifel, M. D., E.U.A.

Martínez Saucedo, G. (2001), "Análisis Espectral de Fatiga en una Plataforma Marina Fija Tipo Jacket, Ubicada en la Sonda de Campeche", Tesis para obtener el grado de maestría, Universidad Nacional Autónoma de México, México.

Melchers, Robert E. (1999), "Structural Reliability Analysis and Prediction", Edit. John Wiley and Sons, Inglaterra.

Miller, C. D. (1981), "Buckling Design Methods for Steel Structures – A State of the Art", .:Integrity of Offshore Structures 2, Second International Symposium of Integrity of Offshore Structures at Glasgow, editor Faulkner D., Edit. Elsevier Applied Science, Londres, Inglaterra.

PEMEX (2000), Norma NRF-003-PEMEX-2000 "Diseño y Evaluación de Plataformas Marinas Fijas en la Sonda de Campeche", México.

Radaj, D. (1990), "Design Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures", Edit. Halted Press, E.U.A.

- Rao, Singeresu S. (1992), "Reliability – Based Design", Edit. Mc Graw-Hill, E.U.A.
- Reid, S. R. y Goudie, K. (1989), "Denting and Bending of Tubular Beams Under Local Loads", .: Structural Failure, Lectures from the Second International Symposium on Structural Crashworthiness at MIT in 1988, Edit. John Wiley & Sons, E.U.A.
- Rodríguez R., M. (1986), "Comportamiento Estructural de Conexiones Tubulares en Plataformas Marinas de Acero", Tesis Doctoral presentada a la División de Estudios de Posgrado de la Facultad de Ingeniería, UNAM, México.
- Soares, C. G. y Soreide, T. H. (1983), "Plastic Analysis of Laterally Loaded Circular Tubes", Journal of Structural Engineering, ASCE, Structural Division, Vol. 109, No. 2, E.U.A.
- Skallerud, B. y Amdahl, J. (2001), "Nonlinear Analysis of Offshore Structures", Apuntes del Curso: Nonlinear Analysis of Offshore Structures impartido en el IMP, Instituto Mexicano del Petróleo, México.
- Szabo, F. (2000), "Linear Algebra, An Introduction Using Mathematica", Edit. Academic Press, E.U.A.
- Thoft-Christensen, P. (1984 a), "Reliability of Structural Systems", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 5, Institute of Building Technology and Structural Engineering; Dinamarca.
- Thoft-Christensen, P. (1984 b), "Structural Reliability Theory", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 8, Institute of Building Technology and Structural Engineering; Dinamarca.
- Thoft-Christensen, P. (1986), "Recent Advances in Structural Systems Reliability Theory", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 19, Institute of Building Technology and Structural Engineering, Dinamarca.
- Thoft-Christensen, P. (1987 a), "Recent Advances in the Application of Structural Systems Reliability Methods", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 34, Institute of Building Technology and Structural Engineering, Dinamarca.
- Thoft-Christensen, P. (1987 b), "Applications of Structural Systems Reliability Theory in Offshore Engineering. State-of-the-Art", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 35, Dinamarca.
- Thoft-Christensen, P. y Baker, M. J. (1982), "Structural Reliability Theory and its Applications", Edit. Springer-Verlag, Alemania.
- Thoft-Christensen, P. y Murotsu, Y. (1986), "Application of Structural Systems Reliability Theory", Edit. Springer-Verlag, Alemania.
- Thoft-Christensen, P. y Sorensen, J. D. (1982), "Reliability of Structural Systems with Correlated Elements", Applied Mathematical Modelling, Vol. 6, No. 3, E.U.A.

Thoft-Christensen, P. y Sorensen, J. D. (1984), "Optimization and Reliability of Structural Systems", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 6, Institute of Building Technology and Structural Engineering, Dinamarca.

Thoft-Christensen, P. y Sorensen, J. D. (1986), "Reliability Analysis of Tubular Joints in Offshore Structures", Structural Reliability Theory Series, Paper No. 23, Institute of Building Technology and Structural Engineering; Dinamarca.

Vughts, J. H. y Kinra, R. K. (1976), "Probabilistic Fatigue Analysis of Fixed Offshore Structures", Offshore Technology Conference, OTC 2608, Texas, E.U.A.

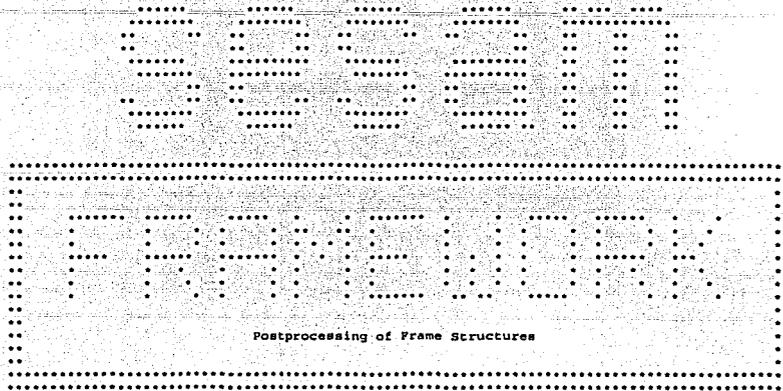
Wilhoit, J.C. Jr. y Merwin, J. E. (1971), "The Effect of Axial Tension on Moment Carrying Capacity of Line Pipe Stressed Beyond the Elastic Limit", Offshore Technology Conference, OTC 1355, E.U.A.

Wirsching, P. H., (1984), "Fatigue Reliability for Offshore Structures", Journal of Structural Engineering, Vol. 110, No. 10, pp. 2340 – 2356, E.U.A.

Yura, J., Zettlemoyer N. y Edwards, I. (1980), "Ultimate Capacity Equations for Tubular Joints", Offshore Technology Conference, OTC 3690, E.U.A.

APÉNDICE A

Corrida del Programa SESAM
para Condición de Carga de Operación



Marketing and Support by DNV Software

Program id : 3.0-01
 Release date : 13-FEB-2002
 Access time : 04-JUL-2002 16:19:10
 User id : fcastrotello

Computer : 586
 Impl. update :
 Operating system : Win 95 4.10 [16384]
 CPU id : 1850721415
 Installation : Instituto FCASTROTELLO

Copyright DET NORSKE VERITAS AS, P.O.Box 300, N-1322 Hovik, Norway

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 1

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 COCOPE JACKET LOADS
 Priority.....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 1

SUB

NOMENCLATURE:

Member	Name of member
LoadCase	Name of loadcase
CND	Operational, storm or earthquake condition
Type	Section type
Joint/Po	Joint name or position within the member
Outcome	Outcome message from the code check
UsfTot	Total usage factor: UsfTot = UsfAx + UsfMy + UsfMz
UsfAx	Usage factor due to axial compressive stress
fa	Acting axial stress
fbY	Acting bending stress about y-axis
fbz	Acting bending stress about z-axis
Fey	Euler buckling stress for bending about y-axis
Ky	Effective length factor for bending about y-axis
Ly	Buckling length for bending about y-axis
Phase	Phase angle in degrees
SctNam	Section name
UsfMy	Usage factor due to bending about y-axis
Fa	Allowable axial stress
FbY	Allowable bending stress about y-axis
Fbz	Allowable bending stress about z-axis
Fez	Euler buckling stress for bending about z-axis
Kz	Effective length factor for bending about z-axis
Lz	Buckling length for bending about z-axis
UsfMz	Usage factor due to bending about z-axis
Cmy	Moment reduction factor for bending about y-axis
Cmz	Moment reduction factor for bending about z-axis
Cb	Lateral buckling factor (for I, H or channel sections only)
Lb	Unsupported flange length (for I, H or channel sections only)



DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 2

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 COROPE JACKET LOADS
 Priority: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 2

SUB

Member	LoadCase Phase	CND	Type SctNam	Joint/Po	Outcome	UsfTot	UsfAx UsfHy UsfWz	fa	fby Fby Cmz	fbz Fbz Cmz	Fey Fey Cz	Ky Kz	Lz Lb
20655	2		OPR I	11450		0.870	0.238	-1.70E+03	-5.69E+03	-5.92E+02	8.31E+04	1.000	
4.73E+00			54				0.591	7.14E+03	9.83E+03	1.90E+04	7.18E+03	1.000	
4.73E+00							0.041	1.000	1.000	1.000			
4.73E+00													
20312	1		OPR I	11203		0.794	0.044	-4.58E+02	-1.02E+04	7.38E+01	3.75E+05	1.000	
4.23E+00			45				0.746	1.03E+04	1.37E+04	1.90E+04	1.43E+04	1.000	
4.23E+00							0.004	1.000	1.000	1.000			
4.23E+00													
20348	6		OPR I	11204		0.668	0.026	-3.75E+02	7.11E+03	4.11E+03	6.62E+06	1.000	
1.01E+00			44				0.426	1.45E+04	1.67E+04	1.90E+04	2.70E+05	1.000	
1.01E+00							0.217	1.000	1.000	1.000			
1.01E+00													
20311	1		OPR I	11203		0.658	0.016	-1.69E+02	-8.71E+03	1.70E+02	3.88E+05	1.000	
4.16E+00			45				0.633	1.05E+04	1.38E+04	1.90E+04	1.48E+04	1.000	
4.16E+00							0.009	1.000	1.000	1.000			
4.16E+00													
10102	2		OPR PIPE	0.58		0.615	0.181	-2.42E+03	-7.66E+03	1.98E+03	5.92E+04	1.000	
5.19E+00			22				0.421	1.34E+04	1.90E+04	1.90E+04	5.92E+04	1.000	
5.19E+00							0.108	1.000	1.000				
5.19E+00													
20088	6		OPR BOX	11336		0.518	0.381	-3.58E+03	1.04E+03	-3.78E+02	1.12E+04	1.000	
4.79E+00			51				0.101	9.39E+03	1.52E+04	1.52E+04	1.12E+04	1.000	
4.79E+00							0.037	1.000	1.000				
4.79E+00													
20065	1		OPR BOX	11226		0.488	0.025	-3.26E+02	4.25E+03	-3.45E+03	5.55E+04	1.000	
4.41E+00			50				0.256	1.33E+04	1.67E+04	1.67E+04	5.55E+04	1.000	
4.41E+00							0.208	1.000	1.000				
4.41E+00													
20355	2		OPR I	11203		0.486	0.006	-7.42E+01	7.26E+03	3.27E+01	1.98E+05	1.000	
4.14E+00			48				0.478	1.19E+04	1.52E+04	1.90E+04	2.48E+04	1.000	
4.14E+00							0.002	1.000	1.000	1.000			
4.14E+00													
20455	1		OPR I	11303		0.425	0.005	-5.57E+01	-6.34E+03	4.51E+01	1.45E+05	1.000	
4.14E+00			49				0.418	1.19E+04	1.52E+04	1.90E+04	2.49E+04	1.000	
4.14E+00							0.002	1.000	1.000	1.000			
4.14E+00													
20651	6		OPR I	11456		0.420	0.173	-1.24E+03	-7.84E+02	2.61E+03	8.31E+04	1.000	
4.73E+00			54				0.081	7.14E+03	9.83E+03	1.90E+04	7.18E+03	1.000	
4.73E+00							0.166	1.000	1.000	1.000			
4.73E+00													
20656	6		OPR I	11455		0.416	0.106	-7.55E+02	-3.19E+02	-4.72E+03	8.31E+04	1.000	
4.73E+00			54				0.033	7.14E+03	9.83E+03	1.90E+04	7.18E+03	1.000	
4.73E+00							0.278	1.000	1.000	1.000			
4.73E+00													

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002

PAGE: 3

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 COROPE JACKET LOADS

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

Priority..... Worst Loadcase Usage factor: Above 0.10													SUB
PAGE:	3												
Member	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfTot	UsfAx	fa	fby	fbz	Fey	Ky	Ly
	Phase		SctNam				UsfMz	Fa	Fby	Fbz	Fcz	Kz	Lz
									Cmy	Cmz	Cb		Lb
20302	3		OPR I	11203		0.391	0.002	-2.18E+01	-5.05E+03	-8.66E+01	3.22E+05	1.000	
4.57E+00			45				0.384	9.78E+03	1.31E+04	1.90E+04	1.23E+04	1.000	
4.57E+00							0.005		1.000	1.000	1.000		
4.57E+00													
20063	6		OPR BOX	11322		0.383	0.038	-5.04E+02	-4.71E+03	-1.01E+03	5.55E+04	1.000	
4.41E+00			50				0.284	1.33E+04	1.67E+04	1.67E+04	5.55E+04	1.000	
4.41E+00							0.061		1.000	1.000			
4.41E+00													
20350	4		OPR I	11203		0.382	0.011	-1.29E+02	5.56E+03	8.81E+01	1.99E+05	1.000	
4.13E+00			48				0.367	1.19E+04	1.52E+04	1.90E+04	2.50E+04	1.000	
4.13E+00							0.005		1.000	1.000			
4.13E+00													
20309	8		OPR I	11201		0.371	0.004	-3.68E+01	-4.98E+03	-4.33E+01	3.75E+05	1.000	
4.23E+00			45				0.365	1.03E+04	1.37E+04	1.90E+04	1.43E+04	1.000	
4.23E+00							0.002		1.000	1.000	1.000		
4.23E+00													
20310	1		OPR I	11201		0.362	0.000	-4.52E+00	-4.93E+03	-6.06E+01	3.88E+05	1.000	
4.16E+00			45				0.358	1.05E+04	1.38E+04	1.90E+04	1.48E+04	1.000	
4.16E+00							0.003		1.000	1.000	1.000		
4.16E+00													
20066	1		OPR BOX	11219		0.356	0.042	-5.57E+02	4.34E+03	-6.47E+02	5.55E+04	1.000	
4.41E+00			50				0.263	1.33E+04	1.67E+04	1.67E+04	5.55E+04	1.000	
4.41E+00							0.051		1.000	1.000			
4.41E+00													
20303	6		OPR I	11204		0.350	0.006	-8.52E+01	4.88E+03	9.73E+02	3.15E+06	1.000	
1.46E+00			45				0.292	1.40E+04	1.67E+04	1.90E+04	1.20E+05	1.000	
1.46E+00							0.051		1.000	1.000	1.000		
1.46E+00													
20653	2		OPR I	11326		0.345	0.031	-2.18E+02	-2.34E+03	1.39E+03	8.29E+04	1.000	
4.74E+00			54				0.239	7.13E+03	9.82E+03	1.90E+04	7.17E+03	1.000	
4.74E+00							0.076		1.000	1.000	1.000		
4.74E+00													
12004	6		OPR PIPE	2003		0.329	0.233	-2.99E+03	1.60E+03	-2.71E+02	3.99E+04	1.000	
9.18E+00			7				0.094	1.28E+04	1.84E+04	1.84E+04	3.99E+04	1.000	
9.18E+00							0.016		1.000	1.000			
9.18E+00													
20058	2		OPR BOX	11218		0.328	0.017	-2.32E+02	1.73E+03	3.43E+03	5.55E+04	1.000	
4.41E+00			50				0.104	1.33E+04	1.67E+04	1.67E+04	5.55E+04	1.000	
4.41E+00							0.206		1.000	1.000			
4.41E+00													
20652	2		OPR I	11339		0.324	0.185	-1.32E+03	-1.12E+03	-3.65E+02	8.31E+04	1.000	
4.73E+00			54				0.116	7.14E+03	9.83E+03	1.90E+04	7.18E+03	1.000	
4.73E+00							0.024		1.000	1.000	1.000		
4.73E+00													

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 4

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superement: Loadset:
COROPE JACKET LOADS
Priority..... Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE:	4												
Member	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfTot	UsfAx	fa	fby	fbz	Fey	Ky	Ly

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

Phase	SctNam	UsfMy	Fa	Fby	Fbz	Fcz	Kz	Lz	
		UsfMs	Cmz	Cmz	Cmz	Cb		Lb	
9017 4.57E+00	2 OPR PIPE	1427	0.316	0.308	-4.53E+03	-1.39E+02	-4.22E+01	5.04E+05	1.000
4.57E+00	61		0.007	1.47E+04	1.90E+04	1.90E+04	5.04E+05	1.000	
20654 4.73E+00	1 OPR I	11440	0.315	0.067	-4.77E+02	-1.46E+03	1.75E+03	8.31E+04	1.000
4.73E+00	54		0.150	7.14E+03	9.83E+03	1.90E+04	7.18E+03	1.000	
4.73E+00			0.099		1.000	1.000	1.000		
20409 4.23E+00	1 OPR I	11301	0.314	0.002	-1.97E+01	-4.45E+03	4.43E+01	2.17E+05	1.000
4.23E+00	46		0.310	9.40E+03	1.43E+04	1.90E+04	1.12E+04	1.000	
4.23E+00			0.002		1.000	1.000	1.000		
12005 9.18E+00	8 OPR PIPE	2006	0.308	0.220	-2.82E+03	1.47E+03	3.47E+02	3.99E+04	1.000
9.18E+00	7		0.086	1.28E+04	1.84E+04	1.84E+04	3.99E+04	1.000	
			0.020		1.000	1.000			
9020 8.30E-01	2 OPR PIPE	5602	0.307	0.297	-4.49E+03	-1.73E+02	6.63E+01	1.53E+07	1.000
8.30E-01	61		0.009	1.51E+04	1.90E+04	1.90E+04	1.53E+07	1.000	
			0.003		1.000	1.000			
20410 4.16E+00	6 OPR I	11301	0.304	0.001	-1.39E+01	-4.38E+03	4.16E+01	2.24E+05	1.000
4.16E+00	46		0.300	9.53E+03	1.46E+04	1.90E+04	1.16E+04	1.000	
4.16E+00			0.002		1.000	1.000	1.000		
9018 4.57E+00	5 OPR PIPE	1453	0.299	0.280	-4.12E+03	-3.62E+02	4.39E+01	5.04E+05	1.000
4.57E+00	61		0.019	1.47E+04	1.90E+04	1.90E+04	5.04E+05	1.000	
			0.002		1.000	1.000			
9016 4.57E+00	8 OPR PIPE	1426	0.296	0.287	-4.23E+03	-1.55E+02	5.07E+01	5.04E+05	1.000
4.57E+00	61		0.008	1.47E+04	1.90E+04	1.90E+04	5.04E+05	1.000	
			0.003		1.000	1.000			
9008 7.22E+00	2 OPR PIPE	1252	0.294	0.280	-4.02E+03	2.35E+02	-1.16E+02	1.99E+05	1.000
7.22E+00	62		0.013	1.43E+04	1.90E+04	1.90E+04	1.99E+05	1.000	
			0.006		1.000	1.000			
9021 8.30E-01	5 OPR PIPE	5603	0.293	0.272	-4.11E+03	-4.00E+02	5.85E+01	1.53E+07	1.000
8.30E-01	61		0.021	1.51E+04	1.90E+04	1.90E+04	1.53E+07	1.000	
			0.003		1.000	1.000			
20301 4.57E+00	7 OPR I	11201	0.291	0.017	-1.63E+02	-3.59E+03	-1.12E+01	3.22E+05	1.000
4.57E+00	45		0.274	9.78E+03	1.31E+04	1.90E+04	1.23E+04	1.000	
4.57E+00			0.001		1.000	1.000	1.000		

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 5

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superelement: Loadset:
COROPP JACKET LOADS
Priority....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 1

SUB

NOMENCLATURE:

Member Name of member
LoadCase Name of loadcase
CND Operational, storm or earthquake condition
Type Section type
Joint/Pos Joint name or position within the member
Outcome Outcome message from the code check
UsfNorm Usage factor due to acting normal stress

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

UsfSher Usage factor due to acting shear stress
 UsfComb Usage factor due to combined stress (general sections only)
 fa Acting axial stress
 fby Acting bending stress about y-axis
 fbz Acting bending stress about z-axis
 fv Acting shear stress
 MaxCom Maximum acting combined stress (general sections only)
 Phase Phase angle in degrees
 SctNam Section name
 Hot-Norm Hotspot name corresponding to UsfNorm
 Hot-Sher Hotspot name corresponding to UsfSher
 Hot-Comb Hotspot name corresponding to UsfComb
 Fa Allowable axial stress
 Fby Allowable bending stress about y-axis
 Fbz Allowable bending stress about z-axis
 Fv Allowable shear stress
 FalCom Allowable combined stress (general sections only)

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 32

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superlement: Loadset:
 COROPP JACKET LOADS
 Priority.....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 2

Member	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfNorm	UsfSher	UsfComb	fa	fby	fbz	fv
MaxCom	Phase	SctNam				Hot-Norm	Hot-Sher	Hot-Comb	Fa	Fby	Fbz	Fv
FalCom												
20112	2	OPR I	45	11203		0.780 12	0.185 5		-3.99E+02 1.52E+04	-1.02E+04 1.37E+04	7.41E+01 1.90E+04	-1.87E+03 1.01E+04
20655	2	OPR I	54	11450		0.722 10	0.074 5		-1.70E+03 1.52E+04	-5.69E+03 9.93E+03	-5.92E+02 1.90E+04	-7.49E+02 1.01E+04
20348	6	OPR I	44	11204		0.667 10	0.257 5		-3.75E+02 1.52E+04	7.11E+03 1.67E+04	4.11E+03 1.90E+04	2.60E+03 1.01E+04
20311	1	OPR I	45	11203		0.653 12	0.162 5		-1.69E+02 1.52E+04	-8.71E+03 1.38E+04	1.70E+02 1.90E+04	-1.64E+03 1.01E+04
20405	2	OPR I	46	11303		0.641 10	0.229 5		3.17E+02 1.52E+04	9.38E+03 1.52E+04	4.71E+01 1.90E+04	2.31E+03 1.01E+04
20402	3	OPR I	46	11303		0.636 12	0.198 5		3.18E+02 1.52E+04	-8.15E+03 1.33E+04	2.84E+01 1.90E+04	2.00E+03 1.01E+04
20448	3	OPR I	46	11304		0.627 10	0.164 5		5.86E+02 1.52E+04	5.43E+03 1.67E+04	-5.00E+03 1.90E+04	1.66E+03 1.01E+04
20403	6	OPR I	46	11304		0.616 10	0.298 5		5.19E+02 1.52E+04	8.23E+03 1.67E+04	-1.70E+03 1.90E+04	-3.02E+03 1.01E+04
10102	2	OPR PIPE	22	0.58		0.576	0.078		-2.42E+03 1.52E+04	-7.66E+03 1.90E+04	1.96E+03 1.90E+04	7.89E+02 1.01E+04
20406	5	OPR I	46	11304		0.575 10	0.259 5		4.94E+02 1.52E+04	7.49E+03 1.67E+04	-1.79E+03 1.90E+04	-2.63E+03 1.01E+04
20412	2	OPR I	46	11303		0.567 12	0.134 5		4.17E+02 1.52E+04	-7.67E+03 1.43E+04	-8.56E+01 1.90E+04	-1.36E+03 1.01E+04
30618	7	OPR PIPE	26	12601		0.545	0.091		1.47E+02 1.52E+04	-1.02E+04 1.90E+04	3.32E+00 1.90E+04	9.23E+02 1.01E+04
30601	1	OPR PIPE	26	12601		0.545	0.091		1.58E+02 1.52E+04	-1.01E+04 1.90E+04	2.06E+01 1.90E+04	9.25E+02 1.01E+04
30612	3	OPR PIPE	26	12607		0.545	0.091		1.47E+02 1.52E+04	-1.02E+04 1.90E+04	-1.36E+01 1.90E+04	9.22E+02 1.01E+04
30606	1	OPR PIPE	26	12607		0.545	0.091		1.58E+02 1.52E+04	-1.01E+04 1.90E+04	1.65E+01 1.90E+04	9.24E+02 1.01E+04
30613	6	OPR PIPE	26	12608		0.544	0.091		1.52E+02 1.52E+04	-1.01E+04 1.90E+04	1.18E+01 1.90E+04	9.25E+02 1.01E+04

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 33

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superlement: Loadset:
 COROPP JACKET LOADS
 Priority.....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 3

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

Member MaxCom	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfNorm	UsfSher	UsfComb	fa	fbz	fbz	fv
FalCom	Phase		SctNam			Hot-Norm	Hot-Sher	Hot-Comb	Fa	Fbz	Fbz	Fv
30607	5	OPR	PIPE 26	12608		0.544	0.091		1.39E+02 1.52E+04	-1.02E+04 1.90E+04	-2.08E+01 1.90E+04	9.24E+02 1.01E+04
20411	3	OPR	I 46	11303		0.511 12	0.131 5		2.43E+02 1.52E+04	-7.05E+03 1.46E+04	-2.14E+02 1.90E+04	-1.32E+03 1.01E+04
20408	8	OPR	I 46	11301		0.487 10	0.192 5		1.69E+02 1.52E+04	7.17E+03 1.52E+04	-5.25E+01 1.90E+04	1.94E+03 1.01E+04
20355	2	OPR	I 48	11203		0.485 10	0.136 5		-7.42E+01 1.52E+04	7.26E+03 1.52E+04	3.27E+01 1.90E+04	-1.38E+03 1.01E+04
20065	1	OPR	BOX 50	11226		0.482 15	0.031 1		-3.36E+02 1.52E+04	-4.25E+03 1.67E+04	-3.45E+03 1.67E+04	-3.16E+02 1.01E+04
20401	7	OPR	I 46	11301		0.480 12	0.175 5		4.22E+02 1.52E+04	-6.00E+03 1.33E+04	-1.14E+01 1.90E+04	-1.77E+03 1.01E+04
30516	8	OPR	PIPE 26	12501		0.475	0.101		4.40E+02 1.52E+04	-8.47E+03 1.90E+04	1.56E+02 1.90E+04	1.03E+03 1.01E+04
30510	5	OPR	PIPE 26	12506		0.461	0.104		4.48E+02 1.52E+04	-8.18E+03 1.90E+04	1.39E+02 1.90E+04	1.05E+03 1.01E+04
20465	2	OPR	I 46	11323		0.074 10	0.425 2		-3.70E+02 1.52E+04	-4.15E+02 1.67E+04	-4.74E+02 1.90E+04	-4.30E+03 1.01E+04
20455	1	OPR	I 49	11303		0.424 12	0.129 5		-5.57E+01 1.52E+04	-6.34E+03 1.52E+04	4.51E+01 1.90E+04	-1.31E+03 1.01E+04
20305	2	OPR	I 45	11203		0.409 12	0.155 5		1.09E+01 1.52E+04	-5.91E+03 1.45E+04	-4.60E+01 1.90E+04	1.57E+03 1.01E+04
20302	3	OPR	I 45	11203		0.390 12	0.133 5		-2.38E+01 1.52E+04	-5.05E+03 1.31E+04	-8.66E+01 1.90E+04	1.35E+03 1.01E+04
30505	5	OPR	PIPE 26	12506		0.386	0.116		4.12E+02 1.52E+04	-6.80E+03 1.90E+04	-1.84E+02 1.90E+04	1.18E+03 1.01E+04
20350	4	OPR	I 48	11203		0.379 10	0.125 5		-1.29E+02 1.52E+04	5.56E+03 1.52E+04	8.81E+01 1.90E+04	-1.27E+03 1.01E+04
20063	6	OPR	BOX 50	11322		0.376 3	0.035 1		-5.04E+02 1.52E+04	-4.71E+03 1.67E+04	-1.01E+03 1.67E+04	-3.58E+02 1.01E+04

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:11 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 34

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superelement: Loadset:
COROPP JACKET LOADS
Priority....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 4 SUB

Member MaxCom	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfNorm	UsfSher	UsfComb	fa	fbz	fbz	fv
FalCom	Phase		SctNam			Hot-Norm	Hot-Sher	Hot-Comb	Fa	Fbz	Fbz	Fv
30501	8	OPR	PIPE 26	12501		0.373	0.116		4.16E+02 1.52E+04	-6.56E+03 1.90E+04	1.44E+02 1.90E+04	1.18E+03 1.01E+04
30509	2	OPR	PIPE 26	12505		0.373	0.099		4.00E+02 1.52E+04	-6.57E+03 1.90E+04	-1.53E+02 1.90E+04	9.99E+02 1.01E+04
20309	8	OPR	I 45	11201		0.369 12	0.099 5		-3.68E+01 1.52E+04	-4.98E+03 1.37E+04	-4.33E+01 1.90E+04	-1.00E+03 1.01E+04
30504	2	OPR	PIPE 26	12505		0.367	0.101		4.15E+02 1.52E+04	-6.44E+03 1.90E+04	1.53E+02 1.90E+04	1.02E+03 1.01E+04
20310	8	OPR	I 45	11201		0.365 12	0.099 5		2.14E+00 1.52E+04	-4.99E+03 1.38E+04	-5.08E+01 1.90E+04	-1.00E+03 1.01E+04
20303	6	OPR	I 45	11204		0.349 10	0.210 5		-8.52E+01 1.52E+04	4.88E+03 1.67E+04	9.73E+02 1.90E+04	-2.12E+03 1.01E+04
20066	1	OPR	BOX 50	11219		0.347 15	0.034 1		-5.57E+02 1.52E+04	-4.34E+03 1.67E+04	-8.47E+02 1.67E+04	-3.48E+02 1.01E+04
20450	4	OPR	I 49	11303		0.338 12	0.106 5		2.05E+01 1.52E+04	-5.08E+03 1.52E+04	3.57E+01 1.90E+04	-1.08E+03 1.01E+04
20656	3	OPR	I	11318		0.332	0.008		-7.70E+02 1.52E+04	-1.01E+03 1.67E+04	3.38E+03 1.67E+04	8.52E+01 1.01E+04

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

ID	Count	OPR	Brace	LoadCase	CND	Jnt/Per	Outcome	Ufac1	P	Moipb	Moopb	Alpha	Qup	Qfp	Dbrace
20653	2	OPR I	54	11326		54	0.326	0.026	12	5					
20058	2	OPR BOX	50	11218		50	0.324	0.018	11	3					
20600	2	OPR I	52	11472		52	0.323	0.104	10	5					
20088	6	OPR BOX	51	11336		51	0.321	0.004	15	1					
20409	1	OPR I	46	11301		46	0.314	0.088	12	5					
9017	2	OPR PIPE	61	1427		61	0.306	0.002							
9020	2	OPR PIPE	61	5602		61	0.305	0.003							

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:11 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 35

PUNCH Results, API/AISC-WSD, 20th/9th

Run: Superlement: Loadset:
COROPP JACKET LOADS
Priority..... Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 1

SUB

NOMENCLATURE:

Joint Name of joint
Brace Member name of the brace
LoadCase Name of loadcase
CND Operational, storm or earthquake condition
Jnt/Per Joint type
Outcome Outcome message from the code check
Ufac1 Usage factor according to API 4.1-1
P Acting axial force
Moipb Acting inplane moment
Moopb Acting out of plane moment
Alpha Moment transformation angle from local to in/out-of-plane co. system
Qup Ultimate strength factor due to axial force
Qfp Factor accounting chord stress due to axial force
Dbrace Brace diameter
Chord Member name of the corresponding chord
Phase Phase angle in degrees
Ufac2 Usage factor according to API 4.3.1-5a or API 4.3.2-2
Pa Allowable axial force
Maipb Allowable inplane moment
Maopb Allowable out of plane moment
Theta Angle between brace and chord in degrees
Quipb Ultimate strength factor due to inplane moment
Qfipb Factor accounting chord stress due to inplane moment
Dchord Chord diameter
Ufac3 Usage factor according to API 4.3.1-5b
Method Method used for joint type assignment (1=MAN,2=GEO,3=LOA)
Tchord Chord thickness
Tbrace Brace thickness
Gap Gap value used for X/KTT/KTK joint (negative if overlap)
Quopb Ultimate strength factor due to out of plane moment
Qfopb Factor accounting chord stress due to out of plane moment
Beta Diameter Brace / Diameter Chord

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:11 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 63

PUNCH Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superlement: Loadset:
COROPP JACKET LOADS
Priority..... Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 2

SUB

ID	Count	OPR	Brace	LoadCase	CND	Jnt/Per	Outcome	Ufac1	P	Moipb	Moopb	Alpha	Qup	Qfp	Dbrace
				Phase			Ufac3	Method	Tchord	Tbrace	Theta	Qupb	Qfipb	Qfopb	Dchord
11104	20017	3	OPR	YT /100	**Fail**	2.516	-1.43E+01	2.02E-02	-1.64E-02	0.000	22.400	1.000	4.06E-		
01	20011					0.000	1.37E+01	4.44E+00	3.70E+00	79.605	22.400	0.999	4.06E-		
01						1.048	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	1.000	1.000		
11112	20023	2	OPR	YT /100	*G-Fail*	2.516	1.02E+01	1.15E-03	1.13E-01	360.000	22.400	0.963	4.06E-		
01															

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

01	20016				0.001	1.32E-01	4.19E+00	3.61E+00	79.605	22.400	0.945	4.06E-
					0.796	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	0.974	1.000
11119	20022	8	OPR YT /100	*G-Fail*	2.516	8.56E+00	-9.77E-02	-1.79E-01	0.000	22.400	0.971	4.06E-
01	20010				0.003	1.33E-01	4.25E+00	3.63E+00	79.605	22.400	0.956	4.06E-
01					0.680	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	0.980	1.000
12601	30601	1	OPR KTT/100		0.552	5.69E-01	-1.41E+00	6.01E-02	2.334	17.293	0.993	1.68E-
01	10116		YT /0		0.127	4.13E+01	3.96E+00	2.16E+00	85.981	12.366	0.990	3.56E-
01			X /0		0.245	LOADPATH	1.27E-02	7.11E-03	5.10E-02	6.703	0.995	0.472
12607	30606	1	OPR KTT/100		0.552	5.69E-01	-1.40E+00	5.95E-02	2.334	17.293	0.994	1.68E-
01	10117		YT /0		0.126	4.13E+01	3.96E+00	2.16E+00	85.981	12.366	0.991	3.56E-
01			X /0		0.245	LOADPATH	1.27E-02	7.11E-03	5.10E-02	6.703	0.996	0.472
12608	30613	6	OPR KTT/100		0.552	5.45E-01	-1.41E+00	5.89E-02	2.335	17.293	0.993	1.68E-
01	10118		YT /0		0.127	4.13E+01	3.96E+00	2.16E+00	85.966	12.366	0.989	3.56E-
01			X /0		0.245	LOADPATH	1.27E-02	7.11E-03	5.10E-02	6.703	0.995	0.472
12515	30515	6	OPR X /98		0.945	1.44E+00	-7.57E-03	-3.63E-01	90.000	22.400	0.998	1.68E-
01	30538		YT /2		0.037	1.68E+01	2.26E+00	1.89E+00	89.985	22.400	0.997	1.68E-
01					0.209	LOADPATH	7.11E-03	7.11E-03	5.10E-02	18.683	0.999	1.000
12104	30103	3	OPR YT /100		0.553	4.88E+00	2.09E-01	6.39E-03	1.685	12.366	0.983	1.68E-
01	10102				0.003	2.92E+01	3.89E+00	2.14E+00	86.985	12.366	0.974	3.56E-
01					0.201	LOADPATH	1.27E-02	7.11E-03	5.10E-02	6.703	0.988	0.472
12520	30526	5	OPR X /100		0.945	4.38E-01	8.13E-04	-4.77E-01	90.000	22.400	1.000	1.68E-
01	30517		YT /0		0.064	1.68E+01	2.26E+00	1.89E+00	90.000	22.400	1.000	1.68E-
01					0.188	LOADPATH	7.11E-03	7.11E-03	5.10E-02	18.683	1.000	1.000
12522	30528	8	OPR X /99		0.945	4.62E-01	1.31E-03	-4.58E-01	90.000	22.400	1.000	1.68E-
01	30521		YT /1		0.059	1.69E+01	2.26E+00	1.89E+00	89.908	22.400	1.000	1.68E-
01					0.183	LOADPATH	7.11E-03	7.11E-03	5.10E-02	18.683	1.000	1.000
2001	10402	4	OPR K /44		0.435	-6.97E+01	1.11E+01	2.92E-01	4.777	22.377	1.000	7.62E-
01	10010		YT /56		0.002	4.80E+02	2.29E+02	1.19E+02	66.959	17.470	0.999	
1.03E+00					0.176	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	1.000	0.741

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:11 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 64

PUNCH Results. API/AISC-WSD. 20th/9th
Run: Superement. Loadset:
COROPP JACKET LOADS
Priority..... Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 3

SUB

Joint	Brace Chord	LoadCase	CND Phase	Jnt/Per	Outcome	Usafac1	P Pa	Molpb	Moopb	Alpha	Qup	Qfp	Dbrace
						Usafac2	Method	Maipb	Maopb	Theta	Quipb	Qfopb	Dchord
						Usafac3		Tchord	Tbrace	Gap			Beta
2001	10401	7	OPR K /41			0.435	-6.75E+01	1.07E+01	6.84E-01	4.778	22.113	1.000	7.62E-
01	10011		YT /59			0.002	4.75E+02	2.29E+02	1.19E+02	66.943	17.470	0.999	
1.03E+00						0.172	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	1.000	0.741
2005	12008	6	OPR K /0		*G-Fail*	1.368	-2.14E+00	-1.83E-01	5.79E-02	90.000	11.591	0.966	2.19E-
01	12003		YT /100			0.005	1.75E+01	3.01E+00	1.71E+00	59.999	11.591	0.950	5.08E-
01						0.167	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.977	0.431
2004	12007	1	OPR K /0		*G-Fail*	1.368	-2.18E+00	1.90E-01	-4.84E-02	270.000	11.591	0.979	2.19E-
01	12005		YT /100			0.005	1.77E+01	3.07E+00	1.73E+00	60.000	11.591	0.969	5.08E-
01						0.167	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.985	0.431
2002	12009	4	OPR K /0		*G-Fail*	1.368	-2.27E+00	1.85E-01	1.74E-02	90.000	11.591	0.990	2.19E-
01													

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

01	12001		YT /100		0.004	1.79E+01	3.12E+00	1.74E+00	60.000	11.591	0.985	5.08E-
					0.165	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.993	0.431
2006	10403	2	OPR K /35		0.436	5.90E+01	1.10E+01	5.11E-01	4.736	21.356	1.000	7.62E-
01	10012		YT /65		0.002	4.57E+02	2.28E+02	1.18E+02	67.506	17.470	1.000	
1.03E+00					0.160	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	1.000	0.741
5003	15006	5	OPR YT /100		0.478	3.12E+01	1.29E-01	1.47E-03	355.906	9.973	0.999	3.56E-
01	10034				0.000	1.98E+02	5.65E+01	3.30E+01	82.940	9.973	0.998	
1.03E+00					0.158	LOADPATH	3.20E-02	1.91E-02	5.10E-02	5.822	0.999	0.346
12521	30527	2	OPR X /99		0.945	4.24E-01	4.19E-04	3.90E-01	270.000	22.400	1.000	1.68E-
01	30519		YT /1		0.043	1.69E+01	2.26E+00	1.89E+00	89.984	22.400	1.000	1.68E-
01					0.158	LOADPATH	7.11E-03	7.11E-03	5.10E-02	18.683	1.000	1.000
5913	16069	2	OPR YT /100	*G-Fail*	1.282	6.58E-01	3.49E-01	-1.13E-01	270.000	14.396	0.998	1.58E-
01	16059				0.031	1.84E+01	2.32E+00	1.20E+00	89.980	14.396	0.996	2.73E-
01					0.149	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.998	0.579
1006	10402	4	OPR K /30		0.376	-7.35E-01	-1.81E-01	-1.41E+00	4.723	20.780	1.000	7.62E-
01	10003		YT /70		0.000	5.15E+02	2.64E+02	1.37E+02	52.801	17.470	0.999	
1.03E+00					0.149	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	1.000	0.741
5907	16067	3	OPR YT /100	*G-Fail*	1.282	6.23E-01	3.48E-01	-1.14E-01	270.000	14.396	0.998	1.58E-
01	16053				0.032	1.84E+01	2.32E+00	1.20E+00	89.998	14.396	0.996	2.73E-
01					0.148	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.998	0.579
1001	10401	7	OPR K /29		0.376	-7.13E+01	3.00E-01	-1.77E+00	4.753	20.770	1.000	7.62E-
01	10001		YT /71		0.000	5.16E+02	2.64E+02	1.37E+02	52.731	17.470	0.999	
1.03E+00					0.147	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	1.000	0.741

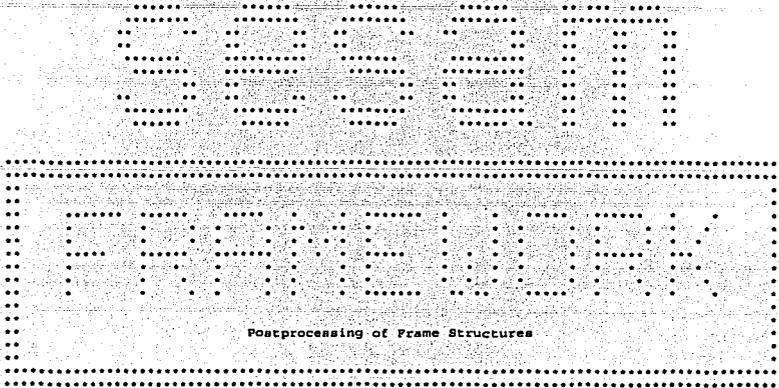
DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:11 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 65

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

APÉNDICE B

Corrida del Programa SESAM
para Condición de Carga de Tormenta

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN



Marketing and Support by DNV Software

Program id : 3.0-01
 Release date : 13-FEB-2002
 Access time : 04-JUL-2002 16:19:10
 User id : fcastrotello

Computer : 586
 Impl. update :
 Operating system : Win 95 4.10 (16384)
 CPU id : 1850721415
 Installation : Instituto FCASTROTELLO

Copyright DET NORSKE VERITAS AS, P.O.Box 300, N-1322 Hovik, Norway

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 1

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th

Run: Superelement: Loadset:
 CORTOE JACKET LOADS
 Priority....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 1

SUB

NOMENCLATURE:

Member	Name of member
LoadCase	Name of loadcase
CND	Operational, storm or earthquake condition
Type	Section type
Joint/PO	Joint name or position within the member
Outcome	Outcome message from the code check
UsfTot	Total usage factor: UsfTot = UsfAx + UsfMy + UsfMz
UsfAx	Usage factor due to axial compressive stress
fa	Acting axial stress
fbx	Acting bending stress about y-axis
fbz	Acting bending stress about z-axis
Fey	Euler buckling stress for bending about y-axis
Ky	Effective length factor for bending about y-axis
ly	Buckling length for bending about y-axis
Phase	Phase angle in degrees
SctNam	Section name
UsfMy	Usage factor due to bending about y-axis
Fa	Allowable axial stress
Fbx	Allowable bending stress about y-axis
Fbz	Allowable bending stress about z-axis
Fey	Euler buckling stress for bending about z-axis
Kz	Effective length factor for bending about z-axis
Lz	Buckling length for bending about z-axis
UsfMz	Usage factor due to bending about z-axis
Cmy	Moment reduction factor for bending about y-axis
Cmz	Moment reduction factor for bending about z-axis
CB	Lateral buckling factor (for I, H or channel sections only)
Lb	Unsupported flange length (for I, H or channel sections only)

**TESIS CON
FALLA DE ORIGEN**

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:47 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 69

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 CORTOE JACKET LOADS
 Priority....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 2

SUB

Member	LoadCase Phase	CND	Type SctNam	Joint/Po Outcome	UsfTot	UsfAx UsfHy UsfWz	fa Pa	fby Fby Cmy	fbz Fbz Cnz	Fey Fez Cb	Ky Kz	Ly Lz Lb
10102	10		STO PIPE	0.58	0.750	0.310	-5.52E+03	-1.02E+04	2.07E+03	7.89E+04	1.000	
5.19E+00			22			0.432	1.78E+04	2.53E+04	2.53E+04	7.89E+04	1.000	
5.19E+00						0.088		1.000	1.000			
20348	14		STO I	11204	0.732	0.031	-6.06E+02	8.72E+03	7.80E+03	8.83E+06	1.000	
1.01E+00			44			0.392	1.93E+04	2.23E+04	2.53E+04	3.59E+05	1.000	
1.01E+00						0.309		1.000	1.000	1.000		
1.01E+00												
12005	16		STO PIPE	2006	0.708	0.547	-9.35E+03	2.80E+03	1.66E+03	5.31E+04	1.000	
9.18E+00			7			0.138	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
9.18E+00						0.082		1.000	1.000			
12004	14		STO PIPE	2003	0.668	0.518	-8.85E+03	2.86E+03	-1.12E+03	5.31E+04	1.000	
9.18E+00			7			0.140	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
9.18E+00						0.055		1.000	1.000			
20312	9		STO I	11203	0.666	0.041	-5.62E+02	-1.12E+04	2.98E+02	5.00E+05	1.000	
4.23E+00			45			0.613	1.38E+04	1.82E+04	2.53E+04	1.91E+04	1.000	
4.23E+00						0.012		1.000	1.000	1.000		
4.23E+00												
10402	12		STO PIPE	2001	0.660	0.405	-5.57E+03	4.40E+03	8.46E+02	1.89E+04	1.000	
2.30E+01			3			0.250	1.37E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.89E+04	1.000	
2.30E+01						0.048		1.000	1.000			
20655	10		STO I	11450	0.659	0.171	-1.62E+03	-5.92E+03	-6.35E+02	1.11E+05	1.000	
4.73E+00			54			0.458	9.52E+03	1.31E+04	2.53E+04	9.58E+03	1.000	
4.73E+00						0.030		1.000	1.000	1.000		
4.73E+00												
12001	11		STO PIPE	2001	0.640	0.488	-8.34E+03	2.75E+03	1.55E+03	5.31E+04	1.000	
9.18E+00			7			0.133	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
9.18E+00						0.075		1.000	1.000			
12006	16		STO PIPE	0.50	0.630	0.559	-9.56E+03	-1.37E+03	-3.36E+02	5.31E+04	1.000	
9.18E+00			7			0.068	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
9.18E+00						0.017		1.000	1.000			
10403	10		STO PIPE	2006	0.629	0.369	-5.10E+03	4.64E+03	9.73E+02	1.92E+04	1.000	
2.29E+01			3			0.254	1.38E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.92E+04	1.000	
2.29E+01						0.053		1.000	1.000			
10401	15		STO PIPE	2003	0.609	0.381	-5.24E+03	3.98E+03	1.02E+03	1.89E+04	1.000	
2.30E+01			3			0.221	1.37E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.89E+04	1.000	
2.30E+01						0.057		1.000	1.000			

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:47 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 70

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 CORTOE JACKET LOADS
 Priority....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 3

SUB

Member	LoadCase Phase	CND	Type SctNam	Joint/Po Outcome	UsfTot	UsfAx UsfHy UsfWz	fa Pa	fby Fby	fbz Fbz	Fey Fez	Ky Kz	Ly Lz
--------	----------------	-----	-------------	------------------	--------	-------------------	-------	---------	---------	---------	-------	-------

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

				UsefMz	Cmy	Cmz	Cb	Lb			
10026 1.20E+01	14	STO PIPE	0.50	0.609	0.52E-9.28E+03	1.69E+03	4.08E+02	1.20E+05	1.000		
		2			0.080	1.76E+04	2.28E+04	2.28E+04	1.20E+05	1.000	
					0.019		1.000	1.000			
12003 9.18E+00	14	STO PIPE	0.50	0.608	0.532	-9.08E+03	-1.39E+03	6.93E+02	5.31E+04	1.000	
		7			0.068	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
					0.034		1.000	1.000			
10408 1.80E+01	12	STO PIPE	4001	0.604	0.411	-5.73E+03	1.38E+03	6.06E+02	1.98E+04	1.000	
		4			0.191	1.40E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.98E+04	1.000	
					0.034		1.000	1.000			
9017 4.57E+00	10	STO PIPE	1452	0.585	0.548	-1.07E+04	8.20E+02	4.67E+02	6.73E+05	1.000	
		61			0.033	1.96E+04	2.53E+04	2.53E+04	6.73E+05	1.000	
					0.019		1.000	1.000			
9020 8.30E-01	10	STO PIPE	5602	0.573	0.533	-1.07E+04	8.82E+02	5.25E+02	2.04E+07	1.000	
		61			0.035	2.01E+04	2.53E+04	2.53E+04	2.04E+07	1.000	
					0.021		1.000	1.000			
12002 9.18E+00	11	STO PIPE	0.50	0.568	0.502	-8.57E+03	-1.25E+03	-5.49E+02	5.31E+04	1.000	
		7			0.061	1.71E+04	2.46E+04	2.46E+04	5.31E+04	1.000	
					0.027		1.000	1.000			
10027 1.20E+01	9	STO PIPE	0.50	0.563	0.487	-8.60E+03	1.60E+03	6.62E+01	1.20E+05	1.000	
		2			0.076	1.76E+04	2.28E+04	2.28E+04	1.20E+05	1.000	
					0.003		1.000	1.000			
9001 1.26E+01	16	STO PIPE	1101	0.550	0.285	-6.87E+03	-8.13E+03	2.65E+03	8.46E+04	1.000	
		63			0.252	2.41E+04	3.52E+04	3.52E+04	8.46E+04	1.000	
					0.082		1.000	1.000			
9002 1.26E+01	10	STO PIPE	1102	0.548	0.298	-7.20E+03	-7.88E+03	-1.59E+03	8.46E+04	1.000	
		63			0.245	2.41E+04	3.52E+04	3.52E+04	8.46E+04	1.000	
					0.050		1.000	1.000			
9016 4.57E+00	16	STO PIPE	1451	0.545	0.521	-1.02E+04	5.86E+02	7.69E+01	6.73E+05	1.000	
		61			0.024	1.96E+04	2.53E+04	2.53E+04	6.73E+05	1.000	
					0.003		1.000	1.000			
14006 6.21E+00	16	STO PIPE	4001	0.533	0.439	-7.76E+03	-1.69E+03	1.30E+03	7.35E+04	1.000	
		9			0.075	1.77E+04	2.53E+04	2.53E+04	7.35E+04	1.000	
					0.057		1.000	1.000			

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:47 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 71

STABILITY Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superelement: Loadset:
CORTOR JACKET LOADS
Priority.....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

PAGE: 4

SUB

Member	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsefTot	UsefMz	fa	fbz	fbz	Fey	Ky	Ly
	Phase		SctNam				UsefMz	Fa	Fbz	Fbz	Fcz	Kz	Lz
							UsefMz	Fa	Cmy	Cmz	Cb	Lz	Lb
9019 8.30E-01	16	STO PIPE	5601			0.533	0.507	-1.02E+04	6.31E+02	1.18E+02	2.04E+07	1.000	
			61				0.025	2.01E+04	2.53E+04	2.53E+04	2.04E+07	1.000	
							0.005		1.000	1.000			
10407 1.80E+01	15	STO PIPE	4003			0.531	0.373	-5.20E+03	2.74E+03	9.81E+02	1.98E+04	1.000	

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

1.80E+01		4			0.149	1.40E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.98E+04	1.000
					0.053		1.000	1.000		
13005	16	STO PIPE	3006	0.531	0.403	-7.00E+03	2.14E+03	1.88E+03	6.05E+04	1.000
7.70E+00		8			0.096	1.74E+04	2.53E+04	2.53E+04	6.05E+04	1.000
7.70E+00					0.084		1.000	1.000		
14005	16	STO PIPE	4006	0.528	0.420	-7.44E+03	1.51E+03	1.92E+03	7.35E+04	1.000
6.21E+00		9			0.067	1.77E+04	2.53E+04	2.53E+04	7.35E+04	1.000
6.21E+00					0.085		1.000	1.000		
20111	9	STO I	11201	0.527	0.004	-5.92E+01	-9.31E+03	4.08E+02	5.17E+05	1.000
4.16E+00		45			0.507	1.39E+04	1.84E+04	2.53E+04	1.97E+04	1.000
4.16E+00					0.016		1.000	1.000	1.000	
4.16E+00										
9008	10	STO PIPE	1252	0.523	0.484	-9.26E+03	8.99E+02	-2.70E+02	2.66E+05	1.000
7.22E+00		62			0.037	1.91E+04	2.53E+04	2.53E+04	2.66E+05	1.000
7.22E+00					0.011		1.000	1.000		
14003	14	STO PIPE	4006	0.522	0.432	-7.65E+03	-1.90E+03	7.69E+02	7.35E+04	1.000
6.21E+00		9			0.084	1.77E+04	2.53E+04	2.53E+04	7.35E+04	1.000
6.21E+00					0.034		1.000	1.000		
10409	10	STO PIPE	4006	0.520	0.353	-4.94E+03	3.08E+03	4.59E+02	1.98E+04	1.000
1.80E+01		4			0.165	1.40E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.98E+04	1.000
1.80E+01					0.025		1.000	1.000		
10025	11	STO PIPE	0.50	0.518	0.449	-7.93E+03	1.37E+03	5.25E+02	1.20E+05	1.000
1.20E+01		2			0.065	1.76E+04	2.28E+04	2.28E+04	1.20E+05	1.000
1.20E+01					0.025		1.000	1.000		
14001	11	STO PIPE	4001	0.516	0.374	-6.62E+03	1.32E+03	3.00E+03	7.35E+04	1.000
6.21E+00		9			0.057	1.77E+04	2.53E+04	2.53E+04	7.35E+04	1.000
6.21E+00					0.130		1.000	1.000		
9007	16	STO PIPE	1251	0.511	0.462	-8.81E+03	1.08E+03	-5.15E+02	2.66E+05	1.000
7.22E+00		62			0.044	1.91E+04	2.53E+04	2.53E+04	2.66E+05	1.000
7.22E+00					0.021		1.000	1.000		

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:47 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 72

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superlement: Loadset:
CORTOP JACKET LOADS
Priority....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 1

SUB

NOMENCLATURE:

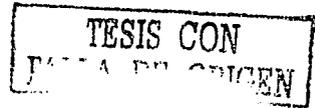
Member	Name of member
LoadCase	Name of loadcase
CND	Operational, storm or earthquake condition
Type	Section type
Joint/Po	Joint name or position within the member
Outcome	Outcome message from the code check
UsfNorm	Usage factor due to acting normal stress
UsfSher	Usage factor due to acting shear stress
UsfComb	Usage factor due to combined stress (general sections only)
fa	Acting axial stress
fbx	Acting bending stress about y-axis
fbz	Acting bending stress about z-axis
fv	Acting shear stress
MaxCom	Maximum acting combined stress (general sections only)
Phase	Phase angle in degrees
SctNam	Section name
Hot-Norm	Hotspot name corresponding to UsfNorm
Hot-Sher	Hotspot name corresponding to UsfSher
Hot-Comb	Hotspot name corresponding to UsfComb
Fa	Allowable axial stress
Fbx	Allowable bending stress about y-axis

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

Fbz Allowable bending stress about z-axis
 Fv Allowable shear stress
 FalCom Allowable combined stress (general sections only)

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:48 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 126



YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 CORTOP JACKST LOADS
 Priority....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 2

Member MaxCom FalCom	LoadCase Phase	CND SctNam	Type	Joint/Po Outcome	UsfNorm Hot-Norm	UsfSher Hot-Sher	UsfComb Hot-Comb	fa Fa	fby Fby	fbz Fbz	fv Fv
20348	14	STO I 44	11204	0.730 10	0.240 5	-6.06E+02 2.02E+04	8.72E+03 2.23E+04	7.80E+03 2.53E+04	3.24E+03 1.35E+04		
10102	10	STO PIPE 22	0.58	0.682	0.083	-5.52E+03 2.02E+04	-1.02E+04 2.53E+04	2.07E+03 2.53E+04	1.12E+03 1.35E+04		
20312	10	STO I 45	11203	0.660 12	0.155 5	-2.44E+02 2.02E+04	-1.16E+04 1.82E+04	2.32E+02 2.53E+04	-2.10E+03 1.35E+04		
12005	16	STO PIPE 7	2006	0.595	0.013	-9.35E+03 2.02E+04	2.80E+03 2.46E+04	1.66E+03 2.46E+04	1.79E+02 1.35E+04		
9020	10	STO PIPE 61	5602	0.571	0.005	-1.07E+04 2.02E+04	8.82E+02 2.53E+04	5.25E+02 2.53E+04	6.47E+01 1.35E+04		
9017	10	STO PIPE 61	1452	0.568	0.008	-1.07E+04 2.02E+04	8.20E+02 2.53E+04	4.67E+02 2.53E+04	1.07E+02 1.35E+04		
20405	10	STO I 46	11303	0.565 10	0.185 5	4.06E+02 2.02E+04	1.09E+04 2.02E+04	1.07E+02 2.53E+04	2.49E+03 1.35E+04		
20402	11	STO I 46	11303	0.565 12	0.158 5	5.53E+02 2.02E+04	-9.48E+03 1.77E+04	5.07E+01 2.53E+04	2.13E+03 1.35E+04		
12004	14	STO PIPE 7	2003	0.562	0.015	-8.85E+03 2.02E+04	2.86E+03 2.46E+04	-1.12E+03 2.46E+04	2.02E+02 1.35E+04		
12006	12	STO PIPE 7	2001	0.558	0.011	8.51E+03 2.02E+04	3.37E+03 2.46E+04	-1.95E+02 2.46E+04	1.54E+02 1.35E+04		
20655	10	STO I 54	11450	0.557 10	0.058 5	-1.62E+03 2.02E+04	-5.92E+03 1.31E+04	-6.35E+02 2.53E+04	-7.77E+02 1.35E+04		
20403	14	STO I 46	11304	0.547 10	0.244 5	6.09E+02 2.02E+04	9.73E+03 2.23E+04	-2.01E+03 2.53E+04	-3.29E+03 1.35E+04		
12001	11	STO PIPE 7	2001	0.540	0.015	-8.34E+03 2.02E+04	2.75E+03 2.46E+04	1.55E+03 2.46E+04	2.06E+02 1.35E+04		
20311	10	STO I 45	11203	0.538 12	0.131 5	1.50E+02 2.02E+04	-9.56E+03 1.84E+04	2.61E+02 2.53E+04	-1.77E+03 1.35E+04		
20448	11	STO I 46	11304	0.535 10	0.127 5	6.60E+02 2.02E+04	5.65E+03 2.23E+04	-6.29E+03 2.53E+04	1.72E+03 1.35E+04		
10026	14	STO PIPE 2	0.50	0.535	0.008	-9.28E+03 2.02E+04	1.69E+03 2.28E+04	4.08E+02 2.28E+04	1.08E+02 1.35E+04		

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:48 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 127

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
 Run: Superelement: Loadset:
 CORTOP JACKST LOADS
 Priority....: Worst Loadcase
 Usage factor: Above 0.10

PAGE: 3

Member MaxCom FalCom	LoadCase Phase	CND SctNam	Type	Joint/Po Outcome	UsfNorm Hot-Norm	UsfSher Hot-Sher	UsfComb Hot-Comb	fa Fa	fby Fby	fbz Fbz	fv Fv
9019	16	STO PIPE 61	5601	0.530	0.009	-1.02E+04 2.02E+04	6.31E+02 2.53E+04	1.18E+02 2.53E+04	1.16E+02 1.35E+04		
9016	16	STO PIPE 61	1451	0.528	0.011	-1.02E+04 2.02E+04	5.86E+02 2.53E+04	7.69E+01 2.53E+04	1.42E+02 1.35E+04		
10027	13	STO PIPE 2	0.50	0.523	0.009	9.34E+03 2.02E+04	-1.40E+03 2.28E+04	-3.00E+00 2.28E+04	1.27E+02 1.35E+04		

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

ID	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfNorm	UsfSher	UsfComb	fa	fbx	fbz	fz
12003	14	STO PIPE 7	0.50	0.512	0.006	-9.08E+03 2.02E+04	-1.39E+03 2.46E+04	6.93E+02 2.46E+04	7.81E+01 1.35E+04			
12002	15	STO PIPE 7	2003	0.505	0.013	7.62E+03 2.02E+04	3.14E+03 2.46E+04	1.57E+02 2.46E+04	1.69E+02 1.35E+04			
20406	12	STO I 46	11304	0.497 10	0.224 5	6.24E+02 2.02E+04	9.23E+03 2.23E+04	-1.32E+03 2.53E+04	-3.02E+03 1.35E+04			
9008	10	STO PIPE 62	1252	0.495	0.009	-9.26E+03 2.02E+04	8.99E+02 2.53E+04	-2.70E+02 2.53E+04	1.25E+02 1.35E+04			
9011	10	STO PIPE 62	1302	0.494	0.004	-9.20E+03 2.02E+04	-8.94E+02 2.53E+04	4.45E+02 2.53E+04	5.97E+01 1.35E+04			
10025	15	STO PIPE 2	4501	0.490	0.022	8.56E+03 2.02E+04	-9.27E+02 2.28E+04	-1.22E+03 2.28E+04	3.04E+02 1.35E+04			
9001	16	STO PIPE 63	1101	0.488	0.022	-6.87E+03 2.81E+04	-8.13E+03 3.52E+04	2.65E+03 3.52E+04	4.09E+02 1.87E+04			
8998	16	STO PIPE 63	1101	0.486	0.043	-6.82E+03 2.81E+04	-8.13E+03 3.52E+04	2.66E+03 3.52E+04	8.00E+02 1.87E+04			
9002	10	STO PIPE 63	1102	0.485	0.018	-7.20E+03 2.81E+04	-7.88E+03 3.52E+04	-1.59E+03 3.52E+04	3.31E+02 1.87E+04			
9007	16	STO PIPE 62	1251	0.484	0.015	-8.83E+03 2.02E+04	1.08E+03 2.53E+04	-5.15E+02 2.53E+04	2.05E+02 1.35E+04			
8999	10	STO PIPE 63	1102	0.483	0.040	-7.14E+03 2.81E+04	-7.87E+03 3.52E+04	-1.60E+03 3.52E+04	7.41E+02 1.87E+04			
9010	16	STO PIPE 62	1301	0.481	0.007	-8.77E+03 2.02E+04	-9.77E+02 2.53E+04	7.09E+02 2.53E+04	9.86E+01 1.35E+04			

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:49 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 128

YIELD Check Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: SuperElement: Loadset:
CORTOP JACKET LOADS
Priority.....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 4

SUB

Member MaxCom	LoadCase	CND	Type	Joint/Po	Outcome	UsfNorm	UsfSher	UsfComb	fa	fbx	fbz	fz
FailCom	Phase	SctNam				Hot-Norm	Hot-Sher	Hot-Comb	Fa	Fbx	Fbz	Fv
14006	12	STO PIPE 9	4001	0.473	0.007	7.66E+03 2.02E+04	1.95E+03 2.53E+04	-1.40E+03 2.53E+04	9.76E+01 1.35E+04			
14005	12	STO PIPE 9	4006	0.470	0.013	7.33E+03 2.02E+04	-1.57E+03 2.53E+04	-2.21E+03 2.53E+04	1.77E+02 1.35E+04			
16062	12	STO PIPE 11	4701	0.467	0.154	9.07E+02 2.02E+04	2.08E+02 2.53E+04	1.07E+04 2.53E+04	2.08E+03 1.35E+04			
14001	15	STO PIPE 9	4001	0.461	0.017	6.59E+03 2.02E+04	-1.51E+03 2.53E+04	-3.08E+03 2.53E+04	2.27E+02 1.35E+04			
14003	14	STO PIPE 9	4006	0.459	0.005	-7.65E+03 2.02E+04	-1.90E+03 2.53E+04	7.69E+02 2.53E+04	7.29E+01 1.35E+04			
13005	16	STO PIPE 8	3006	0.459	0.010	-7.00E+03 2.02E+04	2.14E+03 2.53E+04	1.88E+03 2.53E+04	1.34E+02 1.35E+04			
9018	13	STO PIPE 61	1428	0.456	0.005	-8.55E+03 2.02E+04	-5.99E+02 2.53E+04	-5.90E+02 2.53E+04	6.09E+01 1.35E+04			
9003	14	STO PIPE 63	1103	0.455	0.020	-5.63E+03 2.81E+04	-6.33E+03 3.52E+04	6.32E+03 3.52E+04	3.81E+02 1.87E+04			
10402	12	STO PIPE 3	2001	0.455	0.030	-5.57E+03 2.02E+04	4.40E+03 2.49E+04	8.46E+02 2.49E+04	4.04E+02 1.35E+04			
9021	13	STO PIPE 61	5603	0.454	0.003	-8.51E+03 2.02E+04	-3.62E+02 2.53E+04	-7.84E+02 2.53E+04	4.64E+01 1.35E+04			
9000	14	STO PIPE 63	1103	0.453	0.042	-5.58E+03 2.81E+04	-6.33E+03 3.52E+04	6.32E+03 3.52E+04	7.91E+02 1.87E+04			
20239	10	STO PIPE 62	11184	0.450	0.007	-9.05E+03 2.02E+04	-3.39E+01 2.53E+04	-5.80E+01 2.53E+04	9.42E+01 1.35E+04			
20408	16	STO I 46	11301	0.447 10	0.157 5	2.77E+02 2.02E+04	8.73E+03 2.02E+04	-6.22E+01 2.53E+04	2.12E+03 1.35E+04			
20355	10	STO I	11203	0.443	0.118	-4.05E+02	8.39E+03	2.16E+02	-1.59E+03			

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

10403	10	STO PIPE 3	2006	0.442	0.033	2.02E+04	2.02E+04	2.53E+04	1.35E+04
						-5.10E+03	4.64E+03	9.73E+02	4.43E+02
						2.02E+04	2.49E+04	2.49E+04	1.35E+04
13004	14	STO PIPE 8	3003	0.440	0.011	-6.84E+03	2.26E+03	-1.24E+03	1.46E+02
						2.02E+04	2.53E+04	2.53E+04	1.35E+04

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:49 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 129

PUNCH Results, API/AISC-WSD, 20th/9th

Run: Superlement: Loadset:
CORTOP JACKET LOADS
Priority....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 1

NOMENCLATURE:

Joint Name of joint
Brace Member name of the brace
LoadCase Name of loadcase
CND Operational, storm or earthquake condition
Jnt/Per Joint type
Outcome Outcome message from the code check
Usfac1 Usage factor according to API 4.1-1
p Acting axial force
Moipb Acting inplane moment
Moopb Acting out of plane moment
Alpha Moment transformation angle from local to in/out-of-plane co. system
Qup Ultimate strength factor due to axial force
Qfp Factor accounting chord stress due to axial force
Dbrace Brace diameter
Chord Member name of the corresponding chord
Phase Phase angle in degrees
Usfac2 Usage factor according to API 4.3.1-5a or API 4.3.2-2
pa Allowable axial force
Maipb Allowable inplane moment
Maopb Allowable out of plane moment
Theta Angle between brace and chord in degrees
Quipb Ultimate strength factor due to inplane moment
Qfipb Factor accounting chord stress due to inplane moment
Dchord Chord diameter
Usfac3 Usage factor according to API 4.3.1-5b
Method used for joint type assignment (1=MAN,2=GEO,3=LOA)
Tchord Chord thickness
Tbrace Brace thickness
Gap Gap value used for K/KTT/KTK joint (negative if overlap)
Quvopb Ultimate strength factor due to out of plane moment
Qfovpb Factor accounting chord stress due to out of plane moment
Beta Diameter Brace / Diameter Chord

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:49 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 170

PUNCH Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superlement: Loadset:
CORTOP JACKET LOADS
Priority....: Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 2

Joint	Brace Chord	LoadCase Phase	CND	Jnt/Per	Outcome	Usfac1 Usfac2 Usfac3	P Pa Method	Moipb Maipb Tchord	Moopb Maopb Tbrace	Alpha Theta Gap	Qup Quipb Quopb	Qfp Qfipb Qfovpb	Dbrace Dchord Beta
11112	20023	10		STO YT /100	**Fail**	2.516	4.38E+01	-1.31E-01	1.90E-01	360.000	22.400	0.885	4.06E-
01	20016					0.002	1.61E+01	4.90E+00	4.54E+00	79.605	22.400	0.828	4.06E-
						2.746	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	0.920	1.000
11119	20022	16		STO YT /100	**Fail**	2.516	4.16E+01	-1.88E-01	-1.85E-01	0.000	22.400	0.894	4.06E-
01	20010					0.003	1.63E+01	4.98E+00	4.57E+00	79.605	22.400	0.841	4.06E-
						2.592	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	0.926	1.000
11104	20017	11		STO YT /100	**Fail**	2.516	-3.92E+01	1.61E-01	-7.45E-02	0.000	22.400	1.000	4.06E-
01	20011					0.001	1.82E+01	5.92E+00	4.94E+00	79.605	22.400	1.000	4.06E-
						2.173	LOADPATH	6.35E-03	6.35E-03	5.10E-02	18.683	1.000	1.000
5907	16067	11		STO YT /100	*G-Fail*	1.282	2.25E+00	1.21E+00	-4.41E-01	270.000	14.396	0.984	1.58E-
01	16053					0.236	2.42E+01	3.03E+00	1.59E+00	89.998	14.396	0.976	2.73E-
						0.416	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.989	0.579

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

5913	16069	14	STO YT /100	*G-Fail*	1.282	-2.67E+00	1.20E+00	2.69E-01	270.000	14.396	0.984	1.58E-
01	16059				0.186	2.42E+01	3.03E+00	1.59E+00	89.980	14.396	0.977	2.73E-
					0.394	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.989	0.579
5902	16067	15	STO YT /100	*G-Fail*	1.282	-2.60E+00	1.12E+00	-1.90E-01	270.000	14.396	0.987	1.58E-
01	16063				0.151	2.42E+01	1.04E+00	1.59E+00	89.935	14.396	0.980	2.73E-
					0.361	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.991	0.579
2004	12007	9	STO K /15	*G-Fail*	1.368	-4.64E+00	-8.40E-01	-3.67E-02	270.000	12.271	0.885	2.19E-
01	12005		YT /85		0.058	2.26E+01	3.50E+00	2.15E+00	60.000	11.591	0.828	5.08E-
					0.360	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.920	0.431
2005	12008	14	STO K /30	*G-Fail*	1.368	-4.42E+00	-7.91E-01	8.92E-02	90.000	12.955	0.838	2.19E-
01	12003		YT /70		0.063	2.26E+01	3.20E+00	2.07E+00	59.999	11.591	0.757	5.08E-
					0.357	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.886	0.431
2001	10402	12	STO K /66		0.435	-2.07E+02	3.03E+01	3.24E+00	4.777	24.865	0.997	7.62E-
01	10010		YT /34		0.010	7.09E+02	3.03E+02	1.58E+02	66.959	17.470	0.995	
					0.357	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.998	0.741
5904	16069	14	STO YT /100	*G-Fail*	1.282	-2.67E+00	-1.11E+00	-7.53E-02	270.000	14.396	0.988	1.58E-
01	16065				0.134	2.43E+01	3.05E+00	1.59E+00	89.980	14.396	0.982	2.73E-
					0.348	LOADPATH	9.27E-03	1.10E-02	5.10E-02	7.451	0.992	0.579
2002	12009	12	STO K /0	*G-Fail*	1.368	-4.85E+00	8.09E-01	-5.08E-02	90.000	11.597	0.949	2.19E-
01	12001		YT /100		0.043	2.29E+01	3.90E+00	2.26E+00	60.000	11.591	0.924	5.08E-
					0.345	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	6.418	0.964	0.431

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:49 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 171

PUNCH Results, API/AISC-WSD, 20th/9th
Run: Superelement; Loadset:
CORTOP JACKET LOADS
Priority: . . . Worst Loadcase
Usage factor: Above 0.10

PAGE: 3

SUB

Joint	Brace Chord	LoadCase Phase	CND Jnt/Per	Outcome	Usfac1 Usfac2 Usfac3	P Pa Method	Molpb Malpb Tchord	Moopb Maopb Tbrace	Alpha Theta Gap	Qup Quipb Quopb	Qfp Qfipb Qfopb	Dbrace Dchord Beta
2006	10403	10	STO K /61		0.436	-1.90E+02	3.20E+01	3.99E+00	4.736	24.278	0.998	7.62E-
01	10012		YT /39		0.012	6.91E+02	3.03E+02	1.58E+02	67.506	17.470	0.997	
					0.344	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.999	0.741
2003	10401	15	STO K /63		0.435	-1.95E+02	2.76E+01	4.68E+00	4.778	24.506	0.997	7.62E-
01	10011		YT /37		0.009	6.99E+02	3.03E+02	1.58E+02	66.943	17.470	0.995	
					0.340	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.998	0.741
1006	10402	12	STO K /38		0.376	-2.11E+02	-1.01E+01	-1.56E+00	4.723	21.678	0.997	7.62E-
01	10003		YT /62		0.003	7.15E+02	3.51E+02	1.83E+02	52.801	17.470	0.996	
					0.328	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.998	0.741
5001	15001	10	STO YT /100		0.478	-7.43E+01	1.07E+00	2.91E+00	4.093	9.973	0.994	3.56E-
01	10041				0.005	2.63E+02	7.47E+01	4.38E+01	82.947	9.973	0.990	
					0.328	LOADPATH	3.20E-02	1.91E-02	5.10E-02	5.822	0.996	0.346
5905	16066	12	STO YT /100		0.796	1.04E+01	-2.00E+00	-5.57E-01	90.000	22.400	0.936	2.73E-
01	16061				0.035	5.29E+01	1.12E+01	9.83E+00	42.533	22.400	0.904	2.73E-
					0.317	LOADPATH	9.27E-03	9.27E-03	5.10E-02	18.683	0.955	1.000
5914	16061	10	STO YT /100		0.796	-1.26E+01	-1.56E+00	1.94E-01	270.000	22.400	0.985	2.73E-
01	16060				0.017	5.57E+01	1.21E+01	1.02E+01	42.523	22.400	0.978	2.73E-
					0.309	LOADPATH	9.27E-03	9.27E-03	5.10E-02	18.683	0.990	1.000

TESIS CON
 FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

1003	10403	10	STO K /47	0.379	-1.94E+02	-2.36E+01	-5.91E+00	4.741	22.784	0.994	7.62E-
01											
1.03E+00	10002		YT /53	0.006	7.44E+02	3.47E+02	1.81E+02	53.324	17.470	0.991	
				0.309	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.996	0.741
5006	15007	15	STO YT /100	0.478	-7.63E+01	8.97E-01	1.14E+00	4.096	9.973	0.994	3.56E-
01				0.001	2.63E+02	7.47E+01	4.38E+01	82.955	9.973	0.991	
1.03E+00	10042			0.308	LOADPATH	3.20E-02	1.91E-02	5.10E-02	5.822	0.996	0.346
1001	10401	15	STO K /41	0.376	-1.99E+02	-1.57E+01	-3.45E+00	4.753	22.110	0.998	7.62E-
01											
1.03E+00	10001		YT /59	0.002	7.30E+02	3.51E+02	1.83E+02	52.731	17.470	0.997	
				0.303	LOADPATH	3.20E-02	1.59E-02	5.10E-02	9.076	0.998	0.741
4002	14009	12	STO K /35 *G-Fail*	1.149	-4.53E+00	9.95E-01	-5.68E-02	90.000	15.064	0.975	2.19E-
01				0.044	3.06E+01	4.79E+00	2.57E+00	60.000	13.649	0.962	4.06E-
01	14001		YT /65	0.282	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	7.176	0.982	0.539
4005	14008	15	STO K /11 *G-Fail*	1.149	-4.99E+00	-7.71E-01	-6.63E-02	90.000	14.084	0.966	2.19E-
01				0.027	2.83E+01	4.73E+00	2.55E+00	60.000	13.649	0.950	4.06E-
01	14003		YT /89	0.282	LOADPATH	9.53E-03	8.18E-03	5.10E-02	7.176	0.976	0.539

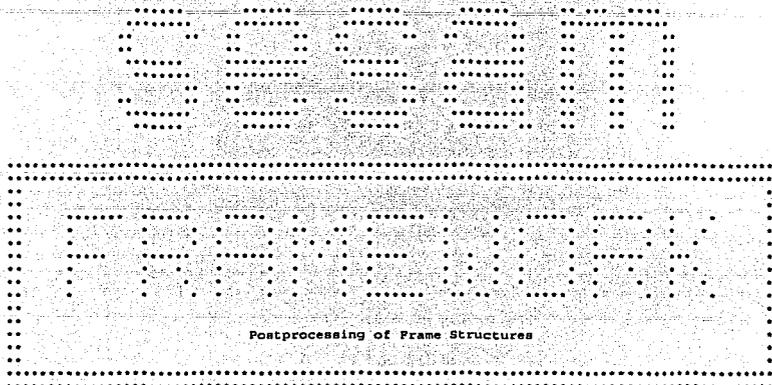
DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:20:50 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
PAGE: 172

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN

APÉNDICE C

Corrida del Programa SESAM
para Análisis de Fatiga

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN



Marketing and Support by DNV Software

Program id : 3.0-01
 Release date : 13-FEB-2002
 Access time : 04-JUL-2002 16:19:10
 User id : fcastrotello

Computer : 586
 Impl. update :
 Operating system : Win 95 4.10 [16384]
 CPU id : 1850721415
 Installation : Instituto FCASTROTELLO

Copyright DET NORISKE VERITAS AS, P.O.Box 300, N-1322 Hovik, Norway

DATE: 04-JUL-2002 TIME: 16:19:10 PROGRAM: SESAM FRAMEWORK 3.0-01 13-FEB-2002
 PAGE: 1

STOCHASTIC fatigue check results
 Run: Superelement: Loadset:
 FATIGA JACKET LOADS
 Priority....: Selected Joints
 Usage factor: Above: 0.10
 PAGE: 1 SUB

NOMENCLATURE:

Joint Name of joint
 Brace Member name of the brace
 Outcome Outcome message from the code check
 Damage Accumulated damage
 Life Fatigue life
 WeldSide Side of weld
 Hot Hotspot (stress point) with maximum damage
 SCFRule Method used for SCF calculation
 SCFax SCF for axial force
 SCFipb SCF for in plane bending
 SCFopb SCF for out of plane bending
 SNcurve SN curve name
 Chord Member name of the corresponding chord
 Alpha Moment transformation angle from local to in/out-of-plane co. system
 Symmet Symmetry in SCF specification
 DiaBra Brace diameter
 ThiBra Brace thickness
 Gap Gap between braces
 ThiFac Thickness correction factor on SN-curve
 CR Marshall reduction factor applied on SCFs
 Cycles Total number of stress cycles
 Theta Angle between brace and chord in degrees
 Jtype Joint type
 DiaCho Chord diameter
 ThiCho Chord thickness
 LenCho Chord length
 FixCho Chord end fixity parameter
 SCFaxC SCF for axial force at Crown (Hotspot 7)
 SCFaxS SCF for axial force at Saddle (Hotspot 1)

PAGE: 6

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

STOCHASTIC fatigue check results
 Run: Superelement: Loadset:
 FATIGA JACKET LOADS
 Priority..... Selected Joints
 Usage factor: Above 0.10 SUB

PAGE: 2

Joint	Brace Chord	Outcome	Damage	Life Alpha Theta	WeldSide Symmet Jtype	Hot DiaBra DiaCho	SCFrule ThiBra ThiCho	SCFav Gap LenCho	SCPIpb ThiFav PixCho	SCFPob OR SCFAC	SNcurve Cycles SCFAS
1003	11020 10002		1.08E-01	3.69E+02 355.873 82.913	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	4 6.10E-01 1.03E+00	KUANG 1.27E-02 3.20E-02	3.629 5.10E-02 3.06E+00	2.500 1.000 1.000	5.858 1.000 3.629	API-XP 3.76E+08 1.629
1006	11011 10003		1.31E-01	3.06E+02 355.912 82.959	BRACE-SID CROWN-SAD YT	22 6.10E-01 1.03E+00	KUANG 1.27E-02 3.20E-02	6.317 2.00E+00 3.06E+00	2.500 1.000 1.000	5.859 1.000 6.317	API-XP 3.73E+08 6.317
2001	12001 10010		1.06E-01	3.77E+02 4.134 82.883	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	4 5.08E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.349 5.10E-02 3.97E+00	2.500 1.000 1.000	4.699 1.000 3.349	API-XP 4.02E+08 3.349
	12006 10010		1.09E-01	3.67E+02 4.134 82.883	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	16 5.08E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.349 5.10E-02 3.97E+00	2.500 1.000 1.000	4.699 1.000 3.349	API-XP 3.81E+08 3.349
2003	12002 10011		1.57E-01	2.54E+02 4.134 82.883	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	16 5.08E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.349 5.10E-02 3.97E+00	2.500 1.000 1.000	4.699 1.000 3.349	API-XP 4.06E+08 3.349
	12004 10011		1.04E-01	3.85E+02 355.866 82.883	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	10 5.08E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.349 5.10E-02 3.97E+00	2.500 1.000 1.000	4.699 1.000 3.349	API-XP 3.91E+08 3.349
2006	12001 10012		1.41E-01	2.81E+02 355.880 82.906	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	22 5.08E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.350 5.10E-02 3.97E+00	2.500 1.000 1.000	4.699 1.000 3.350	API-XP 3.99E+08 3.350
3001	13001 10019		1.40E-01	2.86E+02 4.128 82.889	CHORD-SID CROWN-SAD K/LDP	4 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	2.500 5.10E-02 3.67E+00	2.500 1.000 1.000	3.491 1.000 2.500	API-XP 3.90E+08 2.500
			5.31E-01	7.54E+01 4.128 82.889	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	4 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 3.90E+08 3.828
	13006 10019		3.41E-01	1.17E+02 4.131 82.891	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	22 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 3.84E+08 3.828
3003	13004 10020		7.82E-01	5.11E+01 355.869 82.891	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	10 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 3.90E+08 3.828
			2.11E-01	1.89E+02 355.869 82.891	CHORD-SID CROWN-SAD K/LDP	10 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	2.500 5.10E-02 3.67E+00	2.500 1.000 1.000	3.491 1.000 2.500	API-XP 3.89E+08 2.500

PAGE: 7

STOCHASTIC fatigue check results
 Run: Superelement: Loadset:
 FATIGA JACKET LOADS
 Priority..... Selected Joints
 Usage factor: Above 0.10 SUB

PAGE: 3

Joint	Brace Chord	Outcome	Damage	Life Alpha Theta	WeldSide Symmet Jtype	Hot DiaBra DiaCho	SCFrule ThiBra ThiCho	SCFav Gap LenCho	SCPIpb ThiFav PixCho	SCFPob OR SCFAC	SNcurve Cycles SCFAS
	13002 10020		2.77E-01	1.44E+02 4.128 82.889	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	22 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 3.89E+08 3.828
3006	13005 10021		1.77E-01	2.26E+02 4.128 82.893	CHORD-SID CROWN-SAD K/LDP	4 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	2.500 5.10E-02 3.67E+00	2.500 1.000 1.000	3.491 1.000 2.500	API-XP 3.88E+08 2.500
			6.62E-01	6.04E+01 4.128 82.893	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	4 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 3.88E+08 3.828
	13003 10021		3.50E-01	1.14E+02 355.872 82.893	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	22 4.57E-01 1.03E+00	KUANG 1.11E-02 3.20E-02	3.828 5.10E-02 3.67E+00	2.585 1.000 1.000	4.697 1.000 3.828	API-XP 4.01E+08 3.828
4001	14006 10028		5.98E-01	6.69E+01 4.131 82.891	BRACE-SID CROWN-SAD K/LDP	22 4.06E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	3.697 5.10E-02 7.18E+00	2.552 1.000 1.000	3.927 1.000 3.697	API-XP 3.71E+08 3.697
			1.61E-01	2.48E+02 4.131 82.891	CHORD-SID CROWN-SAD K/LDP	22 4.06E-01 1.03E+00	KUANG 9.53E-03 3.20E-02	2.500 5.10E-02 7.18E+00	2.500 1.000 1.000	2.771 1.000 2.500	API-XP 3.72E+08 2.500
	14001		3.10E-01	1.29E+02	CHORD-SID	4	KUANG	2.500	2.500	2.771	API-XP

TESIS CON
 FOLIO DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

10028			4.128 82.889	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.500	3.83E+08 2.500
10408		1.47E-01	2.72E+02	BRACE-SID		10 KUANG	2.931	2.500	4.222	API-XP
10028			5.344 57.644	CROWN-SAD K/LDP	6.10E-01 1.03E+00	1.27E-02 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.931	3.84E+08 2.931
4003	14004		7.61E-01	5.26E+01	BRACE-SID	10 KUANG	3.697	2.552	3.927	API-XP
10029			355.869 82.891	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 3.697	4.15E+08 3.697
		1.89E-01	2.12E+02	CHORD-SID		10 KUANG	2.500	2.500	2.771	API-XP
			355.869 82.891	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.500	4.15E+08 2.500
14002		2.84E-01	1.41E+02	BRACE-SID		22 KUANG	3.697	2.552	3.927	API-XP
10029			4.128 82.889	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 3.697	3.89E+08 3.697

STOCHASTIC fatigue check results
Run: Superlement: Loadset:
FATIGA JACKET LOADS
Priority....: Selected Joints
Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 4

Joint	Brace Chord	Outcome	Damage	Life Alpha Theta	WeldSide Symmet Jtype	Hot DiaBra DiaCho	SCFrule ThiBra ThiCho	SCFap Gap LenCho	SCFipb ThiFac FixCho	SCFopb QR SCFapC	SNcurve Cycles SCFapS
10416			2.83E-01	1.41E+02	BRACE-SID	4 KUANG	3.741	2.647	5.217	API-XP	
10029			5.344 57.650	CROWN-SAD K/LDP	5.59E-01 1.03E+00	1.83E-02 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 3.741	3.82E+08 3.741	
		1.71E-01	2.34E+02	CHORD-SID		4 KUANG	3.244	2.568	4.962	API-XP	
			5.344 57.650	CROWN-SAD K/LDP	5.59E-01 1.03E+00	1.83E-02 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 3.244	3.79E+08 3.244	
4004	14007		1.26E-01	1.16E+02	CHORD-SID	4 KUANG	6.758	4.272	9.773	API-XP	
14005			270.000 60.000	CROWN-SAD K/LDP	2.19E-01 4.06E-01	8.18E-03 9.53E-03	5.10E-02 1.24E+01	1.000 1.000	1.000 6.758	3.51E+08 6.758	
4005	14008		1.04E-01	3.84E+02	CHORD-SID	16 KUANG	6.758	4.272	9.773	API-XP	
14003			90.000 60.000	CROWN-SAD K/LDP	2.19E-01 4.06E-01	8.18E-03 9.53E-03	5.10E-02 1.24E+01	1.000 1.000	1.000 6.758	3.40E+08 6.758	
4006	14005		2.59E-01	1.54E+02	CHORD-SID	4 KUANG	2.500	2.500	2.771	API-XP	
10030			4.128 82.893	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.500	3.82E+08 2.500	
14003		1.37E-01	2.91E+02	CHORD-SID		22 KUANG	2.500	2.500	2.771	API-XP	
10030			355.872 82.893	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.500	4.20E+08 2.500	
		4.62E-01	8.65E+01	BRACE-SID		22 KUANG	3.697	2.552	3.927	API-XP	
			355.872 82.893	CROWN-SAD K/LDP	4.06E-01 1.03E+00	9.53E-03 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 3.697	4.23E+08 3.697	
10409		1.53E-01	2.62E+02	BRACE-SID		4 KUANG	2.931	2.500	4.222	API-XP	
10030			5.344 57.644	CROWN-SAD K/LDP	6.10E-01 1.03E+00	1.27E-02 3.20E-02	5.10E-02 7.18E+00	1.000 1.000	1.000 2.931	3.77E+08 2.931	
5001	15014		2.82E-01	1.42E+02	BRACE-SID	22 KUANG	5.776	3.405	5.150	API-XP	
10041			4.098 82.950	CROWN-SAD K/LDP	3.56E-01 1.03E+00	1.91E-02 3.20E-02	5.10E-02 2.52E+00	1.000 1.000	1.000 5.776	4.13E+08 5.776	
		1.45E-01	2.77E+02	CHORD-SID		22 KUANG	4.441	2.996	4.626	API-XP	
			4.098 82.950	CROWN-SAD K/LDP	3.56E-01 1.03E+00	1.91E-02 3.20E-02	5.10E-02 2.52E+00	1.000 1.000	1.000 4.441	4.17E+08 4.441	
15001		3.91E-01	1.02E+02	CHORD-SID		4 KUANG	9.626	2.500	4.626	API-XP	
10041			4.093 82.947	CROWN-SAD YT	3.56E-01 1.03E+00	1.91E-02 3.20E-02	0.00E+00 2.52E+00	1.000 1.000	1.000 9.626	4.38E+08 9.626	
		7.50E-01	5.33E+01	BRACE-SID		4 KUANG	11.601	3.023	5.150	API-XP	
			4.093 82.947	CROWN-SAD YT	3.56E-01 1.03E+00	1.91E-02 3.20E-02	0.00E+00 2.52E+00	1.000 1.000	1.000 11.601	4.15E+08 11.601	

PAGE: 9

STOCHASTIC fatigue check results
Run: Superlement: Loadset:
FATIGA JACKET LOADS
Priority....: Selected Joints
Usage factor: Above 0.10

SUB

PAGE: 5

Joint	Brace Chord	Outcome	Damage	Life Alpha Theta	WeldSide Symmet Jtype	Hot DiaBra DiaCho	SCFrule ThiBra ThiCho	SCFap Gap LenCho	SCFipb ThiFac FixCho	SCFopb QR SCFapC	SNcurve Cycles SCFapS
5003	15006		2.29E-01	1.75E+02	BRACE-SID	16 KUANG	13.218	3.023	5.149	API-XP	
10034			355.906 82.940	CROWN-SAD YT	3.56E-01 1.03E+00	1.91E-02 3.20E-02	0.00E+00 7.49E+00	1.000 1.000	1.000 13.218	5.20E+08 13.218	

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

ANÁLISIS DE LA CONFIABILIDAD DE JUNTAS TUBULARES DE PLATAFORMAS MARINAS

10413	1.66E-01	2.41E+02	BRACE-SID	4	KUANG	4.016	2.829	5.127	API-XP
10034	5.999	CROWN-SAD	5.59E-01	2.54E-02	5.10E-02	1.000	1.000	4.92E+08	
	50.148	K/LDP	1.03E+00	3.20E-02	7.49E+00	1.000	4.016	4.016	
	2.15E-01	1.86E+02	CHORD-SID	4	KUANG	4.020	3.202	5.713	API-XP
	5.999	CROWN-SAD	5.59E-01	2.54E-02	5.10E-02	1.000	1.000	4.96E+08	
	50.148	K/LDP	1.03E+00	3.20E-02	7.49E+00	1.000	4.020	4.020	
5006	1.15E-01	3.48E+02	BRACE-SID	4	KUANG	4.015	2.828	5.125	API-XP
10415	5.986	CROWN-SAD	5.59E-01	2.54E-02	5.10E-02	1.000	1.000	4.77E+08	
10042	50.135	K/LDP	1.03E+00	3.20E-02	2.52E+00	1.000	4.015	4.015	
	1.63E-01	2.45E+02	CHORD-SID	4	KUANG	4.019	3.201	5.712	API-XP
	5.986	CROWN-SAD	5.59E-01	2.54E-02	5.10E-02	1.000	1.000	4.78E+08	
	50.135	K/LDP	1.03E+00	3.20E-02	2.52E+00	1.000	4.019	4.019	
15007	4.18E-01	9.56E+01	CHORD-SID	22	KUANG	9.626	2.500	4.626	API-XP
10042	4.096	CROWN-SAD	3.56E-01	1.91E-02	0.00E+00	1.000	1.000	4.67E+08	
	82.955	YT	1.03E+00	3.20E-02	2.52E+00	1.000	9.626	9.626	
	7.87E-01	5.08E+01	BRACE-SID	22	KUANG	11.602	3.023	5.150	API-XP
	4.096	CROWN-SAD	3.56E-01	1.91E-02	0.00E+00	1.000	1.000	4.65E+08	
	82.955	YT	1.03E+00	3.20E-02	2.52E+00	1.000	11.602	11.602	

PAGE: 10

Print of Loadsets

SUB

PAGE: 1

Your Current Loadset is : LOADS

Loadset Name : LOADS
Loadset Text : None
Results file : R4

TESIS CON
FALLA DE ORIGEN