



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**

**ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA Y ARQUITECTURA  
UNIDAD PROFESIONAL ADOLFO LÓPEZ MATEOS**

**SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN**

**ANÁLISIS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL DE TUBERÍAS  
ASCENDENTES DE ACERO EN CATENARIA (SCR)**

**TESIS PARA OBTENER EL GRADO DE  
MAESTRO EN CIENCIAS  
EN ESTRUCTURAS  
PRESENTA:**

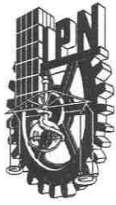
**CARLOS CASTELAZO CARRILLO**

**DIRECTORES DE TESIS  
DR. FRANCISCO CASANOVA DEL ÁNGEL  
DR. FEDERICO BARRANCO CICILIA**



**MÉXICO D.F**

**JUNIO 2010**



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL**  
**SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO**

SIP-14

*ACTA DE REVISIÓN DE TESIS*

En la Ciudad de México, D. F., siendo las 19:00 horas del día 23 del mes de junio del 2010 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de E.S.I.A. – U. Z. para examinar la tesis de titulada:  
“ANÁLISIS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL DE TUBERÍAS ASCENDENTES DE ACERO EN CATENARIA (SCR)”

Presentada por el alumno:

<u>Castelazo</u>	<u>Carrillo</u>	<u>Carlos</u>
Apellido paterno	Apellido materno	Nombre(s)

Con registro: 

A	9	6	0	8	1	0
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

**MAESTRO EN CIENCIAS EN ESTRUCTURAS**

Después de intercambiar opiniones los miembros de la Comisión manifestaron **SU APROBACIÓN DE LA TESIS**, en virtud de que satisface los requisitos señalados por las disposiciones reglamentarias vigentes.

LA COMISIÓN REVISORA

Director de tesis

  
\_\_\_\_\_  
Dr. Francisco Casanova del Angel

Director de tesis

  
\_\_\_\_\_  
Dr. Federico Barranco Cicilia

  
\_\_\_\_\_  
Dr. Jorge Luis Alamilla López

  
\_\_\_\_\_  
Dr. Esteban Flores Méndez

  
\_\_\_\_\_  
Dr. Ramsés Rodríguez Rocha

EL PRESIDENTE DEL COLEGIO

  
\_\_\_\_\_  
M. en C. Pino Durán Escamilla



SECCIÓN DE ESTUDIOS DE  
POSGRADO E INVESTIGACIÓN

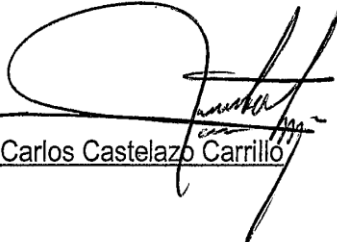


INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL  
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA DE CESIÓN DE DERECHOS

En la Ciudad de México el día 23 de Junio de 2010, el que suscribe Carlos Castelazo Carrillo alumno del programa de Maestría en Ciencia en Estructuras con número de registro A960810 adscrito a la Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura, Unidad Zacatenco, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección de Dr. Federico Barranco Cicilia y Dr. Francisco Casanova del Angel y cede los derechos del trabajo intitulado: ANÁLISIS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL DE TUBERÍAS ASCENDENTES DE ACERO EN CATENARIA (SCR), al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o directores del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección "[cccas@hotmail.com](mailto:cccas@hotmail.com)". Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo



Carlos Castelazo Carrillo

## *Dedicatoria*

A mi esposa e hijos, por compartir su vida y hacerme feliz en cada instante que estoy con ellos.

A mis padres quienes forjaron mi ser con amor y paciencia

## *Agradecimientos*

A DIOS creador y arquitecto de este universo que me provee todos los medios concebibles para mi realización en la vida

Agradezco También a mis asesores que continuaron apoyándome para la realización de este trabajo

DR. FEDERICO BARRANCO CICILIA  
DR. FRANCISCO CASANOVA DEL ÁNGEL

Agradezco a las instituciones que contribuyeron a mi formación profesional en sus aulas y oficinas, las cuales constituyen el pilar de desarrollo tecnológico del país

INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL  
INSTITUTO MEXICANO DEL PETRÓLEO  
PEMEX EXPLORACIÓN Y PRODUCCIÓN

## Resumen

Un ducto ascendente de acero en catenaria (SCR, por las siglas en inglés de Steel Catenary Riser) es la prolongación del ducto submarino que conduce los hidrocarburos provenientes de los pozos hasta la plataforma flotante de producción, con forma geométrica adoptada por la resultante de las fuerzas verticales como el peso y la flotación que actúan a lo largo de su longitud. Este tipo de ductos está sujeto a combinaciones extremas de tensión, flexión y presión a todo lo largo de su longitud por efecto de las acciones oceanográficas y los movimientos del sistema flotante. Bajo estas condiciones, el SCR debe ser evaluado contra el colapso y la ruptura. Los materiales de la tubería, la geometría y las cargas impuestas al ducto introducen incertidumbres tanto en la respuesta como la determinación de su resistencia, por lo cual es necesario contar con herramientas y metodologías basadas en confiabilidad estructural que permitan limitar el riesgo a una consecuencia aceptable de falla.

El objetivo del presente trabajo es el desarrollar una metodología para el análisis de confiabilidad estructural de ductos de acero en catenaria para su aplicación en sistemas flotantes de producción en aguas profundas. La metodología está basada en la obtención del valor esperado de la respuesta extrema del ducto ascendente para un estado de mar de largo plazo. A través de un análisis estructural hidrodinámico 3D del sistema flotante sujeto a cada estado de mar de corto plazo se obtiene la historia en el tiempo de la variación de las fuerzas axiales y momentos flexionantes en cada una de las secciones de interés del ducto ascendente. Para considerar la incertidumbre asociada a la geometría, el modelo de análisis y las propiedades de los materiales del ducto se seleccionaron variables aleatorias, las cuales son incorporadas en una relación de interacción (IR) dinámica para obtener la respuesta del ducto para cada estado de mar. La relación de interacción IR es utilizada para evaluar el estado límite último del ducto. Estas series de IR son usadas para la obtención de las distribuciones de probabilidad ajustadas a los valores máximos y extremos de la respuesta estructural de corto plazo. Las funciones de probabilidad de la IR de corto plazo se integran para obtener la distribución de probabilidad de largo plazo de la respuesta del ducto ascendente. Finalmente, para evaluar la respuesta extrema del ducto durante un periodo de análisis se considera que las tormentas de corto plazo constituyen un grupo de eventos independientes a lo largo de ellas mismas y su número de ocurrencias o lo largo del tiempo siguen una distribución de Poisson. Esta última distribución está condicionada a los valores de los efectos de las cargas y a las variables aleatorias, la cual es utilizada para obtener la probabilidad de falla del ducto ascendente utilizando el método de confiabilidad de primer orden (FORM, por las siglas en inglés de First Order Reliability Method). La metodología desarrollada es aplicada a dos ductos ascendentes de acero en catenaria en operación en una plataforma flotante de piernas atirantadas o TLP en un sitio en aguas profundas del Golfo de México. Los resultados muestran que la sección del ducto en la región de contacto con el fondo marino presenta la mayor probabilidad de falla debido a la combinación de los elementos mecánicos y la presión hidrostática externa.

## Abstract

A Steel Catenary Riser (SCR) is an extension of submarine pipeline, which carries oil from wells to floating production platform, with a geometric shape taken by the resultant vertical forces as the weight and buoyancy acting along its length. This SCR is subject to combination extreme tension, bending and pressure throughout its length by the effect of ocean environment and offset of floating system. Under these conditions, the SCR should be evaluated against the collapse and rupture. Pipe materials, geometry and loads introduce uncertainties in the response as the determination of their resistance, due to this fact it is necessary to have tools and methodologies based on structural reliability for limiting the risk to an acceptable consequence of fail.

The object of this study is to develop a methodology for structural reliability analysis of steel catenary riser for application in floating production systems in deep water. The methodology is based on obtaining the expected value of the extreme response of the riser for a long term sea state. Through a structural analysis of the 3D hydrodynamic floating system subject to several short-term sea states is obtained history in the time variations of the axial forces and bending moments in each of the riser sections of interest. To consider the uncertainty associated with the geometry, the model analytic and material properties were selected random variables, which are incorporated in a interaction ratio (IR) in order to obtain the dynamic response of the riser for each short-term sea state. The IR is used to evaluate the ultimate limit state of the SCR. This series of IR are used to obtain probability distributions fitted to samples of maxim and extreme responses. Probability functions of the short-term IR are integrated to obtain the distribution of long-term response of the riser. Finally, to evaluate the extreme response of the SCR for a period of time analysis it is considered that short-term storms are a group of independent events over themselves and their numbers of occurrences over time follows a Poisson distribution. This last distribution is conditional on the values of the loads effects and random variables, and it is used to obtain the probability of failure of the SCR using the First Order Reliability Method. The methodology is applied to two SCR in operation on a TLP in the deepwater Gulf of Mexico. The results show that the section of the riser in the touchdown point with the seabed has the highest probability of failure due to a combination of mechanical stresses and external hydrostatic pressure

# ANÁLISIS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL DE TUBERÍAS ASCENDENTES DE ACERO EN CATENARIA (SCR)

## Contenido general

	Pág.
<b>Capítulo I Generalidades</b>	
I.1 Antecedentes	1
I.2 Estado del arte	5
I.3 Objetivo	6
I.4 Justificación	7
I.5 Solución propuesta	7
I.6 Organización de la tesis	8
<b>Capítulo II Criterios de diseño y relación de interacción</b>	
II.1 Ducto ascendente de acero en catenaria	9
II.1.1 Punto de contacto con el fondo marino	10
II.2. Modelo de análisis del ducto ascendente en catenaria	11
II.2.1 Fuerzas de oleaje	13
II.2.2 Fuerzas de oleaje de primer orden	14
II.2.3 Fuerza de corriente marina	14
II.2.4 Fuerzas del viento	15
II.2.5 Simulación de series de tiempo	15
II.3 Modelos numéricos para la determinación de la resistencia de la tubería	16
II.3.1 Resistencia del ducto al colapso por efecto de la presión (interna y externa)	16
II.3.1.1 Efectos de la presión en la tensión	19
II.3.2 Resistencia del ducto al colapso por efecto de la presión, tensión y curvatura	20
II.4 Resistencia del ducto al colapso por efectos de cargas combinadas	21
II.4.1 Evaluación comparativa entre modelos numéricos de relación de interacción por cargas combinadas	25
II.4.2 Estado límite último del ducto de acero en catenaria	28
<b>Capítulo III Análisis de confiabilidad de ductos de acero en catenaria</b>	
III.1. Principios del análisis de confiabilidad	29
III.1.1 Métodos de estimación de probabilidad de falla	30

III.1.2 Método de confiabilidad de primer orden	31
III.1.3 Selección de variables aleatorias del ducto ascendente de acero en catenaria para análisis de confiabilidad	33
III.1.4 Relación de interacción del ducto ascendente de acero en catenaria	38
III.1.5 Análisis estructural del sistema flotante	40
III.2. Análisis de confiabilidad del ducto ascendentes de acero en catenaria	41
III.2.1 Probabilidad de falla del ducto ascendente	41
III.2.2. Distribuciones de probabilidad de respuestas máxima y extrema	42
III.2.3 Modelo de Weibull para ajuste de las distribuciones de probabilidad de respuestas máximas	44
III.3 Metodología para el análisis de confiabilidad estructural de ductos ascendentes de acero en catenaria	46
 <b>Capítulo IV Aplicación a un ducto ascendente de acero en catenaria en un campo típico del Golfo de México</b>	
IV.1. Descripción del sistema acoplado TLP-ducto ascendente y de los estados de mar	50
IV.1.1 Características del ducto ascendente de acero en catenaria	52
IV.1.2 Condiciones ambientales	53
IV.2 Análisis estructural del sistema acoplado TLP-ducto ascendente	54
IV.2.1 Prediseño del ducto ascendente	55
IV.2.2 Procedimiento de análisis del estado límite último del ducto	57
IV.2.3 Cálculo de esfuerzos extremos en el ducto ascendente	58
IV.3 Cálculo de probabilidad de falla	64
IV.3.1 Probabilidad de falla aceptable	64
IV.3.2 Análisis de resultados de probabilidad de falla	65
IV.3.3 Importancia de las variables aleatorias en la confiabilidad estructural	67
<b>Conclusiones</b>	71
<b>Referencias bibliográficas</b>	73



## Lista de Figuras

Figura I.1	Sistemas flotantes de producción y almacenaje, fuente: <a href="http://www.technip.com">www.technip.com</a> .	1
Figura I.2	Sistema de ductos de acero en catenaria, fuente: <a href="http://www.seasteading.org">www.seasteading.org</a> .	3
Figura II.1	Arreglo de un ducto ascendente de acero en catenaria (SCR), fuente: API,1998	10
Figura II.2	Ilustración de la configuración general del modelo estructural de la TLP.	11
Figura II.3	Presión de ruptura para dos tuberías con diámetro de 323.9 mm y 406.4 mm.	19
Figura II.4	Relación de interacción presión-tensión-curvatura, (Bai Y. et al., 1997).	21
Figura II.5	Gráficas de resistencias últimas para a) $p/p_c = 0.0$ , b) $p/p_c = 0.2$ .	26
Figura II.6	Gráficas de resistencias últimas para c) $p/p_c = 0.3$ , d) $p/p_c = 0.4$ .	27
Figura III.1	Visualización de resultados de la simulación Monte Carlo, (Bjørset, A. 2000).	31
Figura III.2	Representación esquemática de los métodos de confiabilidad FORM y SORM, (Bjørset, A. 2000).	31
Figura III.3	Funciones de probabilidad acumuladas de valores máximos observados del IR para los ductos de estudio.	45
Figura III.4	Distribuciones de probabilidad ajustadas de los valores máximos observados con el modelo de Weibull.	46
Figura IV.1	Localización de pozos exploratorios Noxal-1 y Lakach-1, fuente: PEP, (2008).	49
Figura IV.2	Arreglo TLP-Ducto ascendente en catenaria. Fuente: <a href="http://www.2hoffshore.com.br">www.2hoffshore.com.br</a> .	50
Figura IV.3	Vista en planta de la TLP seleccionada para análisis, Barranco C.F.,(2004).	51
Figura IV.4	Vista en elevación de la TLP seleccionada para análisis.	52
Figura IV.5	Configuración estática del ducto de acero en catenaria de análisis.	53
Figura IV.6	Ilustración de la configuración del ducto ascendente en posiciones lejana y cercana.	55
Figura IV.7	Ilustración de las secciones del ducto ascendente seleccionadas para el análisis de confiabilidad.	59
Figura IV.8	Diagramas de elementos mecánicos para las secciones del ducto 1.	60
Figura IV.9a	Relación de interacción en la sección 2 del ducto 1 para el huracán Roxanne.	61

Figura IV.9b	Historia de la tensión efectiva en la sección 2 ducto 1 para el huracán Roxanne.	61
Figura IV.9c	Historia del momento flexionante Myz en la sección 2 del ducto 1 para el Huracán Roxanne.	62
Figura IV.10	Diagramas de elementos mecánicos para las secciones del ducto 2.	62
Figura IV.11a	Relación de interacción en la sección 2 del sistema TLP-ducto 2 para el huracán Roxanne.	63
Figura IV.11b	Historia de la tensión efectiva en la sección 2 del ducto 2 para el huracán Roxanne.	63
Figura IV.11c	Historia del momento flexionante Myz en la secciones 2 del ducto 2 para el huracán Roxanne.	63
Figura IV.12a	Distribuciones de valores máximos y extremos de IR ajustada para la sección 2 del ducto 1 bajo el estado de mar del huracán Roxanne.	64
Figura IV.12b	Distribuciones de valores máximos y extremos de IR ajustada para la sección 2 del ducto 2 bajo el estado de mar del huracán Roxanne.	64
Figura IV.13	Factor de importancia de las variables aleatorias asociadas con la presión interna y externa.	68
Figura IV.14	Factor de importancia las variables aleatorias asociadas con los esfuerzos axiales y de flexión.	69
Figura IV.15	Factor de importancia de las variables aleatorias asociadas con los componentes estáticos y dinámicos de la respuesta del ducto.	69
Figura IV.16	Factor de importancia de la variable aleatoria asociada con el esfuerzo de fluencia del ducto ascendente..	70

### Lista de Tablas

Tabla I.1	Documentos normativos basados en confiabilidad.	4
Tabla II.1	Cinemática de las partículas de agua de acuerdo con la teoría lineal de Airy.	13
Tabla II.2	Factor de fabricación $\alpha_{fab}$ propuesto en DNV OS F201 (DNV, 2001).	18
Tabla II.3	Coeficientes de variación CoV para las relaciones de interacción.	28
Tabla III.1	Variables con incertidumbre en el cálculo de la resistencia del ducto.	34
Tabla III.2	Tolerancias permisibles en ovalación del cuerpo de la tubería de acuerdo con API SPEC5L, (API, 2004).	35
Tabla III.3	Tolerancias permisibles de espesor de tuberías de acuerdo con API SPEC5L (API, 2004).	35
Tabla III.4	Tolerancias permisibles del diámetro en los extremos de tuberías de acuerdo con API SPEC5L (API, 2004).	36
Tabla III.5	Distribuciones de probabilidad de las variables aleatorias para el análisis de confiabilidad.	37
Tabla VI.1	Pozos exploratorios perforados en aguas profundas (PEMEX, 2009)	48

Tabla IV.2	Características de la plataforma TLP utilizada para el análisis.	51
Tabla IV.3	Características de los tendones de la plataforma TLP utilizada para el análisis.	52
Tabla IV.4	Parámetros meteoceánicos de las tormentas de corto plazo.	54
Tabla IV.5	Parámetros de diseño del ducto ascendente.	56
Tabla IV.6	Características de los ductos ascendentes utilizados para el análisis.	57
Tabla IV.7	Elementos mecánicos para las secciones del ducto 1 para huracán Roxanne (1995).	60
Tabla IV.8	Elementos mecánicos para las secciones del ducto 2 para huracán Roxanne (1995).	62
Tabla IV.9	Probabilidad de falla $p_f$ e índice de seguridad $\beta$ vs Clase de seguridad.	65
Tabla IV.10	Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 1 con espesor original.	65
Tabla IV.11	Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 1 con nuevo espesor $t_2$ .	66
Tabla IV.12	Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 2.	66
Tabla IV.13	Factor de importancia de variables aleatorias en el cálculo de la probabilidad de falla del ducto 1.	67
Tabla IV.14	Factor de importancia de variables aleatorias en el cálculo de probabilidad de falla del ducto 2.	68

## Simbología

$A_e, A_i$	Áreas exterior e interior del ducto, respectivamente.
$A_s$	Área de la sección transversal de la tubería
$\bar{C}$	Matriz de amortiguamiento del sistema de ecuaciones de equilibrio
$C_M$	Coefficiente de inercia empleado en la ecuación de Morison
$C_d$	Coefficiente de arrastre empleado en la ecuación de Morison
$D$	Diámetro nominal de la tubería
$D_{e_{max}}, D_{e_{min}}$	Diámetro exterior máximo y mínimo de tubería
$\vec{d}_i$	Vector de búsqueda de la dirección en método FORM
$E$	Módulo de elasticidad del material de la tubería
$\vec{F}(\cdot)$	Vector de fuerzas actuantes en la TLP
$F_d$	Factor de diseño empleado en la relación de interacción propuesta por ISO-DIS-13628-7 (ISO, 2001)
$F_{TC}$	Resistencia al esfuerzo de tensión utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$F_{BC}$	Resistencia a esfuerzo de flexión utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_o$	Ovalación inicial de la tubería
$f_y$	Esfuerzo de fluencia del material de la tubería
$f_u$	Esfuerzo de resistencia último del material de la tubería
$f_T$	Esfuerzo de tensión actuante utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_B$	Esfuerzo de flexión actuante utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_{T,CE}$	Esfuerzo axial debido a las cargas estáticas utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_{B,CE}$	Esfuerzo flexionante debido a las carga estáticas utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_x(\vec{x})$	Función de densidad de probabilidades conjunta de las variables $\vec{X}$
$f_Y(\vec{Y})$	Función de densidad de probabilidad conjunta de los parámetros ambientales del estado de mar (tormentas) de corto plazo.
$f_T(t)$	Esfuerzo debido a las cargas axiales utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)

$f_B(t)$	Esfuerzo debido al momento flexionante utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_{T,CA}(t)$	Esfuerzo axial debido a las cargas ambientales dinámicas utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$f_{B,CA}(t)$	Esfuerzo flexionante debido a las cargas ambientales utilizado en la relación de interacción de Moan T. et al. (1994)
$g$	Aceleración de la gravedad
$g(\vec{X})$	Función de estado límite en el espacio original de las variables $\vec{X}$
$g(\vec{U})$	Función de estado límite en el espacio transformado
$h$	Diferencia de altura entre la sección analizada y el punto de referencia de presión interna
$h_s$	Profundidad con respecto al nivel medio del mar de la sección de análisis
$H_m$	Altura de la marea
$H_s$	Altura significativa del oleaje
$IR(t, \vec{Y}   \vec{X}, \vec{z})$	Relación de interacción dependiente de los parámetros ambientales, condicionada a las variables aleatorias $\vec{X}$ y propiedades estructurales $\vec{z}$
$J$	Jacobiano de la transformación de las variables $\vec{X}$ a $\vec{U}$
$\vec{K}$	Matriz de rigidez del sistema acoplado TLP-ducto ascendente
$k_a$	Exponente de la ecuación la relación de interacción propuesta por Moan et al. (1994)
$k_b$	Exponente de la ecuación la relación de interacción propuesta por Moan et al. (1994)
$\eta_a$	Amplitud de ola utilizada para el cálculo de la cinemática de las partículas de agua en la teoría lineal de Airy
$n$	Parámetro de deformación de Bai Y. et al. (1997) para la obtención de la resistencia a la tensión de la tubería.
$\vec{M}$	Matriz de masa del sistema de ecuaciones de equilibrio
$M_d$	Momento flexionante de diseño utilizado en la relación de interacción propuesta por DNV-OS-F201, DNV, 2001.
$M_k$	Resistencia plástica por momento flexionante utilizado en la relación de interacción propuesta por DNV-OS-F201, DNV, 2001.
$M_{CO}$	Momento de colapso actuante utilizado en la relación de interacción de Bai Y. et al. 1997.

$M_{CO}^*$	Momento de colapso bajo flexión pura utilizado en la relación de interacción de Bai Y. et al. 1997.
$M_{CO}^{**}, T_{CO}^{**}$	Momento y tensión de colapso bajo cargas acopladas después de que la presión externa $P_{CO}$ ha sido aplicada utilizados en la relación de interacción de Bai Y. et al. 1997.
$\vec{M}_F = [M_y, M_z]$	Momento flexionante debido a cargas estáticas en las direcciones $y$ y $z$ , respectivamente
$\vec{M}(t) = [M_y(t), M_z(t)]$	Historia en el tiempo del momento flexionante debido a las cargas dinámicas en las direcciones $y$ y $z$ , respectivamente
$\vec{M}_d(t)$	Momento de diseño definido por el análisis de estado límite último del ducto ascendente
$pf$	Probabilidad de falla del ducto ascendente en catenaria
$P_{CO}^*$	Presión de colapso bajo presión pura utilizados en la relación de interacción de Bai Y. et al. 1997
$p_C$	Presión de colapso hidrostático calculada para la tubería
$p_p$	Presión de colapso plástico calculada para la tubería
$p_{el}$	Presión de colapso elástico calculada para la tubería
$P_e, P_i$	Presión externa e interna en la sección analizada del ducto ascendente
$R(\vec{X})$	Vector de variables aleatorias que afectan a la resistencia del ducto
$\frac{\partial u}{\partial t}, \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}$	Velocidad y aceleración estructural
$S$	Relación entre el esfuerzo de fluencia en la dirección circunferencial y longitudinal, dado el esfuerzo axial
$S(\vec{X})$	Vector de variables que afectan a las cargas
$t_a$	Variable en el tiempo utilizada en la teoría lineal de Airy
$t$	Espesor nominal especificado de la tubería
$t_2$	Espesor nominal especificado de la tubería sin incluir sobre espesor por corrosión
$t_{nom}$	Espesor nominal de la pared de la tubería calculado

$t_{corr}$	Espesor adicional de la pared de la tubería por efecto de la corrosión
$t_{fab}$	Espesor adicional de la pared de la tubería por defectos de fabricación
$TA$	Tiempo de análisis considerado para estimar la probabilidad de falla del ducto
$T_e$	Tensión efectiva aplicada al ducto ascendente
$T_{o,fy}$	Resistencia a la tensión propuesta por Bai Y. et al. 1997
$T_p$	Periodo pico del oleaje para las diferentes tormentas de corto plazo
$T_{eF}$	Tensión efectiva aplicada al ducto
$T_{eF}$	Tensión efectiva por cargas funcionales por el análisis de estado límite último del ducto ascendente
$T_{eE}$	Tensión efectiva por cargas ambientales por el análisis de estado límite último del ducto ascendente
$T_w$	Tensión real en la pared de la tubería
$T_k$	Resistencia plástica axial utilizada por DNV-OS-F201, DNV, (2001)
$T_{CO}^*$	Tensión de colapso bajo pura tensión propuesta por Bai Y. et al. 1997
$T_{CO}$	Tensión de colapso actuante propuesta por Bai Y. et al. 1997
$T_{e,CE}$	Tensión efectiva por cargas estáticas
$T_{e,CA}(t)$	Tensión efectiva por cargas ambientales dinámicas
$T_e(t)$	Historia en el tiempo de la tensión efectiva por el análisis de estado límite último del ducto ascendente
$T_{ed}(t)$	Componente dinámica para la tensión efectiva por el análisis de estado límite último del ducto ascendente
$T_e(t)$	Tensión resultante del análisis de respuesta
$\ddot{x}$	Vector de aceleraciones del sistema global de la estructura

$\dot{x}$	Vector de velocidades del sistema global de la estructura
$x$	Vector de desplazamiento del sistema global de la estructura
$u$	Desplazamiento lateral in dirección de la carga
$\dot{u}$	Velocidad horizontal de las partículas de agua en la dirección perpendicular del elemento utilizada en la ecuación de Morison
$\ddot{u}$	Aceleración horizontal de las partículas de agua utilizada en la ecuación de Morison
$v$	Velocidad de Corriente
$\vec{U}$	Vector de variables Normales estándar estadísticamente independientes
$\phi U_i(u_i)$	Función de densidad de probabilidades marginal del vector de variables aleatorias Normal estándar en el punto de diseño
$\bar{U}^*$	El punto de diseño en la superficie de falla
$U = T(U)$	Vector de variables Normales estándar obtenidas de la aplicación de la transformación $T(\cdot)$ a las variables básicas $X$
$U_{n+1}$	Variable auxiliar Normal estándar con desviación estándar 1.0 y media 0.0
$\frac{\partial u}{\partial z}, \frac{\partial^2 u}{\partial z^2}$	Velocidad y aceleración del fluido
$V_v$	Velocidad del viento para las tormentas de corto plazo
$V_i$	Velocidad del fluido interno
$V_c$	Velocidad de la corriente superficial para las tormentas de corto plazo
$W_e$	Peso efectivo (peso de tubería sumergida incluyendo contenido)
$x_a$	Dirección de la propagación de la ola utilizada en la teoría lineal de Airy
$X_{CE}$	Variable aleatoria asociada a los efectos de las cargas estáticas
$X_{CA}$	Variable aleatoria asociada a los efectos de las cargas ambientales
$X_{IR, Pi}$	Variable aleatoria asociada a la presión interna
$X_{IR, T}$	Variable aleatoria asociada a la incertidumbre en el valor del esfuerzo axial obtenido con el modelo numérico



$X_{IR,B}$	Variable aleatoria asociada a la incertidumbre en el valor del esfuerzo flexionante obtenido con el modelo numérico
$X_{Fy}$	Variable aleatoria asociada a la incertidumbre del esfuerzo de fluencia
$X_{IR,P}$	Variable aleatoria asociada a la incertidumbre en el cálculo del esfuerzo de colapso hidrostático con el modelo numérico.
$\vec{X}$	Vector de variables aleatorias en el estado límite
$\vec{Y}$	Vector de parámetros ambientales que definen un estado de mar
$z_a$	Coordenada vertical positiva, ( $z = 0$ para el nivel medio del mar) utilizada en la teoría lineal de Airy
$Zc$	Módulo de sección de la tubería
$\alpha_{fab}$	Factor de fabricación
$\alpha_c$	Factor que relación a la deformación con el espesor de pared
$\alpha_j$	Coseno director del vector normal a la superficie de falla
$\beta$	Índice de confiabilidad determinado por el método FORM
$\rho$	Densidad del agua de mar
$\rho_e \rho_i$	Densidades del fluido externo e interno
$\gamma_{am}$	Peso específico del agua de mar
$\gamma_m \gamma_{SC}$	Factores de resistencia de material y seguridad
$\theta_o$	Dirección de incidencia del oleaje de las tormentas de corto plazo
$\theta_c$	Dirección de incidencia de la corriente de las tormentas de corto plazo
$\theta_v$	Dirección de incidencia del viento de las tormentas de corto plazo
$u_g$	Parámetro de localización de la distribución de probabilidad del modelo de Gumbel
$\alpha_g$	Parámetro de escala de la distribución de probabilidad del modelo de Gumbel
$u_w$	Parámetro de localización de la distribución de probabilidad del modelo de Weibull
$\alpha_w$	Parámetro de escala de la distribución de probabilidad del modelo de Weibull
$\lambda_w$	Parámetro de forma de la distribución de la distribución de probabilidad del modelo de Weibull
$\lambda_i$	Magnitud del incremento en el algoritmo de búsqueda del método FORM
$\sigma_x$	Esfuerzo tensión puede ser calculada con la siguiente condición de fluencia propuesta por Hill R. (1950)

$\sigma_{\theta}$	Esfuerzo de membrana
$\Gamma(\cdot)$	Función Gama para la obtención de los parámetros estadísticos de la distribución de Weibull
$\Phi(\cdot)$	Distribución de probabilidades acumuladas de una variable normal estándar
$\nabla g(U_i)$	Gradiente de la función estado límite en el algoritmo de búsqueda del método FORM
$\nu$	Relación de Poisson del material

# Capítulo I

## Generalidades

### I.1 Antecedentes

En años recientes la demanda de hidrocarburos (aceite o gas) ha originado la necesidad de desarrollar campos costa afuera en tirantes mayores a los 500 m (aguas profundas), entendiéndose por tirante la distancia del fondo marino al nivel medio del mar. Las soluciones de ingeniería comúnmente empleadas para la producción de hidrocarburos en aguas someras son plataformas fijas consistentes en marcos de acero tubulares, cubiertas e instalaciones superficiales para el procesamiento, generación de energía y alojamiento del personal, entre otros. Sin embargo, en aguas profundas las plataformas fijas presentan limitaciones técnicas y económicas. En estas condiciones, los sistemas flotantes de producción como los FPSO (del inglés Floating Production, Storage and Offloading), las TLP (del inglés Tension Leg Platform), las plataformas Semisumergibles y las tipo Spar Buoy, mostradas en la figura I.1, constituyen alternativas viables tanto técnica como de rentabilidad para explotar este tipo de campos.

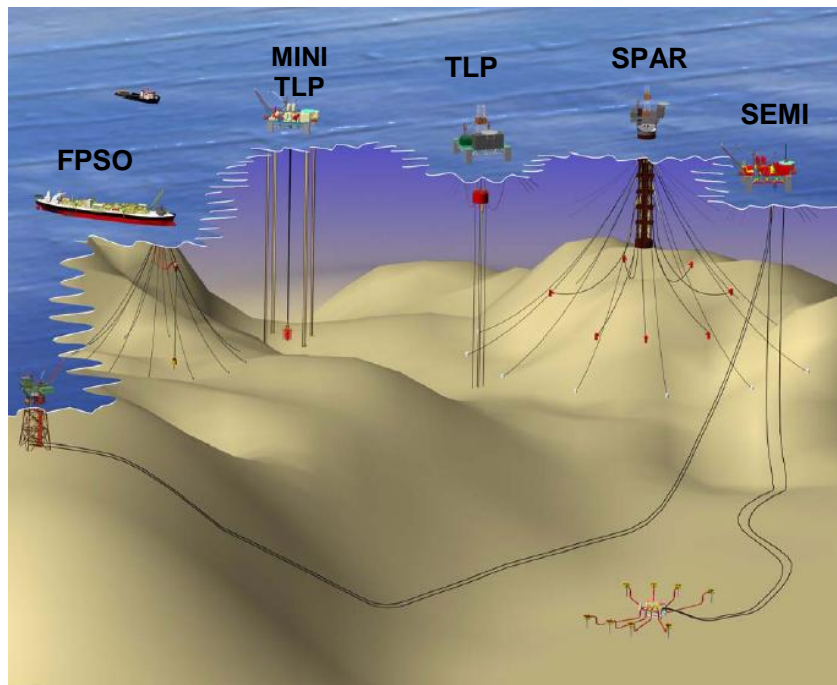


Figura I.1 Sistemas flotantes de producción y almacenaje, fuente: [www.technip.com](http://www.technip.com).

El uso de sistemas flotantes de producción y almacenaje requiere de ductos para el transporte de hidrocarburos que soporten las combinaciones extremas de esfuerzos originados por la presión hidrostática y las cargas transmitidas tanto por el sistema flotante como por las acciones oceanográficas. Los ductos del tipo flexible han sido usados exitosamente en aguas de 800 a 1,200 m de profundidad pero con diámetros de hasta 304 mm. Sin embargo, en profundidades mayores los ductos rígidos pueden disminuir el número de tuberías empleadas aumentando el diámetro de la tubería con una aceptable capacidad para soportar las combinaciones de esfuerzos.

La función principal de un sistema de ductos es transportar fluidos entre dos puntos. El sistema de ductos que transporta fluidos y/o herramientas para operaciones de perforación, desde o hacia el lecho marino y el sistema flotante se conocen como ductos ascendentes (Riser) y son comúnmente agrupados en las siguientes categorías dependiendo su aplicación: de perforación, de terminación, de exportación, de inyección y de producción.

Los ductos ascendentes son operados desde el sistema flotante, siendo el factor fundamental para la selección del tipo de configuración del ducto la forma de como son absorbidos por el ducto los movimientos del sistema flotante. Este factor incide en la división de los ductos ascendente en dos tipos: tensionados y ajustables o plegables.

Los ductos tensionados se encuentran soportados por una fuerza aplicada en su extremo superior y están restringidos para seguir los movimientos horizontales (traslación) del sistema flotante. El comportamiento del ducto ascendente es gobernado por la tensión aplicada y el peso efectivo de la tubería. El movimiento vertical entre el ducto ascendente y el sistema flotante se conoce como viaje (stroke). La tensión superior y el viaje son los parámetros que controlan el comportamiento mecánico de la tubería. El ducto ascendente tensionado representa una alternativa en el empleo de sistemas flotantes de bajos movimientos verticales como las plataformas de piernas atirantadas o TLP y las Spar Buoys. Estas plataformas comúnmente son equipadas con sistemas hidráulicos de compensación vertical para mantener constante el valor de la tensión aplicada al riser.

El ducto ascendente ajustable o plegable es diseñado para absorber los movimientos del sistema flotante por cambios en su geometría con o sin el uso de sistemas de compensación vertical. Este ducto es comúnmente empleado en aplicaciones como exportación, inyección y producción. La flexibilidad de la tubería permite operar en profundidades convencionales (mayores a 800 m) en arreglos de tubería flexible con configuraciones como S, en arcos reducidos o prolongados y en catenaria simple. En aguas profundas es posible utilizar arreglos con tubería rígida o una combinación de ambos

La combinación de tubería flexible y rígida se conoce como ductos ascendentes híbridos. Un tipo común de ductos ascendentes híbridos es el conjunto de tubería rígida de acero unida a una torre de flotación de la cual sale un ducto flexible en forma de catenaria que finalmente se conecta al sistema flotante. Este concepto fue utilizado en el Golfo de México (USA) en 1988 por la compañía Placid en el bloque 29 del Green Canyon; posteriormente, fue utilizado en 1994 por Enserch en el bloque 388

de Garden Banks; y en el año 2001, tres sistemas híbridos fueron instalados en el campo Girasol en las costas de Angola.

El ducto ascendente plegable más simple es el ducto de acero en catenaria (SCR por las siglas en inglés de Steel Catenary Riser), figura I.2. Los SCR's pueden ser parte de los sistemas de ductos ascendentes híbridos; sin embargo, también es utilizado por sí solo. Esta catenaria está compuesta por grandes extensiones de tubería de acero ancladas en el lecho marino y tendido de manera que forman una catenaria con relación al sistema flotante y el lecho marino. Este sistema se ha vuelto en un corto tiempo una alternativa económica para conectar tuberías de producción y pozos en campos localizados en aguas profundas. El primer desarrollo de este tipo fue utilizado en la TLP Auger en 1993. Actualmente se cuenta con alrededor de 50 SCR's instalados en el Golfo de México (USA); además, se planean utilizar más SCR's en las costas de África (Hatton S. A. and Willis N., 1998). Mientras la forma de catenaria ha permanecido sin variaciones, anualmente se han publicado artículos que sugieren que la predicción de su comportamiento continúa siendo un reto porque incrementó su uso en aguas más profundas con poca o nula información oceanográfica. Mientras las alturas de ola son conocidas y hasta predecibles con cierto margen de error aceptable, de las corrientes oceánicas no se puede decir lo mismo, especialmente de las corrientes bajo la superficie del mar, las cuales no son fáciles de medir y obedecen a fenómenos todavía en estudio.

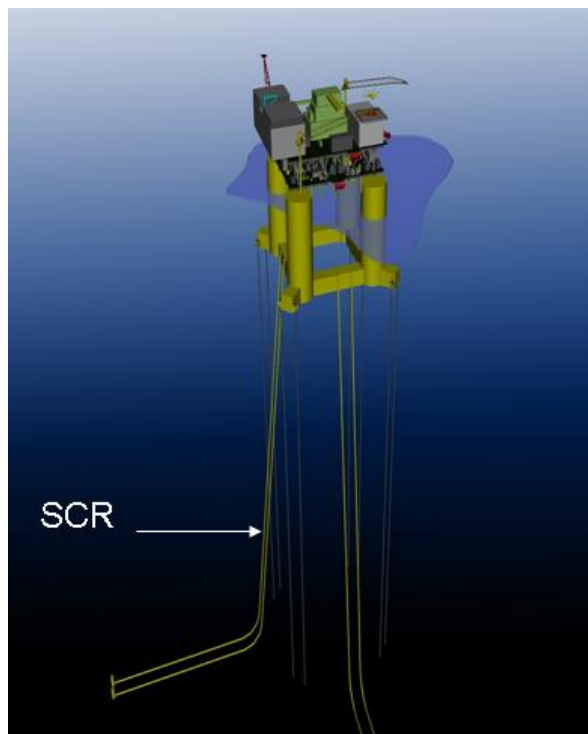


Figura I.2 Sistema de ductos de acero en catenaria, fuente: [www.seasteading.org](http://www.seasteading.org).

Debido al comportamiento dinámico del ducto de acero en catenaria, originado por las acciones actuantes, a su flexibilidad y esbeltez, los siguientes son algunos aspectos importantes a considerar para su diseño:

- Grandes movimientos de los sistemas flotantes en aguas profundas con relación a su profundidad. Las recomendaciones prácticas de diseño, como las emitidas por API y DNV, establecen desplazamientos laterales permisibles de entre 3 y 4 % del tirante para condiciones normales de operación y entre 7 y 8% para condición de tormenta.
- Efectos de deformaciones plásticas durante la instalación y servicio, además de sus efectos en la vida útil del ducto.
- Efectos de la corrosión.
- Pocas herramientas analíticas confiables, escasez de bases de datos experimentales para evaluar la vibración inducida por vórtices (VIV) y para evaluar la efectividad de los mecanismos de supresión del VIV ante las variaciones de corriente para las condiciones del sur del Golfo de México (Molina-Pasquel H, J.M, 2007).

Para considerar estas incertidumbres en el diseño de los ductos es necesario el uso de metodologías de diseño basadas en confiabilidad. En estas metodologías es posible incorporar la naturaleza aleatoria de las cargas y las resistencias estructurales de la tubería, entre otros. Expresando estas incertidumbres de manera estadística y con una medición racional de la seguridad se puede estimar una probabilidad de falla del ducto ascendente, a través de la cual se puede limitar el riesgo de una inaceptable consecuencia de falla. El mayor beneficio de un diseño basado en confiabilidad es que el diseñador puede crear un sistema de ducto ascendente tanto eficiente como seguro para un nivel de riesgo especificado como aceptable.

Cuando hablamos de confiabilidad estructural nos referimos a la probabilidad de que un elemento o sistema estructural satisfaga un estado límite. Este estado límite puede ser el estado último de falla, como el colapso, u otra condición indeseable (vibración excesiva o deflexión) que impida que el ducto cumpla con las funciones para las cuales fue diseñado. El tratamiento de la naturaleza aleatoria de las cargas y de la resistencia estructural, usando la teoría de la probabilidad, ha sido la herramienta de última generación para el establecimiento de códigos y prácticas de diseño basadas en confiabilidad, entre los cuales se pueden mencionar los indicados en la tabla I.1.

Tabla I.1 Documentos normativos basados en confiabilidad.

<b>Documento normativo</b>	<b>País de origen</b>
DNV-OS-F201	Noruega
API RP 1111	EUA
CSA Z662-03	Canadá
ISO-16708:2006	Internacional

La filosofía planteada en estos códigos y estándares se basa en considerar la incertidumbre en las cargas y las resistencias de los elementos estructurales y establecer para cada una de las variables aleatorias factores parciales de seguridad.

Considerando lo anterior, en este trabajo se desarrolla una metodología para el análisis de confiabilidad estructural de un ducto de acero en catenaria en sistemas flotantes de producción para la explotación de hidrocarburos en aguas profundas y su aplicación en diseños acordes a las condiciones ambientales típicas del Golfo de México.

## **I.2 Estado del arte.**

Durante los últimos años han sido publicados trabajos y artículos técnicos que proponen materiales, configuraciones y modelos de análisis para efectuar el diseño de ductos de acero en catenaria para diferentes condiciones de operación.

La base para el diseño del sistema de ductos ascendentes es la determinación de la resistencia de las tuberías sujetas a combinaciones de esfuerzos axiales, flexionantes y de presión. En este campo se han desarrollado investigaciones experimentales para obtener un adecuado conocimiento del comportamiento de tuberías, las cuales han sido efectuadas sobre miembros tubulares sujetos a combinaciones de carga axial, presión y flexión, como los trabajos siguientes: *Limit state formulations for TLP Tendon and steel bodies* (Estefen S.F. et al., 1994), *Tube collapse under combines external pressure, tension and bending* (Bai Y. et al., 1997), *Limit states for the ultimate strength of tubulars subjected to pressure, bending and tension loads* (Moan T. et al. 1994) y *Bending moment capacity of pipes* (Hauch and Bai, 1999). Estos estudios han aportado las bases para el desarrollo de diferentes códigos y prácticas de diseño de risers y tuberías en aguas profundas, como son el caso de DNV-OS-F201, *Dynamic Riser: Offshore Standard* (DNV, 2001), *Recommended practice RP-1111, Design, Construction, Operation, and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)* (API, 1999), y *Recommended practice 2RD Design of Riser for Floating Production Systems (FPSs) and Tension-Leg Platforms (TLPs)* (API, 1998).

En el ámbito nacional se han hecho esfuerzos en la determinación de criterios de diseño de tuberías submarinas para el transporte de hidrocarburos para las características y condiciones en la Sonda de Campeche, por mencionar alguna publicaciones: *Risk Assessemt & Management Base Criteria a for Design and Requalification of Pipeline and Riser in the Bay of Campeche* (Bea R. et al., 1998), *Transitory Criteria For Design and Requalification of Submarine Pipelines in the Bay of Campeche* (Valdés V. M., et al., 2000), *Risk Assessment and Management (RAM) Based Guidelines for Requalification of Marine Pipelines* (Bea R. and Xu T., 2000), los cuales aportaron datos para emitir normas aplicables al diseño de líneas submarinas, como la NRF-013-PEMEX-2005 Diseño de líneas Submarinas en el Golfo de México (PEMEX, 2006).

Publicaciones como *Advances In Steel Catenary Riser Desing* (Howells H., 1995) y *Riser Selection For Deep Water Floating Production Systems* (Hatton S. A. and Willis N., 1998) pueden ser tomadas como referencia para evaluar los beneficios que aportan las diferentes configuraciones de ductos en

catenaria y proponer cambios de configuración para mejorar el desempeño estructural del riser. La instalación típica de este tipo de ducto de acero en catenaria ha sido en plataformas de piernas tensionadas; sin embargo, los SCR han sido instalados en plataformas flotantes semi-sumergibles tal es el caso de los empleados en el campo Marlín en profundidades que varían de los 800 a 3,000 m de profundidad (Moros P. 2004). En publicaciones recientes se ha planteado el uso de SCRs en aplicaciones en aguas ultra profundas con tirantes mayores a 3,000 m (Franciss R., 2005), (Xu J., et al., 2006) y (Guesnon J., et al., 2002).

Para determinar los esfuerzos y deformaciones de los ductos ascendentes es necesario efectuar un análisis dinámico acoplado sistema flotante-líneas de amarre-ducto debido a la interacción de los elementos estructurales y a los efectos que transmiten uno a otro como se plantea en *An Analysis of Marine Riser For Deep Water* (Burke B., 1974) y *Time And Frequency Domain Coupled Analysis Of Deepwater Floating Production Systems* (Low Y. M. And Langley R.S., 2007). Una vez determinada la variación en el tiempo de los elementos mecánicos a todo lo largo del ducto ascendente, la magnitud de estos determinan las secciones críticas para el análisis de confiabilidad. Las secciones críticas son aquellas que presentan mayor concentración de esfuerzos.

Finalmente, empleando las metodologías de confiabilidad como las planteadas en *Reliability Analysis of Flexible Riser Systems* (Leira, B.J., et al., 1993), *Reliability-Based Design Criterium for a TLP Tendon System* (Barranco C. F., 2004), *Reliability Analysis of A Top-Tensioned TLP Riser Joint Industry Project* (Risk Engineering, 2001), *Limit States for the Ultimate Strength of Tubulars Subjected to Pressure, Bending and Tension Loads* (Moan T. et al., 1994) y códigos como *DNV-OS-F201 Dynamic Risers* (DNV,2001) y *API Recommended Practice 1111* (API,1999), se determina la probabilidad de falla del ducto ascendente condicionada a las cargas impuestas. Las publicaciones antes indicadas proveen un marco de referencia para el diseño con un nivel de seguridad aceptable por la industria para los diferentes estados límite a que está sujeto un ducto ascendente de acero.

Recientemente, la Internacional Standarization Organization (ISO) a través de su comité técnico ISO/TC 67 y como resultado de la integración de la bibliografía existente, ha publicado los estándares ISO-2394:1998 *General Principles On Reliability For Structures* (ISO, 1998) e ISO-16708:2006 *Petroleum And Natural Gas Industries, Pipeline Transportation Systems, Reliability-Based Limit State Methods* (ISO, 2006). Estos documentos plantean principios y métodos basados en confiabilidad y estados límite para el diseño de sistemas de tuberías de transporte de hidrocarburos.

### **I.3. Objetivo**

El objetivo del presente trabajo es desarrollar una metodología para el análisis de confiabilidad estructural del estado límite último de ductos de acero en catenaria SCR para su aplicación en sistemas flotantes de producción operando en campos petroleros localizados en aguas profundas. La metodología está basada en la determinación del valor esperado de la respuesta extrema del ducto ascendente generada por un estado de mar de largo plazo compuesto por una serie de tormentas con probabilidad de ocurrir durante su vida útil.



## **I.4 Justificación**

El uso de la tubería flexible para el transporte de hidrocarburos de los pozos productores a la plataforma flotante es una alternativa técnicamente viable para aguas profundas pero su costo es superior hasta 5 veces el valor de una tubería rígida de acero, requiriendo diámetros pequeños (hasta 304 mm) para soportar las acciones generadas por el medio ambiente marino y el movimiento de la embarcación, por lo que para transportar la producción se pueden llegar a necesitar varias decenas de estos conductores. Por tales motivos, la industria ha propuesto el uso de tubería de acero con una configuración flexible, llamada ducto ascendente de acero en catenaria (SCR), que permite absorber los desplazamientos de las plataformas flotantes con o sin el uso de sistemas de compensación de movimientos verticales para el control del viaje de la tubería.

Las condiciones ambientales presentes en aguas profundas, como los efectos del viento, oleaje, corrientes marinas y la profundidad del sitio de operación originan en los componentes estructurales de las plataformas flotantes combinaciones de esfuerzos axiales, de flexión y de presión extrema que los pueden llevar a la falla. Con base en resultados del análisis de fallas de ductos y risers en operación en el mar del Norte, se identificó que aproximadamente el 30% de las fallas implicaron fugas y la pérdida de contención de los fluidos, representando una frecuencia del orden de  $1 \times 10^{-4}$  por km por año (ISO, 2006).

Debido a su reciente uso industrial y a las condiciones extremas de operación, las cuales incluyen una región de contacto dinámico entre el ducto y el suelo, existe una probabilidad de que los ductos ascendentes en catenaria presenten fallas que pueden implicar pérdidas económicas, de vidas humanas y daños al medio ambiente. Por tales motivos es necesario efectuar estudios que permitan mejorar el entendimiento del comportamiento de estos sistemas estructurales y así optimizar las técnicas de diseño hasta ahora disponibles.

Estas condiciones justifican la necesidad de contar con metodologías de análisis y diseño basadas en confiabilidad, como la desarrollada en este trabajo, las cuales permiten identificar y caracterizar probabilísticamente la naturaleza aleatoria de las variables que describen las acciones y resistencias del ducto, por lo que son herramientas idóneas para verificar el cumplimiento de los riesgos aceptables por la industria en este tipo de estructuras.

## **I.5 Solución propuesta**

La metodología propuesta para efectuar el análisis de confiabilidad de ductos ascendentes de acero en catenaria está basada en la obtención del valor esperado de la respuesta extrema del ducto para un estado de mar de largo plazo, compuesto este último por una serie de estados de mar de tres horas de duración denominados de corto plazo. Inicialmente, con una geometría definida tanto del sistema flotante como del ducto ascendente, se efectúa un análisis estructural hidrodinámico 3D del sistema sujeto a cada estado de mar de corto plazo para obtener la historia en el tiempo de la variación de las fuerzas axiales y momentos flexionantes en cada una de las secciones de interés del ducto ascendente. En el análisis estructural, la plataforma es considerada como un cuerpo rígido con

seis grados de libertad, las líneas de amarre y el ducto ascendente son modelados con elementos finitos tipo barra. Para considerar la incertidumbre asociada a la geometría, el modelo de análisis y las propiedades de los materiales del ducto se han seleccionado variables aleatorias, las cuales son incorporadas en una relación de interacción (IR) dinámica para obtener la respuesta del ducto para cada estado de mar. La relación de interacción IR es utilizada para evaluar el estado límite último del ducto. Estas series de IR son usadas para la obtención de las distribuciones de probabilidad de valores máximos y extremos de la respuesta estructural. Para la modelación probabilística de los valores máximos se utiliza la distribución de Weibull y la de Gumbel para los valores extremos. Las funciones de probabilidad de la IR de corto plazo se integran para obtener la distribución de probabilidad de largo plazo de la respuesta del ducto ascendente. Finalmente, para evaluar la respuesta extrema del ducto durante un periodo de análisis se considera que las tormentas de corto plazo constituyen un grupo de eventos independientes a lo largo de ellas mismas y su número de ocurrencias a lo largo del tiempo siguen una distribución de Poisson. Esta última distribución está condicionada a los valores de los efectos de las cargas y a las variables aleatorias, la cual es utilizada para obtener la probabilidad de falla del ducto ascendente utilizando el método de confiabilidad de primer orden (FORM, por las siglas en inglés de First Order Reliability Method).

## **I.6 Organización de la Tesis**

En el capítulo II, se describen las características del ducto ascendente de acero en catenaria. Después se presentan los modelos de análisis de la respuesta del ducto. Finalmente se comparan diferentes formulaciones de relaciones de interacción existentes en códigos y prácticas de diseño empleadas en la industria para determinar la resistencia del ducto ascendente sujeto a una combinación de carga de presión, flexión y tensión, para así identificar la relación de interacción del estado límite último con la mejor aproximación a datos experimentales publicados en diferentes estudios.

El capítulo III es la parte fundamental de este trabajo. En este capítulo se desarrolla la metodología propuesta para el análisis de confiabilidad estructural de un ducto ascendente de acero en catenaria considerando el estado límite último. Los procesos que se desarrollan son: el análisis de la incertidumbre con objeto de clasificar y determinar las variables que afectan la confiabilidad del ducto ascendente y el análisis de confiabilidad estructural para obtener la probabilidad de falla del ducto.

Finalmente, en el capítulo IV, a efecto de evaluar la metodología desarrollada en el capítulo III, se hace una aplicación para el caso de una plataforma de piernas atirantadas (TLP) en un campo típico de la parte sur del Golfo de México con un tirante de agua de 1000 m a la cual se le instala un ducto de acero en catenaria. El ducto está sujeto a diferentes estados de mar de corto plazo, representativos de tormentas que pueden ocurrir a lo largo de su vida útil. Para determinar la respuesta extrema y determinar la sección del ducto con las sollicitaciones más críticas, se determina la probabilidad de falla anual. El análisis de confiabilidad se lleva a cabo para dos diferentes geometrías del ducto con la finalidad de efectuar un análisis comparativo en las respuestas de las tuberías.

## Capítulo II

### Criterios de diseño y relación de interacción

El diseño del ducto ascendente debe considerar los efectos de los desplazamientos impuestos por el sistema flotante de producción, de las acciones oceanográficas y las interfases con las líneas de amarre. En conjunto, estos componentes son un sistema integrado que responden a las cargas impuestas por las condiciones meteorológicas y oceanográficas, como las originadas por el viento, oleaje y corrientes marinas, prevalecientes en el sitio de operación de la plataforma. Este sistema integrado requiere ser diseñado incluyendo un análisis estructural acoplado entre la plataforma-líneas de amarre y ductos ascendentes para determinar simultáneamente los desplazamientos y elementos mecánicos en los diferentes componentes. En este capítulo, inicialmente se describen las características de los ductos de acero en catenaria. Después se describe el modelo de análisis del sistema acoplado utilizado para el análisis estructural del ducto ascendente de acero en catenaria, describiendo las propiedades físicas y no linealidades que gobiernan el comportamiento de la tubería. Finalmente, se efectúa un análisis comparativo de varias formulaciones de relación de interacción para a una combinación de presión interna/externa, tensión axial y flexión longitudinal, para obtener la expresión numérica a utilizar para la modelación del estado límite de falla del ducto ascendente con la mejor aproximación al comportamiento “real” del ducto.

#### II.1. Ducto ascendente de acero en catenaria.

Hasta la fecha, en sistemas flotantes de producción operando en el mundo solamente han sido utilizados SCRs con un solo tipo de configuración en catenaria, la catenaria simple, la cual se basa en la propia capacidad de flotación y en el peso de la misma tubería para adquirir su configuración (figura II.1). Los casos de doble catenaria, así como en S simple o prolongada, las cuales adoptan su configuración con la colocación de flotadores, están en estudio.

Una ventaja potencial de la configuración de catenaria simple es que el ducto se apoya en una longitud paralela al lecho marino y no implica la necesidad de instalar una base para recibir la tubería previamente a su llegada al pozo o equipo submarino de recolección de hidrocarburos. La configuración en S se acerca con un ángulo casi perpendicular con relación al lecho marino, lo cual implica la necesidad de instalar una base para recibir el ducto. Por esta razón, la configuración en S puede ser empleada en ductos ascendentes de producción, mientras que otras configuraciones pueden ser usadas para la exportación e importación de hidrocarburos y otros productos.

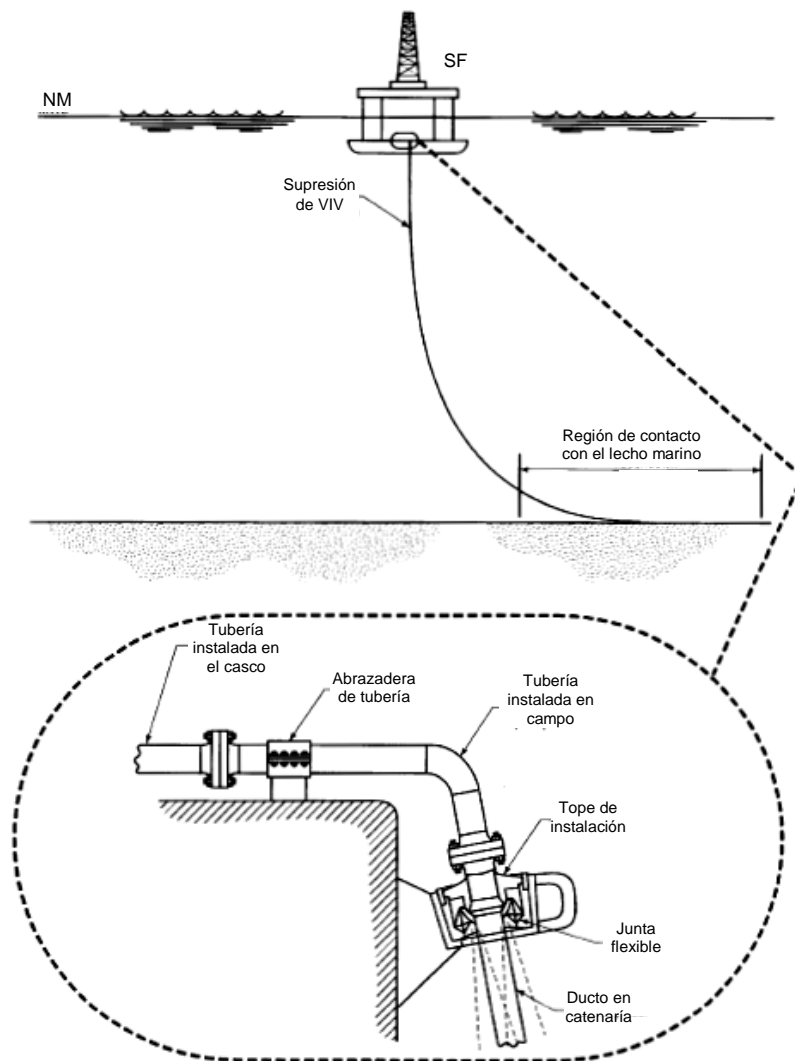


Figura II.1. Arreglo de un ducto ascendente de acero en catenaria (SCR), fuente: API (1998).

Una plataforma flotante experimenta movimientos tanto horizontales como verticales que varían con el paso del tiempo, la forma de la catenaria y los elementos mecánicos a lo largo del ducto también sufren cambios. Comúnmente las configuraciones del ducto en catenaria definen una relación de 0.5 a 1.0 entre las distancias horizontal y vertical del punto donde toca el fondo marino al punto de conexión con la plataforma. El incremento de esta relación indica incremento de flexibilidad del SCR en dirección vertical (la capacidad de resistir los movimientos en dirección de balanceo de las tuberías), pero también representa un peso mayor sobre la plataforma debido al incremento en la longitud suspendida de la tubería.

### II.1.1. Punto de contacto con el fondo marino

La región de contacto del ducto con el fondo marino (TDP) por las siglas en inglés de Touch Down point) es el punto crítico de la catenaria (hot point) para diseño por esfuerzos últimos y por fatiga. El

movimiento del sistema flotante en el plano de la catenaria tiene mayor efecto en el incremento de los esfuerzos del ducto que los movimientos fuera de ese plano. Los movimientos del sistema flotante debido a las fuerzas de segundo orden del oleaje tienen mayor influencia en la fatiga de un SCR por la contribución a los esfuerzos en altas frecuencias. Debido a la flexibilidad del ducto, el punto de contacto es en realidad una región más que un simple punto, ya que los movimientos del sistema flotante causan que la localización del punto de contacto se mueva a lo largo de la longitud del ducto en interacción con el lecho marino.

Cuando el SCR es usado para importar o exportar hidrocarburos, los esfuerzos presentes en el extremo del ducto en contacto con el fondo pueden requerir una longitud significativa de la tubería a partir del punto de contacto para disipar estas fuerzas por la fricción con el suelo marino o, en su defecto, requerir de la colocación de una base vertical que pueda soportar las cargas inducidas a la tubería por efectos del medio ambiente marino y/o por los movimientos del sistema flotante. El problema de la abrasión con el suelo marino constantemente experimentada por el ducto en la región del punto de contacto ha sido resuelto utilizando recubrimiento de caucho o materiales que disminuyen la abrasión en la tubería.

## II.2. Modelo de análisis del ducto ascendente en catenaria

La configuración general del modelo estructural de una TLP se muestra en la figura II.2. La plataforma flotante se considera como un cuerpo rígido con 6 grados de libertad (GDL), tres de traslación (surge, sway y heave) en las direcciones de los ejes X, Y y Z, respectivamente, y tres de rotación (roll, pitch y yaw) alrededor a los mismos ejes. La plataforma flotante está conectada a los tendones y ducto ascendente que a su vez están conformados por elementos finitos tipo barra en 3D. La conexión de los tendones y el ducto ascendente tanto con la plataforma como en la cimentación en el lecho marino se realiza a través de una junta flexible que permite la rotación en tres ejes.

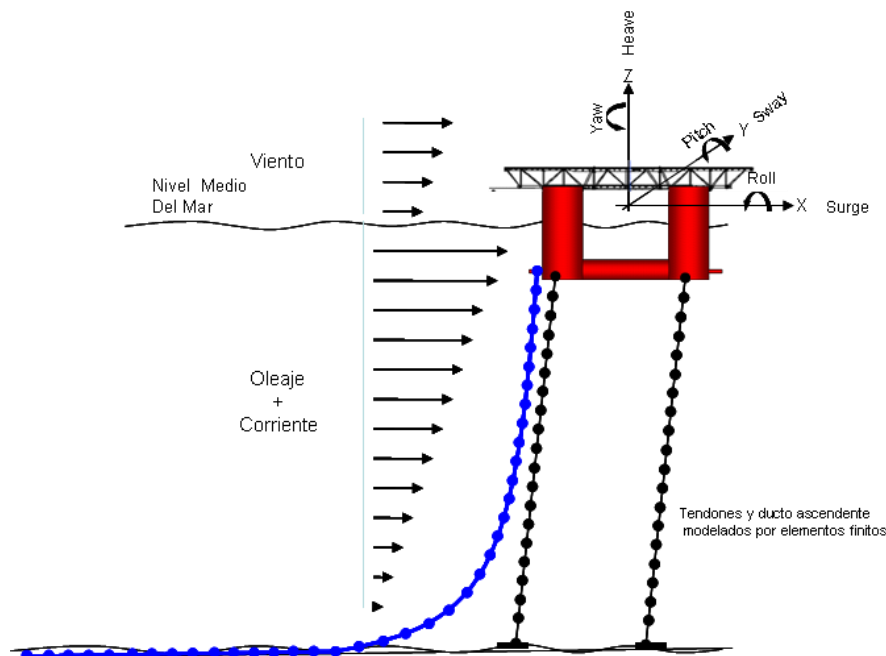


Figura II.2 Ilustración de la configuración general del modelo estructural de la TLP.

La aplicación del método de los elementos finitos al sistema estructural resulta en un sistema de ecuaciones 3D no lineales que describen el equilibrio dinámico entre las acciones externas, las fuerzas de inercia, el amortiguamiento y la rigidez que actúan sobre la TLP. Estas ecuaciones de movimiento se establecen en forma matricial como:

$$\vec{M} \cdot \ddot{\vec{X}} + \vec{C} \cdot \dot{\vec{X}} + \vec{K} \cdot \vec{X} = \vec{F}(\ddot{\vec{X}}, \dot{\vec{X}}, \vec{X}, t) \quad \text{II.1}$$

Las matrices  $\vec{M}$ ,  $\vec{C}$ ,  $\vec{K}$  y el vector  $\vec{F}(\cdot)$  incluyen dos partes (Sagrilo et al. 2002): la primera relacionada con el cuerpo rígido de la plataforma y la segunda con las estructuras esbeltas como los tendones y el ducto ascendente. Estos términos de la ecuación II.1 son:

$$\vec{M} = \vec{M}_P + \vec{M}_E \quad \text{II.2a}$$

$$\vec{C} = \vec{C}_P + \vec{C}_E \quad \text{II.2b}$$

$$\vec{K} = \vec{K}_P + \vec{K}_E \quad \text{II.2c}$$

$$\vec{F}(\cdot) = \vec{F}(\cdot)_P + \vec{F}(\cdot)_E \quad \text{II.2d}$$

Los subíndices P y E corresponden a los elementos de la plataforma y los miembros esbeltos (tendones y ducto ascendente), respectivamente.

La masa de la plataforma está compuesta por la masa estructural  $\vec{M}_{PE}$  y la masa de agua adherida  $\vec{M}_{PA}$ , la matriz de masa de la plataforma flotante en 3D, es  $\vec{M}_P = \vec{M}_{PE} + \vec{M}_{PA} \cdot \vec{M}_{PE}$  considera los equipos permanentes y variables. Los términos de la masa adherida pueden ser evaluados con las formulaciones presentadas por Hooft (1971) o mediante el análisis de la difracción de oleaje;  $\vec{C}_P$  es la matriz de coeficientes de amortiguamiento, la matriz de rigidez  $\vec{K}_P$  representa las fuerzas de restauración hidrostático (Chou et al., 1983). El vector de fuerza sobre la plataforma originado por las fuerzas hidrodinámicas está expresado como  $\vec{F}_P(\cdot) = \vec{F}_{POeC}(\cdot) + \vec{F}_{PV}(\cdot)$ , donde  $\vec{F}_{POeC}(\cdot)$  es el vector de fuerzas debido al oleaje y corrientes marinas y  $\vec{F}_{PV}(\cdot)$  es el vector de cargas de viento.

El modelado de los tendones y los ductos ascendentes a través de elementos finitos origina los componentes de la matriz de masa  $\vec{M}_E = \vec{M}_{EE} + \vec{M}_{EA}$ , que está integrada por la masa estructural  $\vec{M}_{EE}$  y la masa adherida no lineal  $\vec{M}_{EA}$ , la matriz de coeficientes de amortiguamiento  $\vec{C}_E$ , la matriz de rigidez no lineal  $\vec{K}_E$  y el vector de fuerzas en los nodos  $\vec{F}_E(\cdot)$  incluyen el peso propio, las fuerzas de oleaje (calculadas con la ecuación de Morison) y el empuje sobre el ducto.

El número de ecuaciones de la matriz II.1 se define principalmente por la malla de los elementos finitos utilizada para las líneas esbeltas. En el análisis estructural del sistema se considera el comportamiento no lineal los tendones y los ductos ascendentes (Mathisen, 1990) efectuando la

solución del sistema de ecuaciones de movimiento se hace a través de métodos de integración paso a paso, como el método de Runge Kutta de cuarto orden (Paulling, 1992) o el método de Newmark con el esquema de Newton- Rapsom (Mourelle, 1993).

### II.2.1 Fuerzas de oleaje

En aguas profundas, la cinemática de las partículas de agua se evalúa utilizando la teoría lineal de Airy. Esta teoría considera que la altura de las olas es pequeña en comparación con su longitud. De acuerdo con la teoría lineal de Airy, las principales características de la cinemática de las partículas de agua se muestran en la tabla II.1 (Faltinsen, 1993).

Tabla II.1. Cinemática de las partículas de agua de acuerdo con la teoría lineal de Airy.

Parámetro	Profundidad de agua infinita
Potencial de velocidades	$\phi = \frac{g\eta_a}{\omega} e^{kz} \cos(\omega t_a - kz)$
Frecuencia circular de ola	$\omega = 2\pi / T$
Número de ola	$k = 2\pi / \lambda$
Relación entre $\omega$ y $k$	$\omega^2 = gk$
Relación entre la longitud de ola $\lambda$ y el periodo de ola T	$\lambda = \frac{g}{2\pi} T^2$
Perfil de elevación de onda	$\eta = \eta_a \text{sen}(\omega t_a - kx)$
Presión dinámica	$p_D = \rho g \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t_a - kx)$
Velocidad en la dirección $x_a$	$u = \omega \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t_a - kx)$
Velocidad en la dirección $z_a$	$w = \omega \eta_a e^{kz} \cos(\omega t_a - kx)$
aceleración en la dirección $x_a$	$\dot{u} = \omega^2 \eta_a e^{kz} \cos(\omega t_a - kx)$
aceleración en la dirección $z_a$	$\dot{w} = -\omega^2 \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t_a - kx)$

El espectro de alturas de ola es la representación del contenido energético de los diferentes armónicos que componen un tren de olas, con una duración típica de 3-horas.

Los espectros de alturas de ola son calculados con el modelo de Pierson- Moskowitz expresados en función de la altura significativa del oleaje  $H_s$  y el período de cruce ascendente de cero  $T_z$  (Hallam et al., 1978):

$$S_{\eta\eta}(f) = \frac{H_s^2 \cdot T_z}{4 \cdot \pi \cdot (f \cdot T_z)} \cdot \exp\left[-\frac{1}{\pi} \cdot (f \cdot T_z)^4\right] \tag{II.3}$$

$S_{\eta\eta}$  es el espectro de un sólo lado (frecuencias positivas) de elevaciones de la superficie del mar y  $f$  la frecuencia de ola con  $H_s$

Una vez conocida la cinemática de las partículas de agua, las fuerzas hidrodinámicas se calculan para cada grado de libertad mediante la integración de las cargas distribuidas en los elementos estructurales.

### II.2.2 Fuerzas de oleaje de primer orden

Las fuerzas del oleaje de primer orden que actúan sobre una estructura, son calculadas con la ecuación de Morison y la teoría de la difracción de oleaje. Cuando el tamaño de la estructura es comparable a la longitud de la ola, la presencia del cuerpo modifica la ola incidente sobre el contorno. En este caso, las fuerzas generadas por el campo de oleaje sobre los elementos estructurales deben ser tomadas en consideración.

La ecuación de Morison es aplicable cuando la fuerza de arrastre es significativa, lo que normalmente corresponde al caso cuando los elementos estructurales son pequeños (tendones y ductos ascendentes) comparados con la longitud de la ola. La ecuación de Morison considera que la fuerza de oleaje es el resultado de las sumas lineales parciales de la fuerza de inercia y de la fuerza de arrastre. La intensidad de las fuerzas hidrodinámicas debido al oleaje y la corriente por unidad de longitud de los elementos estructurales está dada por:

$$f(x,t) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cd \cdot D \cdot |\dot{u} - \dot{x}| \cdot (\dot{u} - \dot{x}) + \rho \frac{\pi \cdot D^2}{4} (C_M \cdot \ddot{u} - (C_M - 1) \cdot \ddot{x}) \quad \text{II.4}$$

Para el caso de aguas profundas los parámetros de la cinemática de las partículas de agua se pueden calcular a través de la teoría lineal de Airy dados en la tabla II.1.

### II.2.3 Fuerza de corriente marina

En ausencia de los movimientos del agua inducido por las olas, la fuerza de arrastre ejercida por la corriente marina en un elemento estructural es proporcional al cuadrado de su velocidad. La fuerza de arrastre actúa en la dirección de la corriente perpendicular al eje del elemento analizado. La fuerza de arrastre,  $f_c$ , por unidad de longitud del elemento estructural puede ser evaluada con la expresión (API, 1997):

$$f_c = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cd \cdot D \cdot \dot{u}_c^2 \quad \text{II.5}$$

Donde  $\dot{u}_c$  es la velocidad de las corrientes marinas, y las otras variables ya se han definido con la ecuación II.4.

En la situación donde las olas y la corriente se producen al mismo tiempo, la predicción de la cinemática de las partículas de agua es la combinación vectorial de las velocidades parciales del oleaje y la corriente marina. Combinando las expresiones II.4 y II.5 se pueden obtener las fuerzas hidrodinámicas debido al oleaje y corrientes marinas como:

$$f(x,t) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot Cd \cdot D \cdot |\dot{u} - \dot{x} + \dot{u}_c| \cdot (\dot{u} - \dot{x} + \dot{u}_c) + \rho \frac{\pi \cdot D^2}{4} (C_M \cdot \ddot{u} - (C_M - 1) \cdot \ddot{x}) \quad \text{II.6}$$



### II.2.4 Fuerzas del viento

La parte de la plataforma por encima del nivel medio del mar está sujeta a las acciones del viento normal a las áreas expuestas. La formulación básica para evaluar las fuerzas dinámicas de viento se expresa como la fuerza de arrastre por unidad área proyectada sobre el plano perpendicular a la velocidad del viento, dada por:

$$f(z, t) = \frac{1}{2} \cdot \rho_a \cdot C_s(z) \cdot A \cdot |\dot{u}_a(z) + \dot{u}_a(z, t) - \dot{x}(z, t)| \cdot (\dot{u}_a(z) + \dot{u}_a(z, t) - \dot{x}(z, t)) \quad \text{II.7}$$

Donde es la  $\rho_a$  densidad del aire,  $C_s(z)$  es el coeficiente de arrastre en la elevación  $z$ ,  $\dot{u}_a(z)$  es la velocidad media del viento,  $\dot{u}_a(z, t)$  es la velocidad dinámica parcial del viento, y  $\dot{x}(z, t)$  es la velocidad de la estructura en la dirección considerada.

El perfil de la velocidad media del viento  $\dot{u}_a(z)$  en la elevación  $z$ , puede ser aproximada por (API, 1997):

$$\dot{u}_a(z) = \dot{u}_H \left( \frac{z}{H} \right)^{0.125} \quad \text{II.8}$$

donde  $\dot{u}_H$  es la velocidad del viento en la elevación  $H$  de referencia.

El componente dinámico de la velocidad del viento  $\dot{u}_a(z, t)$  puede ser evaluado utilizando la metodología descrita en la sección II.2.5 utilizando el siguiente espectro de viento propuesta por API (1997):

$$S_{uu}(f) = \sigma(z)^2 \frac{f / f_p}{(1 + 1.5 f / f_p)^{5/3}} \quad \text{II.9}$$

Donde  $S_{uu}(f)$  es la densidad espectral de la velocidad del viento en la elevación  $z$ ,  $f$  es la frecuencia en Hz,  $\sigma(z)$  es la desviación estándar de la velocidad del viento y  $f_p$  es la frecuencia asociada con el pico espectral

La desviación estándar de la velocidad del viento es dada por la siguiente expresión:

$$\sigma(z) = \begin{cases} 0.15 \cdot \dot{u}_a(z) \cdot (z / z_s)^{-0.125}, & z \leq z_s \\ 0.15 \cdot \dot{u}_a(z) \cdot (z / z_s)^{-0.125}, & z > z_s \end{cases} \quad \text{II.10}$$

Donde  $z_s$  es el espesor de la capa de viento en la superficie.

### II.2.5 Simulación de series de tiempo

En el cálculo de las fuerzas ambientales en el dominio del tiempo, las fuerzas hidrodinámicas dependen de la elevación de la superficie del mar,  $\eta(t)$ , mientras que las fuerzas aerodinámicas

dependen de la velocidad del viento,  $\dot{u}_a(z)$ . Los valores de la elevación de las olas y la velocidad del viento, en cada instante de tiempo, son evaluados por la suma de los componentes armónicos contenidos en sus respectivas densidades espectrales (ecuaciones II.3 y II.9).

Una realización de  $\eta(t)$  o  $\dot{u}_a(z)$  se define por

$$\zeta(t) = \sum_{i=1}^N A_i \cdot \cos(\omega_i \cdot t + \phi_i) \quad \text{II.11}$$

$$A_i = \sqrt{2 \cdot S_{\zeta\zeta}(\omega_i) \cdot \Delta\omega_i} \quad \text{II.12}$$

$\zeta(t)$  representa la realización de  $\eta(t)$  o de  $\dot{u}_a(t)$ ,  $N$  número componentes armónicos,  $A_i$  la amplitud del  $i$ -ésimo componente con frecuencia  $\omega_i$ ,  $\Delta\omega_i$  el intervalo de frecuencia representado por el armónico  $\omega_i$ , y  $\phi_i$  el ángulo de fase aleatoria uniformemente distribuido entre 0 y  $2\pi$ .

### II.3 Modelos numéricos para la determinación de la resistencia de la tubería

Hasta la fecha se han publicado diversas formulaciones de relaciones de interacción para evaluar la respuesta de un ducto sujeto a la acción combinada de presión interna/externa, fuerza axial y momento flexionante longitudinal, tales como las propuestas en los documentos normativos DNV-OS-F201 Dynamyc Riser (DNV, 2001) e ISO/DIS-13628-7 (ISO, 2001), y las planteadas por Moan T. et al. (1994) y Bay Y. et al. (1997). Es importante mencionar que las relaciones de interacción presentadas a continuación expresan matemáticamente la condición de falla del ducto ascendente correspondiente al estado límite último. En las siguientes secciones se presentan las formulaciones propuestas en los documentos anteriores y se efectúa un análisis comparativo de los valores predichos por las relaciones de interacción para las mismas condiciones de diseño del ducto, con la finalidad de seleccionar el modelo numérico que será utilizado en el análisis de confiabilidad del SCR. En el análisis comparativo se consideran los efectos de las cargas en las tuberías por separada así como la combinación de cargas y efectos a los cuales está sujeto el ducto de acero en catenaria. Asimismo, este análisis aporta elementos para la selección y caracterización probabilística de las variables aleatorias utilizadas en el análisis de confiabilidad desarrollado en capítulo III.

#### II.3.1 Resistencia del ducto al colapso por efecto de la presión (interna y externa)

Como se señaló en la sección anterior, en este trabajo se considera el análisis del estado límite último del ducto ascendente originado por la combinación de la tensión, presión y flexión. Para proporcionar un marco de referencia de los resultados obtenidos, inicialmente se describen los conceptos básicos de la resistencia a la ruptura y colapso de tuberías sometidas a cargas individuales y posteriormente para cargas combinadas.

Teóricamente, un tubo circular sin imperfecciones debe continuar siendo circular cuando está sometido a una presión externa uniforme que se incrementa sin rebasar los valores de la acción considerada en su diseño. Sin embargo, debido a la variación en las propiedades de los materiales

y/o a la presencia de imperfecciones geométricas, siempre existirá la posibilidad de que se presente una deformación de la tubería, que con la presión externa en aumento podría generar un colapso total de la sección transversal. La ovalación causada por la presión externa introduce esfuerzos de flexión, donde los mayores esfuerzos se producen tanto en las partes superior e inferior como en los costados laterales de la sección transversal de la tubería aplanada, respectivamente.

Varias fórmulas se han propuesto para la estimación de la presión externa de colapso de una tubería, como las propuestas por Timoshenko, S. P. y Gere, J. M. (1961) y Haagsma, S. y Schaap D. (1981). Ambas han sido consideradas en el presente trabajo. La ecuación de Timoshenko considera que la tubería trabaja en su límite elástico, mientras que la ecuación propuesta por Haagsma considera que la tubería trabaja en su límite plástico. Por lo general, la primera formulación representa un límite inferior y la segunda un límite superior para el valor de la presión de colapso (Hauch S. y Bai Y., 1999).

La ecuación de Timoshenko es utilizada por Moan T. et al. (1994) y Bai Y. et al. (1997) es expresada como:

$$(p_c - p_{el})(p_c - p_p) = p_c \cdot p_{el} \cdot \left( 3f_0 \frac{D}{t} \right) \quad \text{II.13}$$

En tanto, la ecuación propuesta por Haagsma, es usada por DNV OS F201 (DNV, 2001) e ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001), se puede expresar como:

$$(p_c - p_{el})(p_c^2 - p_p^2) = p_c \cdot p_{el} \cdot p_p \cdot f_o \cdot \frac{D}{t} \quad \text{II.14}$$

Para usar las ecuaciones de Timoshenko y Haagsma se requiere determinar la presión de la tubería en su límite elástico y plástico, las cuales son calculadas respectivamente con las expresiones siguientes:

$$p_{el} = \frac{2 \cdot E}{1 - \nu^2} \left( \frac{t}{D} \right)^3 \quad \text{II.15}$$

$$p_p = 2 \frac{t}{D} \cdot f_y \quad \text{II.16}$$

La ecuación II.16 puede ser adecuada para el análisis de tubos sin soldadura o de tubos que han sido sometidos a un proceso de recocido. Sin embargo, esta ecuación debe ser modificada para su aplicación en tuberías fabricadas con métodos de rolado de placas y expansión en caliente con costura, ya que presentan variaciones en las propiedades del material en la dirección circunferencial debido a las tensiones residuales y al efecto Bauschinger. El efecto Bauschinger se presenta cuando un material sometido a tensión muestra una reducción de resistencia a la compresión (Askeland D. R., 2005). Estos efectos son considerados únicamente en el estándar de diseño DNV-OS-F201 (DNV,

2001) con la introducción de un factor de reducción de la resistencia plástica a la presión de colapso de acuerdo con el método de fabricación del ducto, tabla II.2. El factor de fabricación  $\alpha_{fab}$  debe ser incluido en la ecuación II.16.

Tabla II.2. Factor de fabricación  $\alpha_{fab}$  propuesto en DNV OS F201 (DNV, 2001).

Esfuerzo a tensión o tubería sin costura	Esfuerzo a compresión o tubería soldada	
	Soldada y expandida	Rolada en tres rodillos y soldada
1.0	0.85	0.925

Tanto Timoshenko como Haagsma consideran que la ovalación es el factor más importante que afecta el colapso del tubo. La ovalación es definida en condiciones iniciales como un parámetro de imperfección expresado por las siguientes dos ecuaciones:

$$f_o = \frac{D_{e\max} - D_{e\min}}{D_{e\max} + D_{e\min}} \tag{II.17}$$

$$f_o = \frac{D_{e\max} - D_{e\min}}{D} \tag{II.18}$$

La ecuación II.17 es utilizada por ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001), Moan T. et al. (1994) y por Bay Y. et al. (1997), mientras que DNV OS F201 (DNV, 2001) utiliza la ecuación II.18. Esta última expresión representa la mitad de la magnitud de la ecuación II.17, con un valor máximo de 0.005 (0.5%). De acuerdo con lo indicado por los autores de las publicaciones anteriores, la ecuación de Timoshenko es una buena alternativa para tuberías con ovalación inicial pequeña; en cambio, la ecuación de Haagsma puede ser mejor para tuberías con ovalaciones iniciales grandes.

En lo que respecta a la presión interna, el modo de falla característico es el estallido de la sección transversal. Debido al aumento de la presión, la sección transversal de la tubería se expande y el espesor del tubo de la pared disminuye. La disminución en el espesor de la pared de tuberías se ve compensada por un aumento en el esfuerzo circunferencial. Bajo ciertas condiciones de presión, el endurecimiento por deformación del material ya no puede compensar la disminución del espesor de la pared de la tubería y la presión interna máxima se alcanza. Para estas condiciones, Moan T. et al. (1994) y Bay Y. et al. (1997) no presentan expresiones para el cálculo de la presión de ruptura; en cambio, DNV OS F201 (DNV, 2001) e ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) consideran las expresiones II.19 y II.20, respectivamente:

$$P_b = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2t}{D-t} \cdot \min\left(f_y; \frac{f_u}{1.15}\right) \tag{II.19}$$

$$P_{b\min} = 1.1(f_y + f_u) \frac{t}{D-t}$$

II.20

La figura II.3 muestra los valores de la presión de ruptura para diferentes relaciones diámetro/espesor de dos tuberías con diámetro de 323.9 mm y 406.4 mm, utilizando las expresiones II.19 y II.20. En las ecuaciones se han utilizado los parámetros de las tuberías diámetro nominal, espesor,  $f_y$  y  $f_u$  proporcionados por la API SPEC 5L. En la figura II.3 se puede observar que la resistencia a la presión de colapso disminuye a medida que la relación diámetro espesor aumenta, en estos casos DNV presenta menores valores comprados con ISO. Esto es debido a que DNV considera el mínimo valor entre el esfuerzo de fluencia y el esfuerzo último de tensión dividido entre 1.15, e ISO considera la suma de ambos valores.

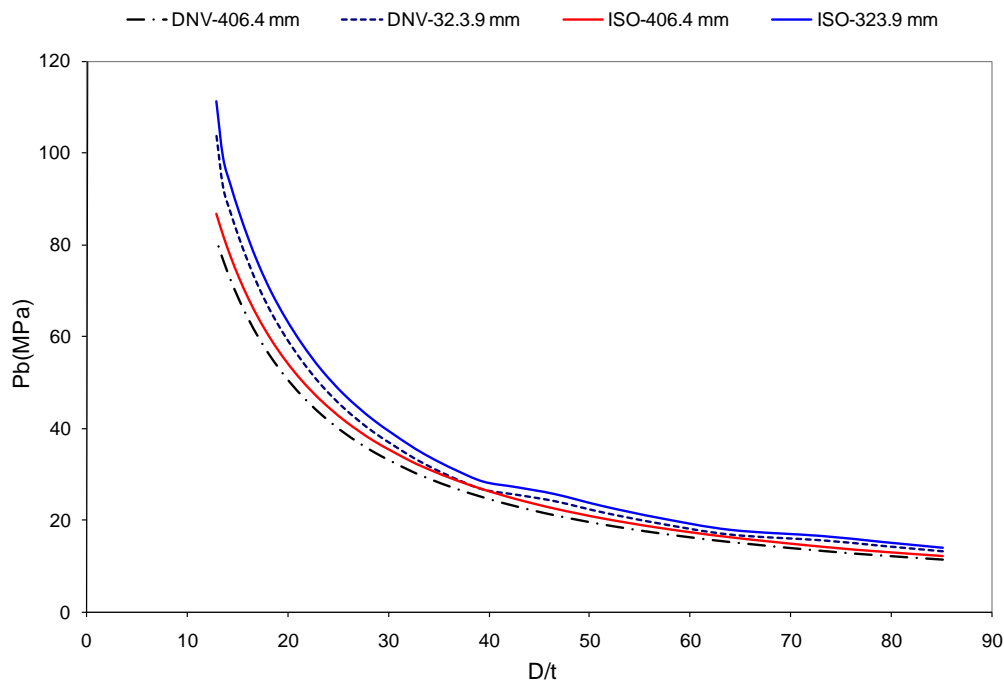


Figura II.3. Presión de ruptura para dos tuberías con diámetro de 323.9 mm y 406.4 mm.

### II.3.1.1 Efectos de la presión en la tensión

Para evaluar los efectos en la tensión originados por la presión externa e interna actuando en una sección del ducto, se utiliza el concepto de tensión efectiva. La tensión efectiva considera los efectos de flotación (presión externa) y peso del líquido (presión interna) como es propuesto por Sparks (1984). En el presente trabajo se ha considerado que el ducto presenta variaciones en su presión interna generadas por las condiciones de operación y el aseguramiento del flujo del ducto, originando ambas condiciones una disminución o aumento de la presión. Las variaciones de la presión interna han sido consideradas como una variable aleatoria en el análisis de confiabilidad descrito en el capítulo III, y la cual es introducida en la relación de interacción definida en la sección II.4. Las expresiones para la determinación de la tensión efectiva y peso sumergido del ducto utilizadas son:

$$T_e = T_w - A_i P_i + A_e P_e \quad \text{II.21}$$

$$W_e = m_i g + A_i \rho_i g - A_e \rho_e g \quad \text{II.22}$$

### II.3.2 Resistencia del ducto al colapso por efecto de la presión, tensión y curvatura

El momento de flexión de la tubería es directamente proporcional a la curvatura del tubo. Al aplicar un doblado al tubo, éste es sometido a una deformación elástica, por lo que al retirar la carga no presenta cambios permanentes en su geometría. Después del límite lineal elástico del material, la tubería ya no volverá a su forma inicial después de la descarga. Si la curvatura es mayor aún, las imperfecciones en la geometría y/o material con el aumento de la curvatura producen el pandeo local. Después de que el inicio del pandeo local se ha producido, la deformación global continuará, pero cada vez más la energía de flexión acumulada continuará hasta que la resistencia al momento último sea alcanzado. En este punto, la resistencia máxima a la flexión de la tubería se alcanza y el colapso se producirá si la curvatura aumenta. Debido a la configuración de la catenaria, además de la flexión, el ducto es sometido a una fuerza de tensión y presión. La reducción de la resistencia se produce inmediatamente después de que la resistencia de momento último ha sido alcanzada.

En la figura II.4 se muestran los efectos de la curvatura combinada con la presión y tensión en la tubería, calculados con la relación de interacción para la acción combinada de estos parámetros propuesta por Bai Y. et al. (1997), la cual está expresada como:

$$\frac{P_{CO}}{P_{CO}^*} + \left( \frac{\kappa_{CO}}{\kappa_{CO}^{**}} \right)^b = 1 \quad \text{II.23}$$

$$b = 0.6 - 0.25 \left( \frac{T_{CO}}{T_{CO}^{**}} \right) \quad \text{II.24}$$

En la figura II.4 se puede observar que considerando condiciones de presión externa constante con  $p/p_c = 0.4$  sin incluir la tensión, a medida que va aumentando la curvatura en la tubería la relación de presión de colapso y la resistencia a la presión disminuye a cero cuando la relación de curvatura alcanza un valor de  $\kappa/\kappa_c = 0.4264$ . Al considerar la tensión  $T/T_c = 0.2$ , la relación de presión de colapso y resistencia a presión decrece más rápido a cero cuando  $\kappa/\kappa_c = 0.3936$ , que representa una disminución del 7.69% con respecto al valor inicial sin tensión. Finalmente cuando las condiciones de tensión se aumentan hasta  $T/T_c = 0.4$  la relación de presión de colapso llega a cero cuando la relación de la curvatura  $\kappa/\kappa_c = 0.3608$  que es un 8.33% menor al valor anterior, esto demuestra que los efectos en la curvatura originada por la flexión tienen influencia en la resistencia al colapso por presión externa, y su efecto es magnificado si la tubería está sujeta a condiciones de tensión como las que se presentan en ductos en catenaria.

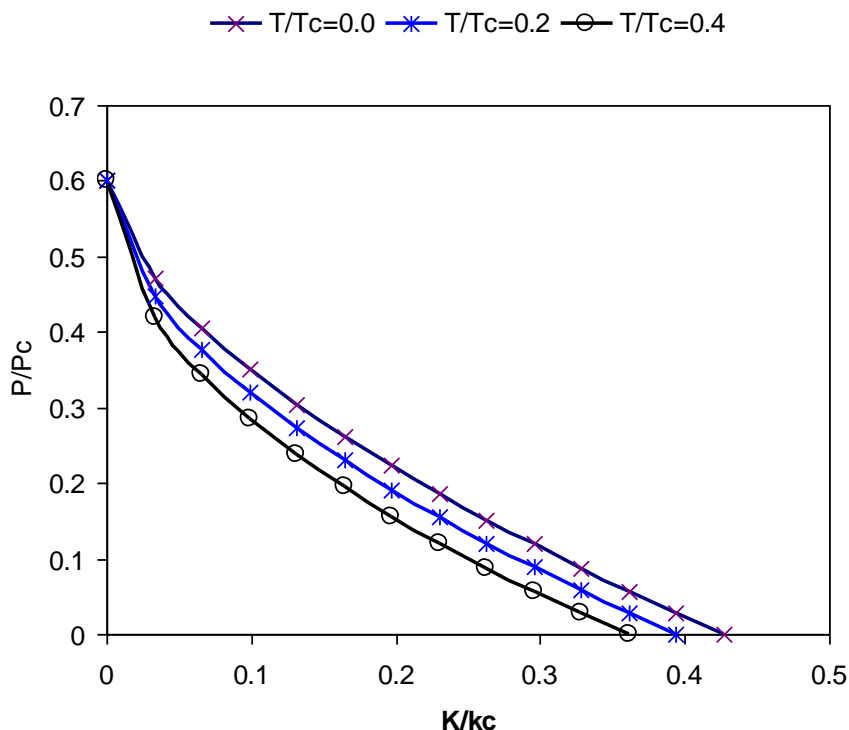


Figura II.4 Relación de interacción presión-tensión-curvatura (Bai Y. et al., 1997).

Una relación de interacción que considera la curvatura del ducto es aplicable para condiciones de desplazamiento controlado, esto es, cuando la respuesta estructural está gobernada por los desplazamientos geométricos impuestos. Para este caso, los efectos totales de carga deben ser revisados contra el límite de deformación y los criterios de aceptación establecidos en el diseño.

**II.4 Resistencia del ducto al colapso por efectos de cargas combinadas**

Como se indicó en las secciones anteriores, la ovalación de la sección transversal y la relación D/t de la tubería afectan la resistencia del ducto para las diferentes condiciones de cargas impuestas. Considerando que el estado límite último está afectado por estos mismos factores, con excepción de la curvatura, a continuación se revisan las diferentes formulaciones para el análisis de la respuesta del ducto ante los efectos combinados de la fuerza de tensión, el momento de flexión y las presiones externa e interna. Las formulaciones se presentan en formato de relaciones de interacción.

Las formulaciones analizadas son las propuestas por los estándares DNV-OS-F201 (DNV, 2001), ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) y por los trabajos de investigación de Bai Y. et al. (1997) y Moan T. et al. (1994).

El estándar de diseño DNV-OS-F201 “Dynamyc Riser” (DNV, 2001) establece que un ducto ascendente sujeto a sobre presión interna debe ser diseñado para satisfacer la siguiente relación de interacción:

$$\{\mathcal{Y}_{SC}\mathcal{Y}_M\} \left[ \left( \frac{|M_d|}{M_k} \sqrt{1 - \left( \frac{P_{ld} - P_e}{P_b(t_2)} \right)^2} + \left( \frac{T_e}{T_k} \right)^2 \right) + \left( \frac{P_{ld} - P_e}{P_b(t_2)} \right) \right] \leq 1 \quad \text{II.25}$$

Mientras que un ducto en condiciones de sobre presión externa debe satisfacer la siguiente expresión:

$$\{\mathcal{Y}_{SC}\mathcal{Y}_m\}^2 \left\{ \left( \frac{|M_d|}{M_k} + \left( \frac{T_e}{T_k} \right)^2 \right) \right\}^2 + \{\mathcal{Y}_{SC}\mathcal{Y}_m\}^2 \left( \frac{P_e - P_{\min}}{P_c(t_2)} \right)^2 \leq 1 \quad \text{II.26}$$

El factor que relaciona la deformación con el espesor de la pared del ducto se determina con las ecuaciones II.27a, b y c:

$$\alpha_c = (1 - \beta) + \beta \cdot \frac{f_u}{f_y} \quad \text{II.27a}$$

$$\beta = \begin{cases} (0.4 + q_h), & \text{para } D/t < 15 \\ (0.4 + q_h)(60 - D/t_2)/45, & \text{para } 15 < D/t < 60 \\ 0, & \text{para } D/t > 60 \end{cases} \quad \text{II.27b}$$

$$q_h = \begin{cases} \frac{(P_{ld} - P_e)2}{P_b(t)\sqrt{3}}, & \text{Para } P_{ld} > P_e \\ 0, & \text{para cualquier otra combinación} \end{cases} \quad \text{II.27c}$$

La ISO/DIS 13628-7 "Completion/workover riser Systems" (ISO, 2001) establece que un ducto en condiciones de sobre presión interna y la acción combinada de tensión y momento flexionante debe satisfacer la relación de interacción:

$$\left( \frac{T_e}{F_d T_k} \right)^2 + \frac{|M_d|}{F_d M_k} \sqrt{1 - \left( \frac{P_i - P_e}{F_d P_b} \right)^2} + \left( \frac{P_i - P_e}{F_d P_b} \right) \leq 1 \quad \text{Si } P_i \geq P_e \quad \text{II.28}$$

Para el caso de sobrepresión externa, la expresión propuesta es:

$$\left( \left( \frac{T_e}{F_d T_k} \right)^2 + \frac{|M_d|}{F_d M_k} \right)^2 + \left( \frac{P_e - P_i}{F_d P_c} \right) \leq 1 \quad \text{Si } P_i \leq P_e \quad \text{II.29}$$

El momento resistente a la flexión, para el ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) está expresada como:



$$M_k = f_y \cdot \alpha_{hm} \cdot \frac{1}{6} (D_e^3 - (D_e - 2t)^3) \quad \text{II.30}$$

Con el factor de sección transversal,  $\alpha_{hm}$ , es dado por

$$\alpha_{hm} = 1.00 \quad \text{para } \frac{f_y \cdot D_e}{E \cdot t} \leq 0.0517 \quad \text{II.31a}$$

$$\alpha_{hm} = 1.13 - 2.58 \left( \frac{f_y \cdot D_e}{E \cdot t} \right) \quad \text{para } 0.0517 < \frac{f_y \cdot D_e}{E \cdot t} \leq 0.1034 \quad \text{II.31b}$$

$$\alpha_{hm} = 0.94 - 0.76 \left( \frac{f_y \cdot D_e}{E \cdot t} \right) \quad \text{para } 0.1034 < \frac{f_y \cdot D_e}{E \cdot t} \leq 0.170 \quad \text{II.31c}$$

Mientras que DNV-OS-F201 (DNV, 2001) propone la siguiente ecuación para evaluar el momento resistente del ducto:

$$M_k = f_y \cdot \alpha_c \cdot (D_e - 2t) \cdot t_2 \quad \text{II.32}$$

Para calcular la resistencia a la tensión tanto el estándar ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) como el DNV-OS-F201 (DNV, 2001) proponen la misma ecuación, sólo que DNV multiplica la resistencia por el factor  $\alpha_c$  (obtenido con la expresión II.27a):

$$T_p = T_k = f_y \cdot \alpha_c \cdot \pi \cdot (D_e - t_2) \cdot t_2 \quad \text{II.33}$$

Por otro lado, Moan T. et al. (1994) realizó una comparación sistemática de las formulaciones existentes para determinar la respuesta de tubos sujetos a presión, tensión y flexión longitudinal, y comparar los resultados con datos experimentales y de análisis numéricos, dando lugar a una nueva formulación para la interacción entre las tres cargas. La relación de interacción propuesta para evaluar la respuesta de ductos sujetos a efectos combinados de tensión, flexión y presión hidrostática propuesta por Moan T. et al. (1994) es:

$$\left[ \frac{f_T}{F_{TC}} + \frac{f_B}{F_{BC}} \right]^k + \frac{P}{p_c} \leq 1 \quad \text{II.34}$$

Los esfuerzos resistentes del ducto son obtenidos con las expresiones II.35 a II.39.

$$F_{TC} = f_y \quad \text{II.35}$$

$$F_{BC} = f_y \left[ \frac{4}{\pi} \left( 1 + \frac{t_2}{D} \right) - 0.006 \frac{D}{t_2} \right] \quad \text{II.36}$$

$$k = k_a \cdot \frac{f_T / F_{TC}}{f_T / F_{TC} + (f_B / F_{BC})^{1.7}} + k_b \cdot \frac{(f_B / F_{BC})^{1.7}}{f_T / F_{TC} + (f_B / F_{BC})^{1.7}} \quad \text{II.37}$$

$$k_a = 2 + 0.023 \cdot \frac{D}{t_2} \quad \text{II.38}$$

$$k_b = 1 + 300 \cdot \frac{t_2}{D} \quad \text{II.39}$$

Asimismo, Bai Y. et al. (1997) realizó un análisis de elemento finito para tuberías bajo cargas combinadas de presión externa, tensión y momento flexionante, considerando los efectos de la ovalación y esfuerzos residuales. Los efectos combinados de estas cargas son presentados a través de relaciones de interacción que predicen el colapso de la tubería. La relación de interacción desarrollada por Bai Y. et al. (1997) especifica la combinación de esfuerzos y resistencias (axial, flexión y presión hidrostática) como:

$$\frac{M_{CO}}{M_{CO}^{**}} + \left( \frac{T_{CO}}{T_{CO}^{**}} \right)^a = 1 \quad \text{II.40}$$

$$a = 2.4 - 2.5 \left( \frac{P_{CO}}{P_{CO}^*} \right) + 1.5 \left( \frac{P_{CO}}{P_{CO}^*} \right)^2 \quad \text{II.41}$$

Para determinar  $T_{CO}^{**}$  se debe considerar que el esfuerzo de fluencia en dirección circunferencial es disminuido debido a la aplicación de la tensión axial. Esta reducción puede ser calculada con la siguiente condición de fluencia propuesta por Hill R. (1950):

$$\sigma_0^2 = \sigma_x^2 - \frac{\sigma_x \sigma_\theta}{S^2} + \frac{\sigma_\theta^2}{S^2} \quad \text{II.42}$$

Donde el parámetro  $S$  es la relación entre los esfuerzos de fluencia en la dirección circunferencial y longitudinal, dado el esfuerzo de tensión axial  $\sigma_x$ . El esfuerzo de fluencia circunferencial puede ser obtenido resolviendo la ecuación II.33 con respecto a  $\sigma_\theta$ ; por otro lado, sustituyendo  $\sigma_\theta$  en la ecuación de Timoshenko (ecuación II.43) se puede obtener el valor del colapso por tensión-presión:

$$P_C^2 + BP_c + C = 0 \quad \text{II.43}$$

Donde

$$B = - \left[ P_p + P_{el} \left( 1 + 3 \frac{D}{t} f_o \right) \right] \quad \text{II.44a}$$

$$C = P_p P_{el} \quad \text{II.44b}$$

$$T_{CO}^* = \frac{1}{2} T_{o,fy} \left[ 1 + \frac{(0.002n)^{\frac{1}{n}}}{\exp\left(\frac{1}{n}\right)} \right] \quad \text{II.45}$$

$$T_{o,fy} = \pi \cdot D \cdot t \cdot \sigma_o \quad \text{II.46}$$

Para obtener los valores de  $P_p$ ,  $P_{el}$  y  $f_o$  se emplean las ecuaciones II.15 y II.16 sustituyendo  $f_y$  por  $\sigma_o \cdot M_{CO}^{**}$  es el momento de colapso resultante de la aplicación simultánea de la tensión y la presión externa y su valor es obtenido con la ecuación:

$$\left( \frac{M_{CO}}{M_{CO}^*} \right)^{1.9} + \left( \frac{P_{CO}}{P_{CO}^*} \right)^{1.9} = 1 \quad \text{II.47}$$

Entre las conclusiones del estudio conducido por Bai Y. et al. (1997), se encuentra que la presión externa reduce el desarrollo del colapso por tensión y momento flexionante, y que la presión de colapso es sensible a la ovalación inicial. Los efectos de los esfuerzos residuales son despreciables, y el colapso varía según el grado del material y la relación entre el esfuerzo de fluencia y el módulo de elasticidad.

#### II.4.1 Evaluación comparativa entre modelos numéricos de relación de interacción por cargas combinadas

En esta sección se presenta la evaluación comparativa de las cuatro relaciones de interacción, descritas en la sección anterior, con la finalidad de seleccionar el modelo numérico que será utilizado en la función de estado límite del análisis de confiabilidad del ducto ascendente.

Con la finalidad de identificar aquella expresión que presente mejor precisión para el cálculo de la resistencia de una tubería sujeta a esfuerzos combinados de tensión, flexión y presión, en los análisis comparativos se utilizan los resultados experimentales (denominados en lo que sigue como “valores reales”) publicados por Moan et al. (1994). Se efectúa un estudio paramétrico del comportamiento estructural de un elemento cilíndrico con una relación  $D/t = 26$ , considerando una ovalación inicial de la tubería del 5%, un esfuerzo de fluencia de 514 MPa y una relación de Poisson  $\nu = 0.3$ . Con

fines de comparación, en las ecuaciones de ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) y DNV-OS-F201 (DNV, 2001), los factores parciales de seguridad se consideraron iguales a 1.

Sin considerar la presión ( $p/p_c = 0.0$ ), figura II.5a, las 4 relaciones de esfuerzos combinados presentan resistencias superiores a los valores reales excepto para valores  $T/F_y$  menores a 0.2. Se observa que ISO/DIS 13628-7 (ISO, 2001) y DNV-OS-F201 (DNV, 2001) presentan valores con la misma tendencia. La diferencia entre ambas relaciones es la ovalación; en ISO/DIS 13628-7 es multiplicada 2 veces, por lo que los valores de la resistencia son menores a los valores presentados por DNV-OS-F201. Considerando el valor inicial para  $M/F_y = 0.0$ , el valor real y los obtenidos para  $T/F_y = 1.0$  coinciden para las ecuaciones de Moan et al. (1994), Bai Y. et al. (1997) e ISO/DIS 13628-7, a excepción del DNV-OS-F201 que presenta un valor de  $T/F_y = 1.054$ , lo cual es debido a que esta última ecuación es afectada por el factor que relaciona la deformación con el espesor de pared del ducto  $\alpha_c$ . En esta figura se puede observar que a lo largo de las variaciones de  $M/F_y$ , la relación propuesta por Moan et al. (1994) se aproxima más a las resistencias reales.

Al someter el ducto a una presión  $p/p_c = 0.2$ , figura II.5b, las formulaciones ISO/DIS 13628-7 y DNV-OS-F201, continúan su misma tendencia de reducción conforme disminuye el valor de  $T/F_y$ ; en cambio, la relación de interacción propuesta por Moan T. et al. (1994) presenta resistencias menores a los valores reales para  $M/F_y = 0.0$ , continuado así hasta  $M/F_y = 0.63$  donde presentan valores cercanos al valor real de  $T/F_y = 0.43$  la ecuación de Moan T. et al. (1994) presenta un valor de  $T/F_y = 0.38939$  y  $T/F_y = 0.4318$  utilizando la ecuación de Bai Y. et al. (1997). Para  $M/F_y = 0.83$  presentan igualmente valores cercanos al valor real de  $T/F_y = 0.23$  y  $T/F_y = 0.2284$  para Moan T. et al. (1994) y  $T/F_y = 0.2034$  para Bai Y. et al. (1997) respectivamente.

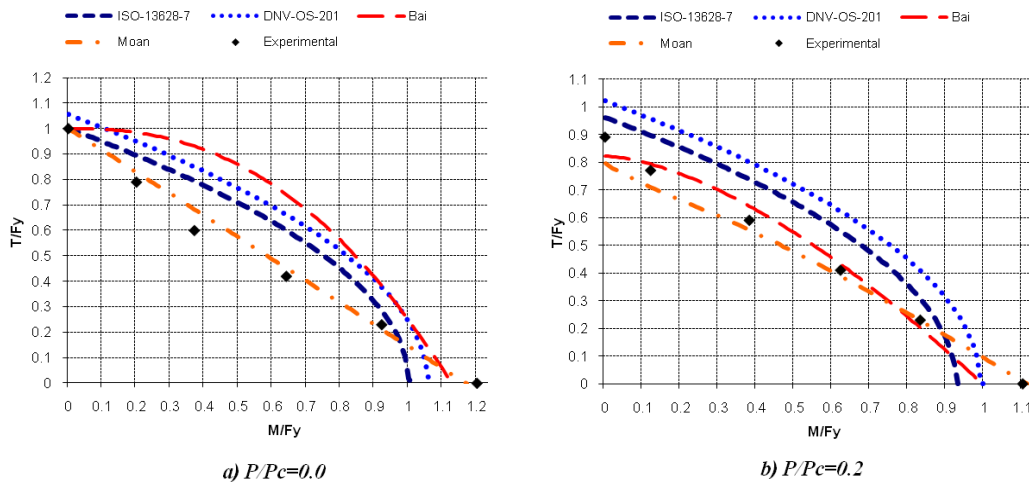


Figura II.5 Gráficas de resistencias últimas para a)  $p/p_c = 0.0$ , b)  $p/p_c = 0.2$

Al aumentar la presión para una relación de  $p/p_c = 0.3$ , figura II.6a, las relaciones de interacción de Moan T. et al. (1994) y Bai Y. et al. (1997) continúan presentando valores de resistencia por debajo de los valores reales, lo cual se podría considerar como aumento en el factor de la seguridad para

soportar combinaciones extremas tensión-momento-flexión. Para estas dos ecuaciones, los valores de la relación de interacción se cruzan en el valor de  $M/F_y=0.52$  con  $T/F_y=0.3928$ , después de ese valor de  $M/F_y$  se alejan entre sí, al presentarse el valor de  $M/F_y=0.78$  cuando ISO/DIS 13628-7 y Moan T., et al.(1994) se aproximan al valor real de  $T/F_y=0.23$  con un valor de  $T/F_y=0.2032$  y  $T/F_y=0.2201$ , respectivamente. En cambio Bai Y., et al. (1997) en ese punto la relación  $T/F_y$  disminuye más pronunciadamente debido al aumento de la presión que reduce el factor  $a$  en la ecuación II.41.

Finalmente, cuando la presión aumenta a un valor de  $p/p_c=0.4$ , figura II.6b, las relaciones de interacción de Moan T., et al. (1994) y Bai Y., et al. (1997), presentan la mayor aproximación a los valores reales. En  $M/F_y=0.66$  y  $T/F_y=0.23$ , comparando Bai Y., et al, 1997 con ISO/DIS 13628-7, se puede observar que la relación de momento disminuye más pronunciadamente que la tensión tendiendo a un comportamiento semejante. En cambio, DNV-OSF201 considera valores aun mayores de la relación de  $T/F_y$ , por lo que se puede interpretar que en esta expresión la resistencia a la tensión condiciona el diseño.

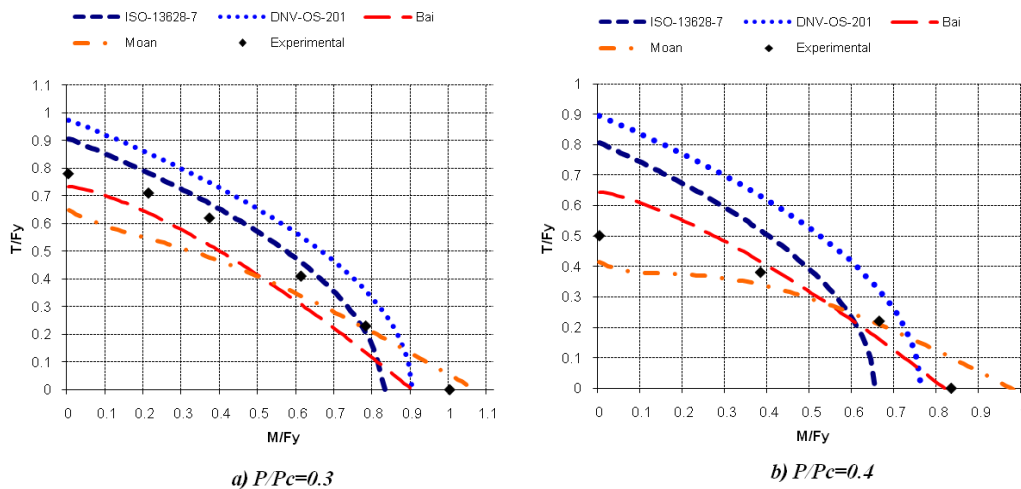


Figura II.6 Gráficas de resistencias últimas para, a)  $p/p_c = 0.3$ , b)  $p/p_c = 0.4$

Con los resultados obtenidos y mostrados en las figuras II.5 y II.6 se determinaron los coeficientes de variación de los valores calculados con las relaciones de interacción (Cov) con respecto con los valores reales, tabla II.3. Los resultados muestran que para el caso sin presión  $p/p_c = 0.0$ , la expresión propuesta por Bai Y. et al, 1997 presenta una mejor aproximación a los valores reales; sin embargo, al aumentar gradualmente la presión a  $p/p_c = 0.2$ ,  $p/p_c = 0.3$  y  $p/p_c = 0.4$ , todas las ecuaciones muestran coeficientes de variación mayores que aquella propuesta por en cambio Moan T. et al. (1994). Debido a estos resultados, la relación de interacción para el cálculo de la probabilidad de falla del ducto ascendente para el estado límite último será la propuesta por Moan T. et al. (1994).

Tabla II.3 Coeficientes de variación CoV para las relaciones de interacción.

Relación de interacción	$p/p_c = 0.0$	$p/p_c = 0.2$	$p/p_c = 0.3$	$p/p_c = 0.4$
Moan T et al. (1994)	0.0745	0.04923	0.0554	0.0224
Bai Y. et al. (1997)	0.0559	0.05462	0.0813	0.0460
DNV-OS-F201. (DNV, 2001)	0.0625	0.05292	0.0901	0.0624
ISO/DIS 13628-7. (ISO, 2001)	0.0657	0.05624	0.0880	0.0589

#### II.4.2 Estado límite último del ducto de acero en catenaria

De acuerdo a lo indicado en las secciones anteriores, el comportamiento al colapso de las tuberías es influenciado por la relación diámetro espesor, las propiedades del material y por las imperfecciones iniciales. Dependiendo de las condiciones de carga, los modos falla de la tubería pueden ser clasificadas como:

- **Colapso circunferencial:** es el colapso elástico-plástico circunferencial definido como la resistencia máxima de presión externa de la tubería.
- **Colapso por flexión:** es el colapso originado por la deformación de la sección transversal y fluencia en dirección longitudinal de la tubería. Este modo de falla es definido como punto de resistencia máxima por momento flexionante.
- **Colapso por tensión:** es el colapso debido a la combinación de la reducción de pared de espesor y fluencia en sentido longitudinal de la tubería por efecto de la fuerza de tensión actuante en el ducto. Este modo de falla es conocido como resistencia máxima a la tensión.
- **Colapso axial:** es el colapso debido a la deformación axial por efecto de las acciones que actúan sobre el ducto. Este modo de falla es definido como el punto donde la deformación axial excede la deformación axial permisible.

Los modos de falla anteriores están inter-relacionados y la ocurrencia de cualquiera de ellos puede ser generada por el efecto conjunto de fuerzas de tensión, de momentos flexionantes y de las presiones hidrostáticas e internas en el ducto. Por tal motivo, el estado límite último considerado para este trabajo es el originado por el modo de falla cuando se presenta un valor de  $IR \geq 1$  para la combinación de esfuerzos axial, flexionante y circunferencial.

## Capítulo III

# Análisis de confiabilidad de ductos de acero en catenaria

En el diseño de ductos costa afuera se debe considerar la seguridad del personal y la protección del medio ambiente. Se deben evaluar los riesgos asociados con la operación del sistema de ductos y restringir al mínimo la probabilidad de falla y con ello la ocurrencia de un derrame del contenido. La evaluación de riesgos juega un rol importante en el diseño del ducto. Los eventos que deben ser considerados en una evaluación de riesgos deben incluir fugas (especialmente derrames de hidrocarburos), falla estructural de la tubería, falla funcional de algún componente, y en general la ocurrencia de eventos accidentales tales como fuego, explosión y golpes de embarcaciones, que comprometan la integridad del sistema de ductos. El término de confiabilidad puede tener diferentes connotaciones relacionadas con las estructuras costa afuera; por ejemplo, puede ser sinónimo de dependencia (componente confiable). En la evaluación de riesgos, el análisis de confiabilidad se enfoca a la estimación de la probabilidad de ocurrencia de un evento como la pérdida de hidrocarburos, o la falla de un componente. En la ingeniería estructural, el análisis de confiabilidad estima la probabilidad de falla de todo el sistema o uno de sus componentes para una condición de carga.

En este capítulo se desarrolla la metodología para el análisis de confiabilidad estructural de un ducto ascendente de acero en catenaria para la condición de estado límite último. La metodología está basada en la determinación de la respuesta extrema, representada a través de la relación de interacción seleccionada en el capítulo II, del ducto ascendente sujeto a un estado de mar de largo plazo. Inicialmente se definen los principios de un análisis de confiabilidad estructural. Después, se realiza el análisis de la incertidumbre de las variables que describen las cargas y las resistencias del ducto con el objeto de clasificar y determinar cuales de ellas afectan la confiabilidad del ducto ascendente. Finalmente, se establece la metodología que será utilizada para el análisis de confiabilidad estructural del ducto ascendente de acero en catenaria.

### III.1. Principios del análisis de confiabilidad

Una función de estado límite describe el comportamiento de la estructura para una determinada condición de carga. Si consideramos que la carga es definida por  $S(\vec{X})$  y la resistencia del elemento estructural es  $R(\vec{X})$ , ambas dependientes de las variables aleatorias  $\vec{X}$ , éstas se pueden expresar como:

$$R(\vec{X}) = R(X_1, X_2, \dots, X_k) \quad \text{III.1}$$

$$S(\vec{X}) = S(X_{k+1}, X_{k+2}, \dots, X_n) \quad \text{III.2}$$

$$\vec{X} = X_1, X_2, \dots, X_k, X_{k+1}, X_{k+2}, \dots, X_n \quad \text{III.3}$$

Entonces la función de estado límite puede escribirse como

$$g(\vec{X}) = R(\vec{X}) - S(\vec{X}) \quad \text{III.4}$$

Al evaluar la función de estado límite:  $g(\vec{X}) \leq 0$  representa la región de falla,  $g(\vec{X}) > 0$  define la región de seguridad y  $g(\vec{X}) = 0$  la frontera entre ambas. Por lo tanto, se puede definir la confiabilidad como la probabilidad de que la carga  $S(\vec{X})$  exceda la resistencia  $R(\vec{X})$ . Esta probabilidad es definida como *probabilidad de falla*, la cual se puede expresar matemáticamente como:

$$pf = P(R \leq S) = P(R - S \leq 0) \quad \text{III.5}$$

$$pf = P[g(R, S) \leq 0] \quad \text{III.6}$$

$$pf = P[g(\vec{X}) \leq 0] \quad \text{III.7}$$

Introduciendo el concepto de función de densidad de probabilidades conjunta de las variables aleatorias en los eventos  $S(\vec{X})$  y  $R(\vec{X})$ , la probabilidad de falla puede ser calculada por

$$pf = P[g(\vec{X}) \leq 0] = \int_{g(\vec{X}) \leq 0} f_{\vec{X}}(\vec{x}) d\vec{X} \quad \text{III.8}$$

La ecuación III.8 es de naturaleza compleja y comúnmente debe ser resuelta por integración numérica debido al alto número de variables aleatorias utilizado en aplicaciones de confiabilidad estructural. Para el cálculo de la probabilidad de falla pueden ser utilizados métodos de simulación numérica de Monte Carlo (**Rubinstein, 1981**) y métodos analíticos de primer (FORM por las siglas en inglés de First Order Reliability Method) o segundo orden (SORM por las siglas en inglés de Second Order Reliability Method) (**Rackwitz & Fiessler, 1978**) y (**Breitung, 1984**).

### III.1.1 Métodos de estimación de la probabilidad de falla

La simulación de Monte Carlo (**Rubinstein, 1981**) se basa en la generación de un alto número de experimentos numéricos al evaluar la función de estado límite. Inicialmente se deben simular aleatoriamente conjuntos numéricos de las variables aleatorias de acuerdo con su distribución de probabilidades. El experimento se considera exitoso para el cálculo de la probabilidad de falla del



sistema estructural cuando  $g(\vec{X}) \leq 0$ ; así, la probabilidad de falla es estimada como el cociente entre el número de simulaciones de la función de estado límite que caen en el dominio de falla y el total de las simulaciones ejecutadas (ver figura III.1).

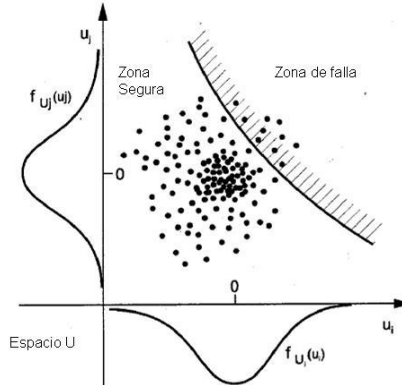


Figura III.1 Visualización de resultados de la simulación Monte Carlo, (Bjørset A. 2000).

En los métodos de confiabilidad de primer y segundo orden, una aproximación a la probabilidad de falla se obtiene a través de la linealización o representación por una curva cuadrática, respectivamente, de la superficie de falla a partir del punto de diseño. Debido al gran consumo de tiempo computacional para la simulación de los experimentos numéricos a través del método de Monte Carlo, en este trabajo se utilizará el método de confiabilidad de primer orden para obtener la probabilidad de falla del ducto ascendente. El método FORM se describe en la siguiente sección.

### III.1.2 Método de confiabilidad de primer orden

En el método de confiabilidad de primer orden (FORM), una aproximación a la probabilidad de falla es obtenida linealizando la superficie de falla a partir del punto de diseño, en el espacio de las variables aleatorias Normales estándar y estadísticamente independientes  $\vec{U}$ . La distancia entre este punto y el origen es el denominado índice de confiabilidad ( $\beta$ ). La idea básica del método FORM es ilustrada en la figura III.2 para el caso de 2 variables aleatorias.

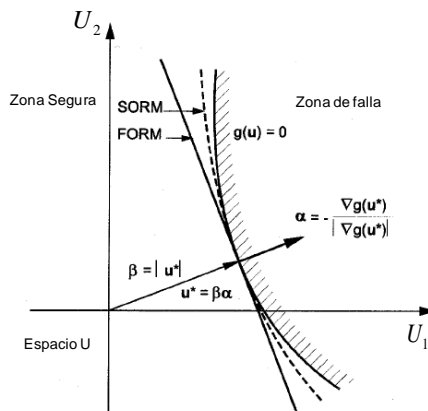


Figura III.2 Representación esquemática de los métodos de confiabilidad FORM y SORM. (Bjørset A. 2000).

Para la aplicación del método FORM es necesario transformar el problema de confiabilidad del espacio de las variables aleatorias originales  $\vec{X}$  al espacio de las variables Normales estándar estadísticamente independientes  $\vec{U}$  (variables reducidas), debido a que solo contamos las distribuciones marginales y coeficientes de correlación de las variables aleatorias, se utiliza la transformación propuesta por Nataf (Der Kiureghian y Liu, 1986), con la finalidad de aprovechar las ventajas ofrecidas por este tipo de distribuciones de probabilidad. En el espacio reducido, la expresión III.8 se puede escribir como

$$pf = P[g(\vec{U}) \leq 0] = \iint_{g(\vec{u})} \dots \int \prod_{i=1}^n \phi_{U_i}(u_i) d\vec{U} \quad \text{III.9}$$

El punto de diseño denotado como  $\vec{U}^*$ , es una solución del problema de optimización

$$\min \left\{ \|\vec{U}\| \mid g(\vec{U}) = 0 \right\} \quad \text{III.10}$$

Para resolver la ecuación III.10, se utiliza una aproximación basada en el gradiente de la función de falla, la cual inicia con la determinación del punto  $\vec{U}_o$  en el espacio reducido, correspondiente al vector  $\vec{X}_o$  compuesto por las medias de las variables aleatorias originales. Después se genera una secuencia de puntos  $\vec{U}_i, i = 1, 2, \dots$  en concordancia con la siguiente regla:

$$\vec{U}_{i+1} = \vec{U}_i + \lambda_i \vec{d}_i \quad \text{III.11}$$

Existen diferentes métodos para obtener  $\vec{d}_i$ , en este trabajo se utiliza el método iHL-RF desarrollado por Zang y Der Kiureghian (1994) que plantea la siguiente ecuación para calcular el vector de búsqueda:

$$\vec{d}_i = \frac{1}{\|\nabla g(\vec{U}_i)\|^2} [\vec{U}_i^T \nabla g(\vec{U}_i) - g(\vec{U}_i)] \cdot \nabla g(\vec{U}_i) - \vec{U}_i \quad \text{III.12}$$

El cálculo del vector  $\nabla g(\vec{U}_i)$  es efectuado usando las siguientes expresiones:

$$\nabla g(\vec{U}_i) = (J^{-1})^T \nabla g(\vec{X}_i) \quad \text{III.13}$$

$$g(\vec{U}_i) \cong g(\vec{X}_i) \quad \text{III.14}$$

Este algoritmo es globalmente convergente; es decir, una secuencia es garantizada a converger para un punto  $\vec{U}^*$  en la superficie de falla con una mínima distancia al origen,  $\beta = \|\vec{U}^*\|$ , bajo la premisa de que  $g(\vec{U}_i)$  es continua y diferenciable. El punto de diseño  $\vec{U}^*$  es identificado en el algoritmo cuando el error relativo entre el valor del índice de confiabilidad  $\beta$  en dos interacciones consecutivas es menor que un valor de tolerancia  $\Omega$  predefinido, generalmente en el orden de  $1 \times 10^{-4}$ :

$$\frac{|\beta_{i+1} - \beta_i|}{\beta_{i+1}} \leq \Omega \quad \text{III.15}$$

Es posible demostrar que las coordenadas del punto de diseño  $\vec{U}^*$  en el espacio de las variables reducidas son dadas por

$$u_j^* = -\alpha_j \beta \quad , j = 1, \dots, n \quad \text{III.16}$$

$\alpha_j$  es calculado en el punto de diseño, definido por la ecuación:

$$\alpha_j = \frac{\nabla g(u_j^*)}{\|\nabla g(\vec{U}^*)\|} \quad \text{III.17}$$

En otras palabras,  $\alpha_j$  es el coseno director del vector que liga al punto de diseño con el origen en relación al eje de la variable  $u_j^*$ . El parámetro  $\alpha_j^2$  constituye el llamado factor de importancia de la variable aleatoria  $j$  involucrada en el análisis de confiabilidad. Una vez que el índice de confiabilidad  $\beta$  es determinado, la probabilidad de falla  $pf$  es calculada como:

$$pf = \Phi(-\beta) \quad \text{III.18}$$

### III.1.3 Selección de variables aleatorias del ducto ascendente de acero en catenaria para análisis de confiabilidad

El modelado de la incertidumbre en la carga  $S(\vec{X})$  y/o en la resistencia  $R(\vec{X})$  de un sistema o elemento estructural, es llevado a cabo a través de variables aleatorias definidas por la relación entre la representación real y la cantidad resultante de un modelo.

La selección de las variables aleatorias para el análisis de confiabilidad está condicionada a la información disponible del estado límite seleccionado así como de la relación de interacción utilizada para obtener la respuesta del ducto. Como fue descrito en el capítulo II, en este trabajo la relación de interacción con la mejor aproximación al comportamiento real de la tubería bajo los efectos

combinados de carga axial, momento de flexión y presión radial, es la ecuación propuesta por Moan T. et al. (1994).

El modelo numérico utilizado para obtener los elementos mecánicos de tensión y flexión en el ducto ascendente, a través del método de elemento finito, está en función de un conjunto de parámetros con diferentes incertidumbres definidos en la tabla III.1. Por tal motivo, el cálculo de la resistencia del ducto sujeta a esfuerzos combinados es una función de las mismas variables aleatorias.

Tabla III.1 Variables con incertidumbre en el cálculo de la resistencia del ducto.

Tipo	Variables	Origen de incertidumbre
Geométricas	Ovalación inicial Diámetro Espesor	Calidad de los procesos de manufactura
Parámetros del material	Esfuerzo de fluencia $F_y$	
Modelo de análisis	Cargas y sus efectos	Disponibilidad y calidad de datos
Funcionales	Tensión y presión	Configuración del ducto ascendente y flujo manejado

Por otro lado, considerando las incertidumbres asociadas a la diferencia entre los resultados obtenidos con el modelo numérico y los valores reales en el ducto ascendente, el comportamiento predicho no necesariamente se ajusta al comportamiento real perfectamente, por lo que algunas pequeñas desviaciones son introducidas en la relación de interacción empleada en el cálculo de la resistencia del ducto. Sin embargo, la incertidumbre de las cargas y sus efectos (funcionales o ambientales), sumada a las incertidumbres tanto geométricas como del material, puede ser estimada a través de análisis cualitativos y cuantitativos de cada una de las variables involucradas. A continuación se describen los criterios utilizados para la selección de las variables aleatorias consideradas en el análisis de confiabilidad del ducto.

### ***Ovalación Inicial***

Como se indicó en la sección II.3.1, la ovalación causada por la presión externa introduce esfuerzos de flexión máximos en la parte superior, inferior y los lados de la sección transversal con ovalación, reduciendo la resistencia al colapso de la tubería. Por este motivo, la ovalación del ducto debe ser verificada tanto en la fabricación de la tubería de acero al carbón, como en la construcción y tendido del ducto, a través de un programa de aseguramiento de calidad riguroso, con la finalidad de que en caso que se presenten deformaciones éstas se encuentren dentro de los límites especificados. En este estudio se consideró la especificación API SPEC5L (**API, 2004**) para revisar las tolerancias (indicadas en la tabla III.2) tanto en el cuerpo como en los extremos del tubo. Considerando que en las condiciones iniciales se encuentra libre de flexiones y cargas de presión, el valor medio de la ovalación se debe encontrar dentro del valor 0.75% o menor para ambas secciones analizadas. Debido a este error tan pequeño permitido, la ovalación del ducto es considerada como una variable determinista.

Tabla III.2 Tolerancias permisibles en ovalación del cuerpo de la tubería de acuerdo con API SPEC5L, (API, 2004)

Diámetro de la Tubería (mm)	Tolerancia con respecto al diámetro exterior especificado
$\phi < 60.325$	+0.41 mm, -0.8 mm
$60.325 \leq \phi \leq 114.3$ soldadura continua	$\pm 1.00 \%$
$60.325 \leq \phi < 508$	$\pm 0.75 \%$
$\phi > 508$ sin costura	$\pm 1.00 \%$
$508 \leq \phi \leq 914.4$ soldada	+0.75%, -0.25%
$\phi > 914.4$	+6.4 mm, -3.2 mm

### Diámetro y espesor

El análisis estructural para obtener los elementos mecánicos fue realizado considerando un espesor constante a lo largo del ducto ascendente, con base en las siguientes consideraciones. Debido al proceso de fabricación, generalmente las tuberías muestran desviaciones entre el espesor nominal y el real; sin embargo, estas variaciones deben estar dentro de un valor tolerable dado, por ejemplo, por la especificación API SPEC5L (API, 2004). Esta especificación define que las variaciones en espesor de la tubería deben estar dentro de las tolerancias indicadas en la tabla III.3, las cuales están en función de la orientación de la sección transversal. Este último aspecto es importante debido a que el cálculo de la resistencia al esfuerzo flexionante está condicionado por la orientación de la sección trasversal. Para asegurar el cumplimiento de esta especificación en tuberías terminadas, el API SPEC5L (API, 2004) permite una expansión en frío de al menos 0.3% en toda su longitud. Este proceso asegura que las variaciones del espesor tiendan a disminuir, por lo que el espesor tiende a ser constante.

Tabla III.3 Tolerancias permisibles de espesor de tuberías de acuerdo con API SPEC5L (API, 2004).

Diámetro de Tubería (mm)	Tolerancia del espesor de la tubería	
Tamaño	Tipo de tubería	Grado X42 y mayores
$\phi \leq 73.025$	Todas	+15.0 % -12.5 %
$73.025 < \phi < 508$	Todas	+15.0 % -12.5%
$\phi \geq 508$	Soldada	+19.5 % -8.0 %
$\phi \geq 508$ )	Sin costura	+17.5% - 10.0 %

Adicionalmente, el diámetro de la tubería está condicionado al cumplimiento de las especificaciones de redondez u ovalación, y éstas a su vez son afectadas por las variaciones del espesor y la orientación de la sección transversal. El API SPEC5L (API, 2004) especifica las desviaciones permisibles en los extremos de la tubería mostradas en la tabla III.4, así que las propiedades geométricas deben presentar variaciones mínimas. Como se puede observar en la tabla III.4, las

desviaciones permisibles son hasta dos veces más restrictivas que las del espesor en tuberías formadas por placas roladas y tuberías sin costuras. Considerando que para la especificación seleccionada para ambas secciones analizadas la variación del diámetro y el espesor lo largo del ducto tiende a cero (tabla III.4), en este trabajo se ha considerado que estos parámetros son variables deterministas.

Tabla III.4 Tolerancias permisibles del diámetro en los extremos de tuberías de acuerdo con API SPEC5L (API, 2004).

Tamaño (mm)	Tolerancia mínima (mm)	Tolerancia mayor (mm)	Tolerancia a eje del diámetro en porcentaje del diámetro exterior	Diferencia máxima entre diámetro máximo y mínimo Aplica sólo en tuberías $D/t \leq 75$
$\phi \leq 273.05$	0.4	1.6	-	-
$273.05 < \phi \leq 508$	0.8	2.4	-	-
$508 < \phi \leq 1066.8$	0.8	2.4	$\pm 1.00\%$	12.7 mm
$\phi > 1066.8$	0.8	2.4	$\pm 1.00\%$	15.9 mm

### **Esfuerzo de fluencia**

El esfuerzo de fluencia de un material es una función de diferentes factores que introducen incertidumbres en su determinación, como son los procesos de fabricación de la tubería, las propiedades físico-químicas de los materiales y los esfuerzos generados durante el rolado y el expandido en frío. Este último proceso, es utilizado para cumplir con las especificaciones geométricas de la tubería los procesos de fabricación afectan la capacidad de la tubería al colapso debido a compresión en dirección circunferencial de la tubería, originando la aparición del efecto Bauschinger (ver § II.3.1). En aplicaciones en aguas profundas, a medida que la profundidad es incrementada, el esfuerzo de fluencia a la compresión se reduce. La reducción del esfuerzo de fluencia por compresión es un factor crítico a considerar en el diseño de los ductos, por lo cual diferentes códigos y estándares de diseño consideran una reducción del esfuerzo de fluencia a compresión con relación al esfuerzo de fluencia mínimo especificado. Por ejemplo, DNV establece una reducción de 7.5 a 15% (DNV, 2001) mientras que el ASME B31.8 considera un valor de 28% (ASME, 2006).

Estas variaciones en el valor del esfuerzo de fluencia del material de la tubería indican que tanto procesos de fabricación de la tubería como la composición química del material afectan el valor del esfuerzo de fluencia, presentando coeficientes de variación del 2 al 6% (ISO, 2006). Por esta razón se considera como variable aleatoria al esfuerzo de fluencia, con los valores estadísticos indicados en la tabla III.5.

### **Tensión, flexión y presión en el ducto**

La tensión efectiva y la flexión del ducto están sujetas a variaciones debidas a los efectos del peso sumergido de la tubería, por el incremento de la profundidad, a las variaciones del flujo por fluctuaciones de la presión interna y a la geometría de la catenaria. Además, la posición y movimientos del ducto ascendente están condicionados por los movimientos de la plataforma y las acciones ambientales como corrientes, viento y oleaje. Debido a esto, es conveniente considerar en el modelo de análisis la incertidumbre de estas variaciones y su afectación en la respuesta estructural del ducto ascendente.

Debido a la naturaleza aleatoria del océano, el coeficiente de variación (CoV) de los efectos de las cargas ambientales es normalmente mayor que los efectos de las cargas funcionales: CoV de 40 al 60% para los efectos de cargas ambientales y de un 5 a un 10% de las cargas funcionales, (ISO, 2006). Para considerar la incertidumbre en la determinación de los elementos mecánicos esfuerzos de flexión y axiales y tensión originados por las cargas estáticas y dinámicas debidas a los movimientos del sistema flotante y las cargas ambientales son de naturaleza aleatoria se consideran como variables aleatorias.

### **Modelo de análisis**

Aunado a lo anterior, otro tipo de incertidumbre es la producida por la idealización del método de elemento finito en el análisis estructural del ducto para el cálculo de la respuesta; además, la relación de interacción de los esfuerzos actuantes y resistentes seleccionada también afecta la incertidumbre del modelo de análisis así como la determinación de la presión de colapso, por lo que es conveniente incluir una variable aleatoria para considerar esta incertidumbre en el modelo de análisis de confiabilidad.

Tabla III.5 Distribuciones de probabilidad de las variables aleatorias para el análisis de confiabilidad.

Variable aleatoria		Tipo de distribución	Parámetros		Referencia
			Media	CoV	
$X_{Fy}$	Incertidumbre de esfuerzo de fluencia	Lognormal	Esfuerzo de fluencia mínimo especificado	6%	Hart (1985)
$X_{CE}$	Incertidumbre de esfuerzos por carga estática	Normal	1.0	5%	Lotsberg (1991)
$X_{CA}$	Incertidumbre de esfuerzos por cargas ambientales	Normal	1.0	25%	Banon (1994), DNV (1995b)
$X_{IR, Pi}$	Incertidumbre de presión interna	Gumbel tipo I	1.5	2%	ISO-16308 (2006)
$X_{IR, T}$	Incertidumbre de resistencia axial	Normal	1.2	8%	Moan T. et al.(1994)
$X_{IR, B}$	Incertidumbre de resistencia a la flexión	Normal	1.0	7%	Moan T. et al.(1994)
$X_{IR, P}$	Incertidumbre de resistencia al colapso hidrostático	Normal	0.95	13%	Moan T. et al.(1994)

Con base en lo descrito en los párrafos anteriores, en el análisis de confiabilidad del ducto ascendente se consideran las variables aleatorias incluidas en el vector  $\vec{X}$  (ecuación III.19) y las cuales afectan las funciones de carga  $S(\vec{X})$  y de la resistencia  $R(\vec{X})$ , de la función de estado límite:

$$\vec{X} = \{X_{CA}, X_{CE}, X_T, X_B, X_P, X_{Pi}, X_{Fv}\} \quad \text{III.19}$$

Los parámetros estadísticos de las variables aleatorias, descritos en la tabla III.5 fueron obtenidos de trabajos similares referenciados en la misma tabla.

### III.1.4 Relación de interacción del ducto ascendente de acero en catenaria

En el presente estudio, la evaluación de la confiabilidad del ducto ascendente se efectúa a través del cálculo del valor esperado de la respuesta extrema del ducto ascendente sujeto a un estado de mar de largo plazo. La respuesta del ducto es obtenida a través de la siguiente relación de interacción que combina los esfuerzos de tensión- presión y flexión (ver § II.4):

$$\left[ \frac{f_T}{F_{TC}} + \frac{f_B}{F_{BC}} \right]^k + \frac{P}{P_c} \leq 1 \quad \text{III.20}$$

Los esfuerzos actuantes  $f_T(t)$  y  $f_B(t)$  son determinados con las expresiones siguientes:

$$f_T(t) = X_{CE} \cdot f_{T,CE} + X_{CA} \cdot f_{T,CA}(t) \quad \text{III.21}$$

$$f_B(t) = X_{CE} \cdot f_{B,CE} + X_{CA} \cdot f_{B,CA}(t) \quad \text{III.22}$$

El esfuerzo  $f_T(t)$  tiene tres componentes: la primera relacionada con las acciones estáticas, la segunda con las acciones dinámicas generadas por el medio ambiente, y la tercera por las presiones externa e interna en el ducto. Los efectos debidos a las cargas estáticas y dinámicas están afectadas por las incertidumbres originadas por modelo matemático utilizado, las cuales son consideradas con la introducción de las variables aleatorias  $X_{CE}$  y  $X_{CA}$ .

Considerando que la variación aleatoria de la presión interna tiene un efecto en la tensión efectiva impuesta al ducto ascendente, se introduce la variable aleatoria  $X_{IR, Pi}$  en la estimación de la tensión efectiva estática (ecuación III.23) y dinámica (ecuación III.24).

$$T_{e,CE} = T_o - A_i X_{IR, Pi} + A_e P \quad \text{III.23}$$

$$T_{e,CA}(t) = T(t) - T_o - A_i X_{IR, Pi} + A_e P \quad \text{III.24}$$

$$f_{T,CA}(t) = T_{e,CA}(t) / A_s \quad \text{III.25}$$



$$f_{T,CE} = T_{e,CE} / A_s \quad \text{III.26}$$

El esfuerzo  $f_B(t)$  en el ducto es obtenido como la suma de las componentes generadas por los momentos estáticos y dinámicos (ecuación III.28):

$$f_{B,CE} = \overline{M}_F / Z_C \quad \text{III.27}$$

$$f_{B,CA}(t) = \overline{M}(t) / Z_C \quad \text{III.28}$$

Donde  $\overline{M}_F$  y  $\overline{M}(t)$  son determinados cómo se indica en la sección IV.2.2.

Las resistencias estimadas del ducto están afectadas por la incertidumbre del esfuerzo de fluencia  $X_{Fy}$ , así como por las incertidumbres del modelo numérico para la tensión  $X_{IR,T}$  y para la flexión  $X_{IR,B}$ :

$$F_T = X_{IR,T} \cdot X_{Fy} \quad \text{III.29}$$

$$F_B = X_{IR,B} \cdot X_{Fy} \cdot \left[ \frac{4}{\pi} \left( 1 + \frac{t}{D} \right) - 0.006 \cdot \frac{D}{t} \right] \quad \text{III.30}$$

La presión hidrostática externa corresponde a la presión actuante en el ducto ascendente, la cual varía con relación a la profundidad de la sección analizada, considerada por lo tanto como una variable determinista:

$$p_e = \gamma_{am} \cdot h_s \quad \text{III.31}$$

Finalmente, para obtener la presión de colapso, es necesario resolver la ecuación III.32. Esta ecuación está afectada por la incertidumbre asociada al esfuerzo de fluencia  $X_{Fy}$ , además de la incertidumbre en la resistencia a la presión de colapso determinada por el modelo numérico de la relación de interacción  $X_{IR,P}$ , Para resolver la ecuación III.32 se utilizan las expresiones definidas en para las presiones de colapso elástico III.33a y plástico III.33b, quedando las expresiones por utilizar como:

$$(p_C - p_{el})(p_C - p_p) = p_C \cdot p_{el} \cdot \left( 3f_0 \frac{D}{t} \right) \quad \text{III.32}$$

$$p_{el} = \frac{2.E}{1-\nu^2} \left( \frac{t}{D} \right)^3 \quad \text{III.33a}$$

$$p_o = 2 \frac{t}{D} \cdot X_{Fy} \quad \text{III.33b}$$

$$p_{oel} = p_o + p_{el} \left( 1 + 3 \frac{f_o \cdot D}{t} \right) \quad \text{III.34}$$

$$p_c = X_{IR,P} \cdot \left[ \frac{1}{2} \cdot p_{oel} - \sqrt{p_{oel}^2 - 4p_o - p_{el}} \right] \quad \text{III.35}$$

Sustituyendo las expresiones III.21, III.22, III.27 y III.28 en la ecuación III.20, además de considerar que la presión interna está afectada por la incertidumbre del modelo numérico, la relación de interacción que define el criterio de falla del ducto ascendente es:

$$IR(t, \vec{Y} | \vec{X}, z) = \left[ \frac{f_T(t)}{F_T} + \frac{f_B(t)}{F_B} \right]^k + \frac{|P_e - X_{IR, Pi}|}{P_c} \leq 1.0 \quad \text{III.36}$$

### III.1.5 Análisis estructural del sistema flotante

En aguas profundas, tanto la rigidez como la masa del ducto ascendente transfieren cargas y efectos dinámicos a la plataforma flotante modificando el comportamiento estructural de todo el sistema. En estos casos es recomendable desarrollar un análisis estructural acoplado entre la plataforma flotante, los tendones y el ducto ascendente en el mismo modelo numérico.

En el análisis acoplado, la plataforma flotante es modelada como un cuerpo rígido con 6 grados de libertad, y las líneas de amarre y el ducto son representados a través de elementos finitos 3D tipo barra. Cuando el modelo acoplado es analizado bajo una tormenta, los desplazamientos y las fuerzas internas en cualquier sección a lo largo del ducto ascendente son simultáneamente obtenidos en cada instante de tiempo.

En este trabajo, un análisis estructural del tipo acoplado es usado para llevar a cabo el análisis dinámico no lineal del sistema flotante de producción sujeta a una serie de tormentas de corto plazo incluyendo las acciones del viento, corriente marina y las fuerzas de primer y segundo orden (*slow drift* y *springing*) del oleaje. La descripción de los fundamentos teóricos y el modelo utilizado para un análisis hidrodinámico de un sistema acoplado es presentada en la sección II.2 de este trabajo. Cada estado de mar de corto plazo es definido por los parámetros ambientales contenidos en el vector  $\vec{Y}$ :

$$\vec{Y} = \{H_s, T_p, \theta_o, V_v, \theta_v, V_c, \theta_c, H_m\} \quad \text{III.37}$$

El propósito del análisis acoplado del ducto ascendente en catenaria es obtener la variación dinámica de los elementos mecánicos de tensión, momento flexionante y colapso hidrostático, poniendo particular interés en las secciones más críticas: la conexión tanto con el casco de flotación y equipo submarino, la región de contacto con el lecho marino y en la sección en catenaria libre con mayor curvatura.

### III.2. Análisis de confiabilidad del ducto ascendentes de acero en catenaria

El análisis de confiabilidad el ducto ascendente se efectúa considerando el trabajo propuesto por Barranco C. F. (2004), utilizando la relación de interacción III.36 y variables aleatorias contenidas en el vector  $\bar{X}$  (ecuación III.19). La metodología se basa en la obtención de la respuesta extrema del ducto ascendente para un estado de mar de largo lazo compuesto por diferentes estados de mar de corto plazo (con duración de 3 horas). Inicialmente, para cada estado de mar de corto plazo se obtiene la variación dinámica a lo largo del tiempo de los esfuerzos axiales y momentos flexionantes en cada una de las secciones de interés del ducto ascendente.

Para considerar la incertidumbre asociada a las variables aleatorias  $\bar{X}$  en la respuesta del ducto, se determina la relación de interacción dinámica IR en la sección de interés para cada estado de mar. Estas series de IR son usadas para la obtención de las distribuciones de probabilidades ajustadas a los valores máximos y extremos de cada realización de corto plazo del IR. Las funciones de probabilidad de corto plazo se integran para obtener la distribución de largo plazo de la respuesta del ducto ascendente. Esta última distribución está condicionada a los valores de los efectos de las cargas (esfuerzos estructurales) y a las variables aleatorias  $\bar{X}$ , y es utilizada para obtener la probabilidad de falla del ducto ascendente. A continuación se presentan las expresiones requeridas para el cálculo de la probabilidad de falla del ducto ascendente en la sección de interés.

#### III.2.1 Probabilidad de falla del ducto ascendente

La probabilidad de falla del ducto ascendente es definida como la probabilidad de que el valor esperado extremo del IR sea mayor o igual que 1.0 durante el periodo de tiempo de análisis  $TA$  seleccionado, condicionada a un conjunto de valores específicos de las propiedades estructurales contenidas en el vector  $\vec{z}$  y de variables aleatorias  $\bar{X}$ . Utilizando la expresión III.8, esa probabilidad puede ser expresada como:

$$pf(\vec{x}) = P\left[IR_{ext}^{(TA)}(\vec{Y} = \vec{y} | \vec{X} = \vec{x}, \vec{z}) \geq 1\right] \quad \text{III.38}$$

Donde

$IR_{ext}^{(TA)}(\vec{Y} = \vec{y} | \vec{X} = \vec{x}, \vec{z})$  Es la magnitud de la relación de interacción del ducto obtenido directamente de la función de densidad de probabilidad de los valores extremos del  $IR(t, \bar{Y} | \bar{X}, \vec{z})$  de largo plazo del ducto ascendente condicionado a los parámetros ambientales contenidos en el vector  $\vec{Y}$ .

Introduciendo la distribución de probabilidad acumulada de valores extremos del IR, para la realización de las variables aleatorias  $\bar{X} = \vec{x}$ , la probabilidad de falla se puede calcular como sigue:

$$pf(\vec{x}) = 1.0 - F_{IR_{ext}^{(TA)} | \bar{X} = \vec{x}, \vec{z}}(ir = 1.0 | \bar{X} = \vec{x}, \vec{z}) \quad \text{III.39}$$

Donde  $F_{IR_{ext}}^{(TA)}(ir = 1.0 | X = \bar{x}, z)$  es la función de probabilidades acumulada de la relación de interacción  $IR$  extremo del ducto evaluada en el valor de  $IR$  que indica la falla del elemento estructural, o sea  $ir = 1.0$ .

Entonces, la probabilidad falla del ducto ascendente, incluyendo la incertidumbre de las variables aleatorias independientes del tiempo en  $\bar{X}$ , es

$$pf = \int_{\bar{X}} pf(\vec{x}) \cdot f_{\bar{X}}(\vec{x}) d\vec{x} \quad \text{III.40}$$

El cálculo de esta expresión puede llevarse a cabo a través de los métodos Monte Carlo, FORM o SORM mencionados en la sección III.1.1 y III.1.2. En este trabajo se ha seleccionado al método FORM para efectuar el análisis de confiabilidad del ducto ascendente.

Debido a la gran cantidad de trabajo computacional necesario para obtener el valor de  $pf(\vec{x})$ , Wen y Chen (1987) propusieron evaluar la expresión III.40 a través del método FORM utilizando la siguiente función de estado límite:

$$g(\bar{U}, U_{n+1}) = U_{n+1} - \Phi^{-1} \left\{ pf \left[ T^{-1}(\bar{U}) \right] \right\} \quad \text{III.41}$$

### III.2.2. Distribuciones de probabilidad de respuestas máxima y extrema

Para el desarrollo de este trabajo se considera que un estado de mar de largo plazo es un proceso no estacionario por lo que sus propiedades estadísticas varían en tiempos largos, por eso es conveniente dividirlo en series temporales de pocas horas de duración, estas series son los estados de mar de corto plazo, si consideramos que un estado de mar de corto plazo es un proceso estacionario, sus propiedades estadísticas son independientes del tiempo para distribuciones de probabilidad de primer orden, esto significa que su media, varianza y coeficientes de Skewness y Kurtosis no varían a lo largo del proceso, además de esto se asume que es proceso ergódico, es decir que sus parámetros estadísticos calculados para una realización son iguales a los valores calculados a lo largo de varias realizaciones, de esta forma una realización del proceso es suficiente para describir sus parámetros estadísticos para cualquier otra realización de este mismo proceso, finalmente, la distribución de probabilidad de un proceso ergódico puede ser caracterizada ajustando una función a la muestra de los valores observados de su realización, es decir tratar a la muestra como una realización de una variable aleatoria.

Además de lo anterior, en este trabajo se ha considerado que la respuesta de corto plazo de un ducto ascendente es representada por un proceso no Guassiano (**Barranco C. F., 2004**). Se ha seleccionado a la distribución de Weibull para modelar la distribución de probabilidad de los valores máximos  $F_{IR_{max}}^{cp}(\vec{ir} | \vec{X} = \vec{x}, \vec{z}, \vec{Y} = \vec{y})$  de la relación de interacción III.36. La distribución de probabilidades del modelo de Weibull es definida como:

$$F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{cp}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y})=1-e^{-\left(\frac{ir-u_w}{\alpha_w}\right)^{\lambda_w}} \quad \text{III.42}$$

Para  $ir \geq u_w$

Cuando la distribución de probabilidad de los valores máximos corresponden a un modelo de Weibull, la distribución de probabilidad  $F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{cp}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y})$  de los valores extremos tiende asintóticamente a la función tipo I, función de Gumbel (Bury, 1975):

$$F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{cp}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y})=\exp\{-\exp[-\alpha_g(ir-u_g)]\} \quad \text{III.43}$$

Para  $-\infty < ir < +\infty$

Los parámetros de la función de Gumbel son calculados con las siguientes expresiones:

$$u_g = u_w + \alpha_w [\ln(n)]^{\frac{1}{\lambda_w}} \quad \text{III.44}$$

$$\alpha_g = \frac{\lambda_w}{\alpha_w} [\ln(n)]^{\frac{\lambda_w-1}{\lambda_w}} \quad \text{III.45}$$

Debido a que es necesario evaluar la respuesta extrema del ducto durante un periodo de tiempo largo, por ejemplo 1 año o la vida útil de la estructura, la respuesta debe incluir las contribuciones de todos los estados de mar con probabilidad de ocurrencia durante el tiempo de análisis. La distribución de probabilidades de valores extremos de la respuesta de largo plazo es obtenida a través de la siguiente ecuación (**Barranco C.F., 2004**).

$$F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z})=\int F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{cp}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}) \cdot f_{\vec{Y}}(\vec{y}) d\vec{y} \quad \text{III.46}$$

Donde  $F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{cp}(\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y})$  es la distribución de valores extremos de la respuesta de corto plazo para cada estado de mar  $\vec{Y}=\vec{y}$ , determinada con las ecuaciones III.42 y III.43.

Considerando que las tormentas constituyen un grupo de eventos independientes a lo largo de ellas mismas y su número de ocurrencias a lo largo del tiempo siguen una distribución de Poisson, la distribución de probabilidades acumulada y la función de densidad de probabilidades de la respuesta extrema para un tiempo de análisis TA de interés son calculadas usando las expresiones III.47 y III.48, respectivamente (**Barranco C. F., 2004**):

$$F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(TA)}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z})=\exp\left[-\nu_F \cdot TA \cdot \left(1.0 - F_{IR_{\max}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}(\vec{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z})\right)\right] \quad \text{III.47}$$

$$f_{IR_{ex}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(TA)}(ir|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) = \nu_F \cdot TA \cdot F_{IR_{ex}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(TA)}(ir|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) \cdot f_{IR_{ex}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}(ir|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) \quad \text{III.48}$$

Donde  $\nu_F$  es la tasa media de ocurrencia de los eventos ambientales extraordinarios, expresada como:

$$\nu_F = \frac{N_{tormentas}}{Años_{observados}} \quad \text{III.49}$$

El tiempo de análisis TA puede ser 1 año, 100 años o la vida útil de la plataforma, entre otros. Para efectuar el análisis de confiabilidad del ducto, en este trabajo se ha seleccionado un periodo de análisis de un año (**DNV, 2001**).

### III.2.3 -Modelo de Weibull para ajuste de las distribuciones de probabilidad de respuestas máximas

La distribución de Weibull es frecuentemente utilizada en el análisis de valores máximos debido a que tiene la característica de poder ajustarse a la mayoría de las distribuciones probabilísticas de los parámetros de respuesta de corto plazo de estructuras costa afuera (**Barranco C. F., 2004**).

La distribución de Weibull es definida por la ecuación III.42. Los tres parámetros de la distribución de Weibull son obtenidos a través de los valores de la media ( $\mu_{IR_{max}}$ ), desviación estándar ( $\sigma_{IR_{max}}$ ), coeficiente de Skewness ( $\delta_{IR_{max}}$ ) y el coeficiente de Kurtosis ( $\kappa$ ) calculados para la muestra de valores máximos del IR:

$$\mu_{IR_{max}} = u_w + \alpha_w \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right) \quad \text{III.50}$$

$$\sigma_{IR_{max}} = \alpha_w \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)} \quad \text{III.51}$$

$$\delta_{IR_{max}} = \frac{\Gamma\left(1 + \frac{3}{\lambda_w}\right) - 3\Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) + 2\Gamma^3\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right)\right]^{3/2}} \quad \text{III.52}$$

$$\kappa = \frac{\Gamma\left(1 + \frac{4}{\lambda_w}\right) - 4\Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{3}{\lambda_w}\right) + 6\Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - 3\Gamma^4\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\right]^2} + \frac{\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\right]^2} \quad \text{III.53}$$

donde  $\Gamma(\cdot)$  es la función Gama.

En este trabajo es utilizado el coeficiente de skewness de la muestra de valores máximos para calcular el parámetro de forma  $\lambda_w$ . Una vez obtenido  $\lambda_w$ , los parámetros de localización  $u_w$  y de escala  $\alpha_w$  son determinados utilizando la media y desviación estándar de la muestra  $ir_{\max}(t)$  con las ecuaciones III.50 y III.51, respectivamente.

A manera de verificar la hipótesis del ajuste de la distribución de Weibull para modelar la distribución de probabilidad de los valores máximos del IR, se identificaron los máximos globales observados para una realización del  $IR(t, Y | \bar{X}, \bar{z})$ , ordenados de forma ascendente. La función acumulada de probabilidad de los valores máximos individuales e independientes fue aproximada con la expresión siguiente:

$$F_{IR\max}(ir_{m,i}) = \frac{i}{N_{\max} + 1} \tag{III.54}$$

En la figura III.3 se muestran las funciones de probabilidad acumuladas de valores máximos observados del IR para los ductos ascendentes de estudio descritos en el Capítulo IV. Las figuras corresponden a la respuesta de una sección del ducto ubicada en el punto de contacto con el suelo marino, a una profundidad de 1000 m, bajo la acción del huracán Roxanne. La variación dinámica del IR es calculada con los valores de las medias de las variables aleatorias.

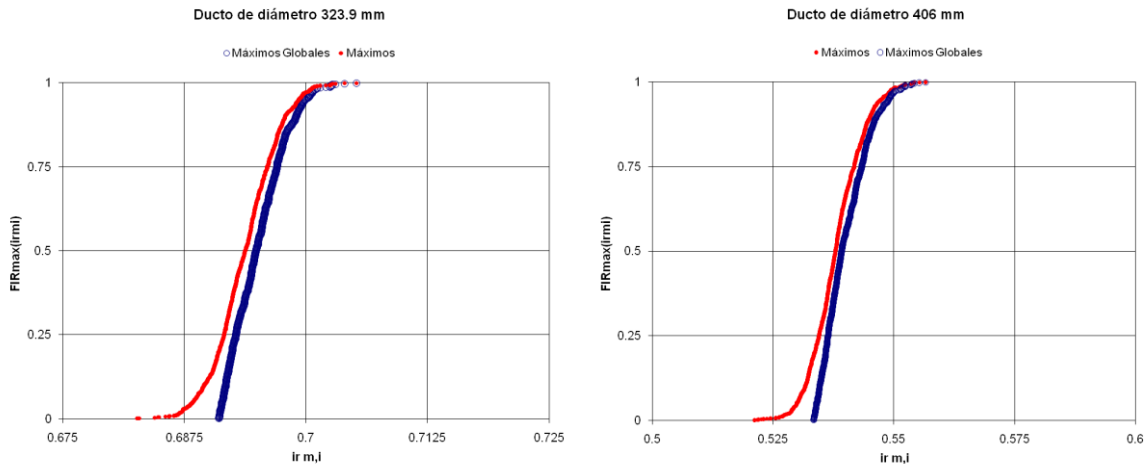


Figura III.3 Funciones de probabilidad acumuladas de valores máximos observados del IR para los ductos de estudio

En la figura III.4 se muestran las distribuciones de probabilidad obtenidas con el ajuste del modelo de Weibull, a los valores máximos observados del IR para los ductos de interés. En estas figuras se

puede observar una adecuada precisión entre la función ajustada y los valores observados. Por lo que la hipótesis de considerar el modelo de Weibull es válida.

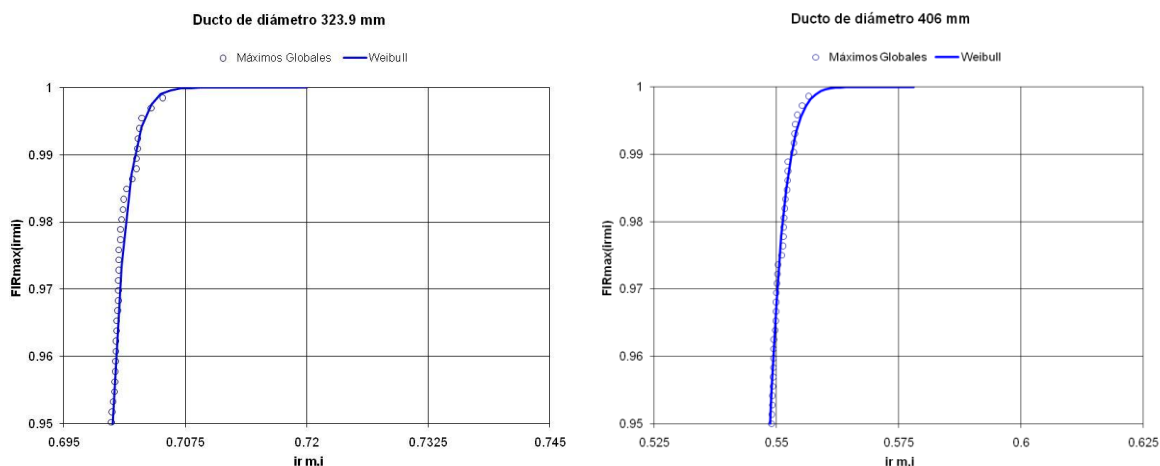


Figura III.4 Distribuciones de probabilidad ajustadas de los valores máximos observados con el modelo de Weibull.

### III.3 Metodología para el análisis de confiabilidad estructural de ductos ascendentes de acero en catenaria

Con los conceptos y procedimientos planteados en las secciones anteriores, la metodología para efectuar el análisis de confiabilidad estructural de ductos ascendentes de acero en catenaria se puede establecer como sigue:

1. Definir los datos de entrada para efectuar el análisis estructural del sistema acoplado plataforma flotante-ducto ascendente, para determinar los elementos mecánicos en las secciones de interés e identificar los puntos de mayor concentración de esfuerzos a lo largo de la longitud del ducto ascendente, considerando:
  - 1.1 Definición del modelo estructural, parámetros del vector  $\vec{z}$
  - 1.2 Establecimiento del periodo de tiempo de análisis TA,
  - 1.3 Definición del número de tormentas de corto plazo que son incluidas en el análisis de la respuesta extrema de largo plazo, y
  - 1.4 Definición del vector de parámetros ambientales para cada tormenta de corto plazo
 
$$\vec{Y} = \{H_s, T_p, \theta_o, V_v, \theta_v, V_c, \theta_c\}$$
2. Calcular la respuesta máxima en la sección de interés del ducto en función de la relación de interacción (ecuación III.36):
  - 2.1 Efectuando el análisis estructural dinámico acoplado entre la plataforma flotante-ducto ascendente y el sistema de anclaje de la plataforma,
  - 2.2 Calculando las variaciones de la tensión en la tubería ascendente debido a los efectos de la presión interna,
3. Definir los parámetros probabilísticos de las variables aleatorias, tabla III.5, contenidas en el vector  $\vec{X} = \{X_{CA}, X_{CE}, X_T, X_B, X_P, X_{Pi}, X_{Fy}\}$



4. Determinar la función de probabilidades de valores extremos del IR de largo plazo, utilizando el procedimiento indicado a continuación:
  - 4.1 Ajustar las distribuciones de probabilidad de valores máximos  $F_{IR_{MAX}}^{Cp}$  ecuación III.42 y de valores extremos  $F_{IR_{ext}}^{Cp}$  ecuación III.43 a la muestra de valores máximos de la relación de interacción de corto plazo. El modelo de Weibull es utilizado para las distribuciones de valores máximos y el modelo de Gumbel para valores extremos, y.
  - 4.2 A través de las funciones de probabilidad de corto plazo se determinan la distribución de valores extremos para una tormenta característica y para un tiempo de largo plazo de análisis TA,  $F_{IR_{ext}}$  y  $F_{IR_{ext}}^{(TA)}$  ecuaciones III.46 y III.47.
5. Calcular la probabilidad de falla correspondiente a través del método FORM utilizando la función estado límite definida por la ecuación III.41.

## Capítulo IV

# Aplicación de un ducto ascendente de acero en catenaria en un campo típico del Golfo de México

PEMEX Exploración y Producción (PEP) actualmente intensificó la actividad exploratoria en la porción mexicana del Golfo de México Profundo que se ubica en tirantes de agua superiores a 500 metros, cubriendo una superficie aproximada de 575,000 kilómetros cuadrados. Con base en la información hasta ahora adquirida, se han identificado nueve provincias geológicas distribuidas en tres proyectos exploratorios: Golfo de México B, Golfo de México Sur y Área Perdido (PEP, 2008).

Los estudios geoquímicos realizados, así como las manifestaciones superficiales de hidrocarburos y el muestreo del fondo marino, indican que el tipo de hidrocarburo esperado en los yacimientos en aguas profundas es aceite y gas no asociado.

En los últimos años, se han perforado nueve pozos exploratorios en el Golfo de México (ver figura IV.1) con profundidades de entre 500 y mil metros, tabla VI.1: Nab-1, que resultó productor de aceite pesado y Noxal-1, Lakach-1 y Lalail-1 que son productores de gas no asociado. Estos pozos en conjunto representan una reserva total de 520.8 millones de barriles de petróleo crudo equivalente, aunque ninguno de ellos ha sido desarrollado por lo que en ninguno hay producción.

Tabla VI.1 Pozos exploratorios perforados en aguas profundas (PEMEX, 2009).

Año	2004	2004	2006	2007	2007	2008
Pozos	Chukta-201	Nab-1	Noxal-1	Lackach1	Lalail-1	Tamil
Tirante (metros)	513	679	936	988	806	666
Profundidad (metros)	4901	4050	3640	3813	3815	-
Prueba de producción	improductivo	1.178BPD	9.5MMPCD	25-30 MMPCD	18 MMPCDd	-
Reservas Totales	-	32.6 MMBPCE	0.42 MMMMPC	1.3 MMMMPC	0.71 MMMMPC	-

Nota: hasta noviembre de 2009 se reportaron los pozos Leek-1 (851 m de profundidad), Catamat-1 (1,230 m de profundidad) y el pozo Tamha-1(1,121 m de profundidad) que no fue exitoso, Lakach es el 4o pozo más grande de gas con 1.4 Tpc de reservas totales y las reservas están siendo evaluadas en: Tamil-1, Leek-1 and Catamat-1.

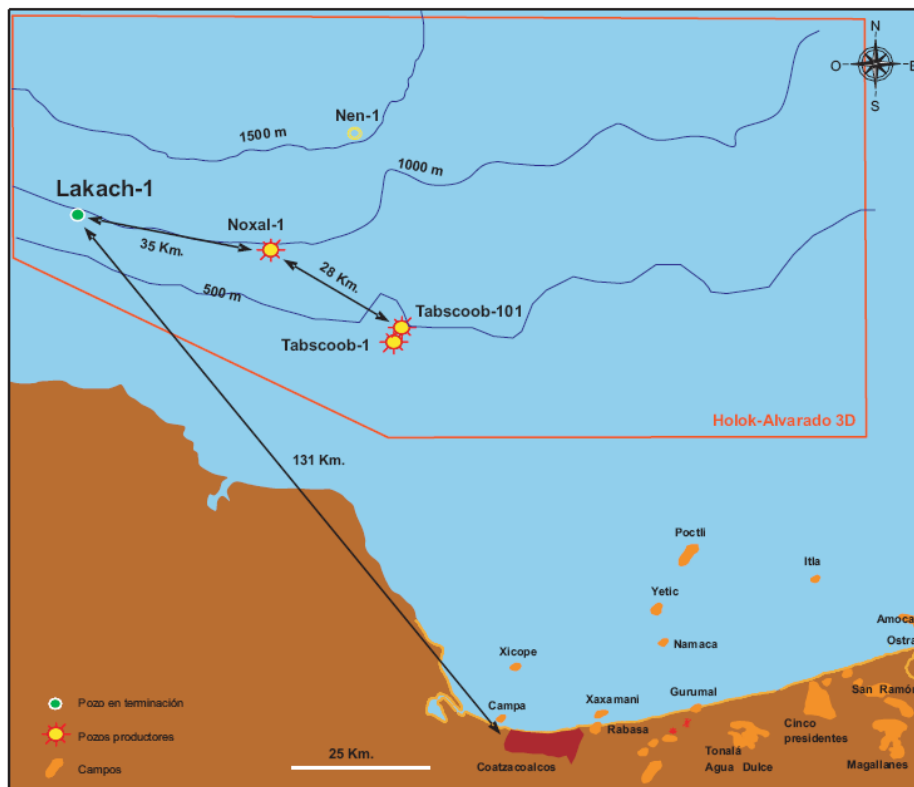


Figura IV.1 Localización de pozos exploratorios Noxal-1 y Lakach-1, fuente: PEP (2008).

La estimación de los recursos prospectivos es una actividad continua en la que es necesario incorporar resultados de los pozos exploratorios perforados. Por lo tanto, la caracterización del potencial petrolero del país será relevante en los próximos años, conforme se cuente con nueva información o se apliquen nuevas tecnologías para ello.

Las condiciones ambientales presentes en el Golfo de México están compuestas por ciclones tropicales (que incluyen a las depresiones y tormentas tropicales, y huracanes), nortes y tormentas de invierno, que generan condiciones de carga extremas. Uno de los huracanes con mayor intensidad es Roxanne ocurrido en Octubre de 1995 en la Sonda de Campeche, cuyos efectos sobre la infraestructura existente en la región motivó el desarrollo de la Norma de Referencia NRF-003-PEMEX -2007 “Diseño y evaluación de plataformas marinas fijas en el Golfo de México” (PEMEX, 2008), la cual establece la confiabilidad estructural requerida para el diseño de las plataformas y los estados de mar de diseño para varias regiones productoras en aguas someras del Golfo de México.

Las condiciones actuales para incorporar, explorar y explotar reservas de hidrocarburos en aguas profundas del Golfo de México y las características meteorológicas y oceanográficas de las regiones de interés, hacen necesario contar con infraestructura que pueda operar con un grado aceptable de confiabilidad. Una de las tecnologías para el transporte de los hidrocarburos del fondo marino a las plataformas en la superficie del mar, o para la exportación del gas o aceite procesado en las plataformas flotantes, son los ductos de acero en catenaria (ver figura IV.2).

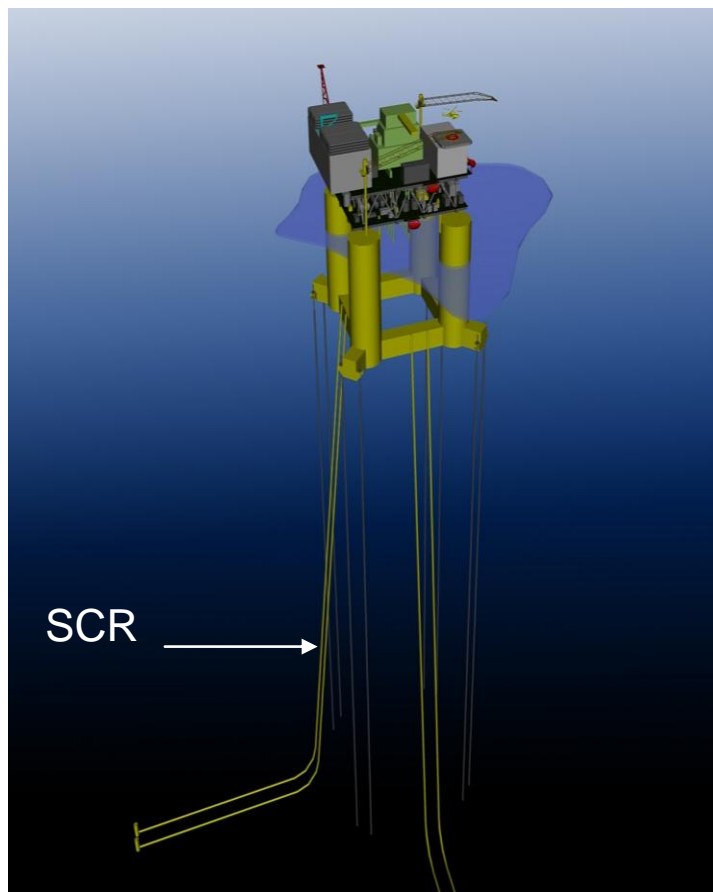


Figura IV.2 Arreglo TLP-Ducto ascendente en catenaria. Fuente: [www.2hoffshore.com.br](http://www.2hoffshore.com.br).

En este capítulo se emplea la metodología desarrollada en el capítulo III para el análisis de la confiabilidad estructural de un SCR de exportación en servicio en una plataforma de piernas atirantadas tipo TLP localizada en un campo hipotético con un tirante de 1,000 m en la parte Sur del Golfo de México. El ducto ascendente de acero en catenaria cuenta con una conexión submarina en su extremo inferior y una conexión tipo junta rotatoria en el extremo superior. Inicialmente, se efectúan los análisis estructurales utilizando modelos acoplados de la TLP con el ducto ascendente para obtener la variación dinámica de los esfuerzos a lo largo del SCR para diversos estados de mar que pueden ocurrir durante la vida útil de la plataforma y los cuales integran el estado de mar de largo plazo. Después, los esfuerzos se combinarán con las resistencias estructurales a través de la relación de interacción dinámica definida en el capítulo II, la cual incluye la caracterización probabilista de las variables aleatorias asociadas con las cargas, las resistencias y los modelos analíticos. Finalmente, se ajustan distribuciones de probabilidad de valores extremos de la relación de interacción para llevar a cabo el análisis de confiabilidad estructural con el método FORM, donde se considera que el ducto alcanza la falla para valores de la relación de interacción mayores a la unidad. El análisis se efectúa para dos diámetros seleccionados del ducto ascendente en catenaria.

#### **IV.1. - Descripción del sistema acoplado TLP-ducto ascendente y estados de mar.**

Para el desarrollo de este trabajo se seleccionó una plataforma de piernas atirantadas tipo TLP con 8 tendones, compuesta por 4 columnas conectadas entre ellas con 4 flotadores horizontales

(pontones). La TLP tiene un desplazamiento de 314,500 kN (32,070 ton) con un calado de 27.3 m. En las figuras IV.3 y IV.4 y en la tabla IV.2 se describen las características del sistema flotante (**Barranco C.F., 2004**).

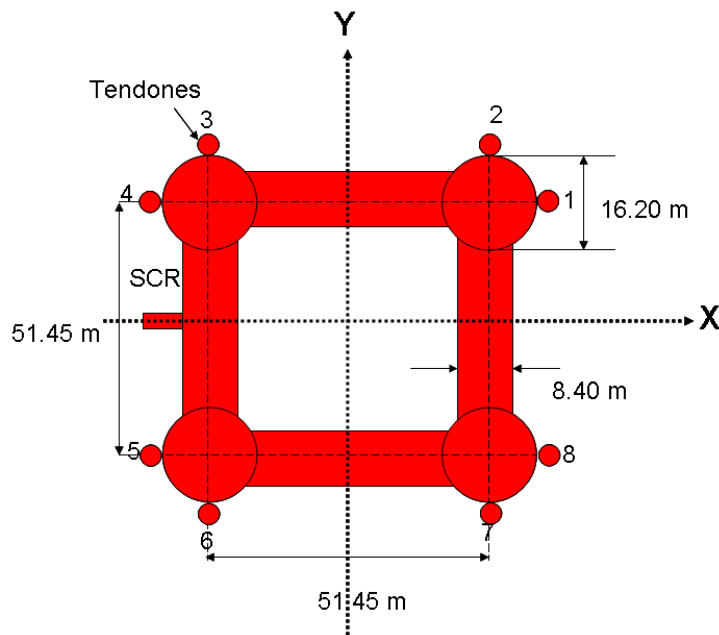


Figura IV.3 Vista en planta de la TLP seleccionada para análisis, Barranco C.F. (2004).

Tabla IV.2 Características de la plataforma TLP utilizada para el análisis.

Parámetro	Valor
Columnas	
Número	4
Diámetro	16.20 m
Altura	43.52 m
Espaciamiento entre ejes	51.45 m
Pontones	
Número	4
Sección transversal	8.4 m x 7.35 m
Calado	27.3 m
Desplazamiento	32,070 ton
Posición vertical del centro de gravedad con relación al nivel medio del mar	5.95 m
Radio de giro en balanceo (Roll)	30.44 m
Radio de giro en cabeceo (pitch)	30.44 m
Radio de giro en giro (yaw)	31.74 m
Área expuesta al viento	3,000 m <sup>2</sup>
Posición del centroide del área de viento con relación a la base del casco	52.5 m

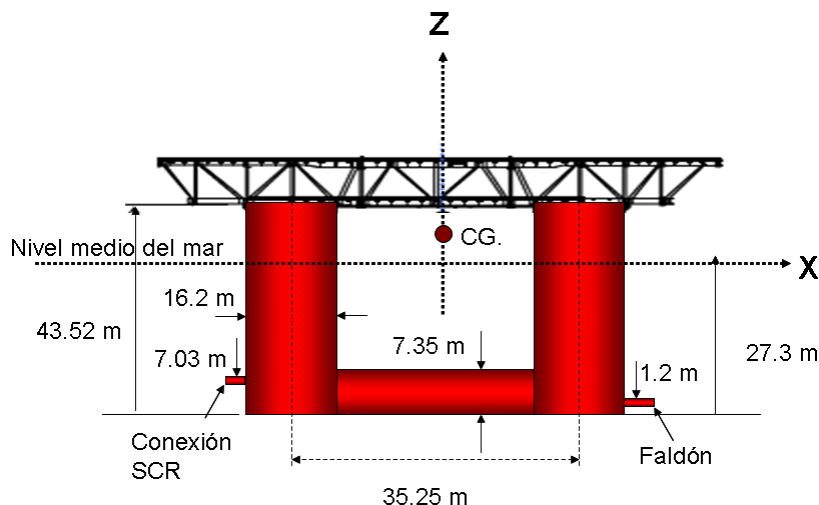


Figura IV.4 Vista en elevación de la TLP seleccionada para análisis.

Los 8 tendones están conectados a las columnas de la TLP a una profundidad de 26.1 m con relación al nivel medio del mar. Las características de los tendones son indicadas en la tabla IV.3. El acero de construcción de los tendones es especificación API 2W grado 60, con esfuerzo de fluencia ( $F_y$ ) que varía entre 415 MPa y 550 MPa, y una resistencia última ( $F_u$ ) con valor mínimo de 517 MPa (API, 1997).

Tabla IV.3 Características de los tendones de la plataforma TLP utilizada para el análisis.

Parámetro	TLP
Número de tendones	8
Longitud	973.9 m
Diámetro exterior	0.8128 m
Diámetro interior	0.7239 m
Peso seco	8.29 KN/m
Rigidez axial (EA)	22,278,261 KN
Rigidez a la flexión (EI)	1,649,531 KN.m <sup>2</sup>
Pretensión	13,239 kN

#### IV.1.1 Características del ducto ascendente de acero en catenaria

El ducto ascendente de análisis tiene como función la exportación de aceite, con una configuración en catenaria simple. La instalación de este tipo de risers se efectúa una vez que se ha instalado la plataforma flotante, en este caso la TLP. La configuración en catenaria (ver figura IV.5) permite absorber los desplazamientos tanto verticales como horizontales de la plataforma, eliminando el uso de un tensionador en su extremo superior. En este extremo se debe colocar una junta giratoria para reducir los efectos de flexión en este punto. la geometría de la catenaria del ducto es particularmente favorable para condiciones ambientales de gran intensidad.

Para llevar a cabo el análisis de confiabilidad se seleccionaron dos diámetros diferentes para el ducto ascendente: uno con diámetro nominal de 0.3239 m (12.875 pulg) para el ducto 1 y 0.4064 m (16.875

pulg) para el ducto 2. Los análisis de respuesta y de confiabilidad se efectúan de manera independiente para cada uno de los ductos. Para determinar la tensión inicial se ha considerado el ducto lleno de hidrocarburo con un peso específico de 8.34 KPa. Los ductos son de acero al carbón con especificación API 5L grado 60, esfuerzo de fluencia ( $F_y$ ) de 414 MPa y resistencia última ( $F_u$ ) con valor mínimo de 517 MPa (API, 2004).

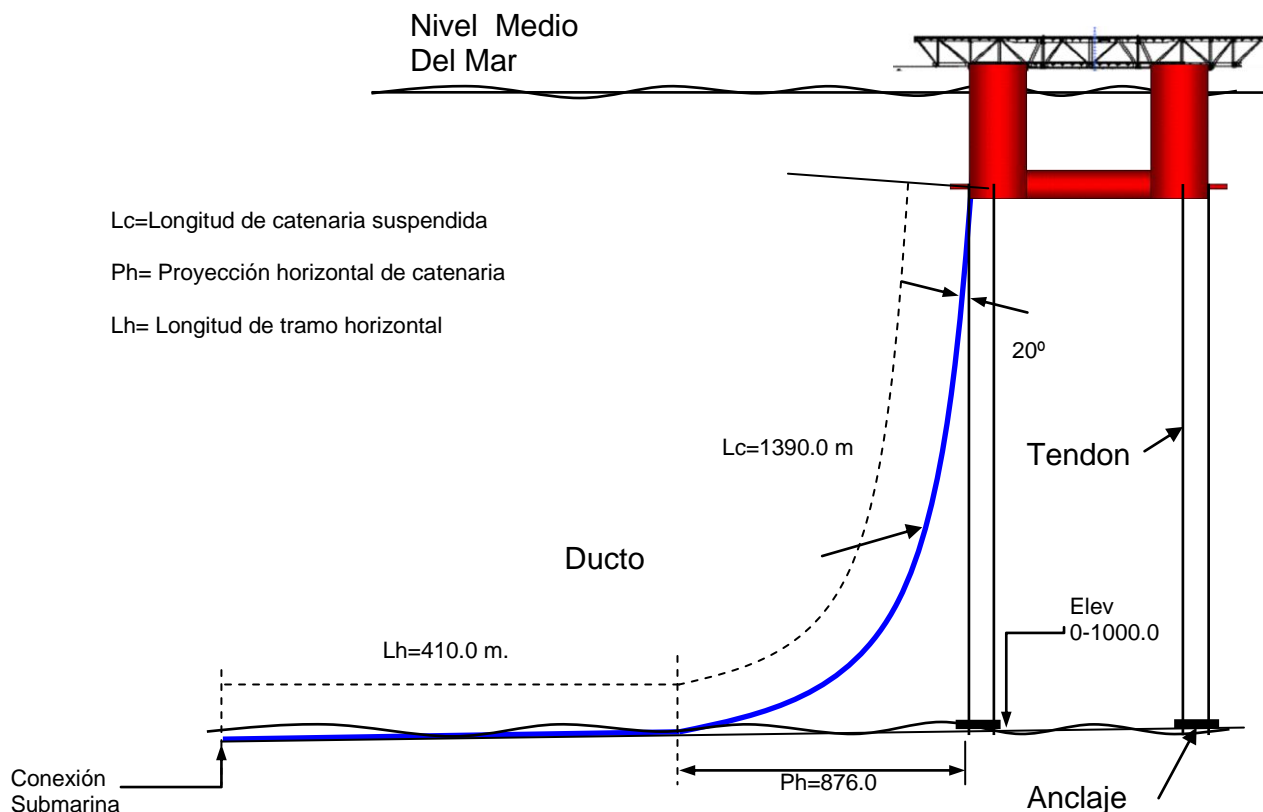


Figura IV.5 Configuración estática del ducto de acero en catenaria de análisis.

Como es descrito en el capítulo II, la respuesta estructural del ducto es evaluada a través de la relación de interacción propuesta por Moan T. et al. (1994), la cual es utilizada para establecer la distribución de probabilidades de valores extremos de la respuesta de largo plazo del ducto.

#### IV.1.2 Condiciones ambientales

Los datos oceanográficos y meteorológicos para la caracterización de corto plazo de los estados de mar fueron obtenidos de simulaciones del comportamiento de tormentas a través de modelos numéricos calibrados con mediciones efectuadas en la parte sur del Golfo de México (Oceanweather, 1996). En este estudio fueron incluidos 47 huracanes y 22 tormentas de invierno que ocurrieron en el pasado, en un periodo de 65 años (**Barranco C.F., 2004**). En la tabla IV.3 son listados los estados de mar de corto plazo extremos de cada tormenta que presentaron alturas significantes del oleaje máximas mayores a 3.5 m para una localización con un tirante de agua de 1,000 m. Los parámetros del oleaje, del viento y de la corriente marina son los asociados a la altura significativa del oleaje máxima de cada estado de mar.

El análisis estructural dinámico no-lineal, en el dominio del tiempo, acoplado entre la TLP y el ducto ascendente se efectúa para los 31 estados de mar de corto plazo descritos en la tabla IV.4. Los ángulos indican la dirección a donde se dirige el oleaje, el viento o la corriente marina, con relación al Norte geográfico. La variación de la marea astronómica es considerada como igual a 0.76 m en todos los casos.

Tabla IV.4 Parámetros metoceanicos de las tormentas de corto plazo.

Tormenta		Oleaje			Viento		Corriente superficial	
Nombre	Fecha (Año)	Hs (m)	Tp (s)	$\theta_o$ (Grados)	Vv (m/s)	$\theta_v$ (Grados)	Vc (m/s)	$\theta_c$ (Grados)
Hurdad 31	1931	5.86	9.40	248.6	28.04	255.5	0.027	274.4
Hurdad 44	1944	6.10	10.58	189.1	26.91	172.9	0.013	232.5
Hilda 55	1955	3.77	11.85	147.7	16.34	62.3	0.010	111.8
Janet 55	1955	8.04	10.73	248.1	34.3	246.0	0.033	250.1
TI 58	1958	4.37	10.78	198.8	14.99	208.1	0.018	259.5
TI 60	1960	5.95	11.67	153.5	16.21	154.8	0.016	330.6
TI 62	1962	4.77	11.01	178.3	15.18	169.6	0.011	267.1
TI 6302	1963	4.24	10.44	158.3	13.75	170.1	0.007	284.9
TI 6311	1963	3.51	9.69	151.5	11.04	137.6	0.002	315.8
Inez 66	1966	4.08	12.36	140.5	16.34	47.6	0.011	115.3
TI 71	1971	5.05	11.32	179.0	15.95	201.6	0.016	258.9
T1 7301	1973	5.80	11.68	157.8	14.01	150.6	0.012	24.2
TI 7302	1973	4.90	11.03	167.2	14.95	163.5	0.010	263.2
Brenda 73	1973	5.80	10.01	200.1	25.45	184.0	0.027	234.3
Carmen 74	1974	3.95	9.20	175.1	15.66	155.7	0.008	241.6
TI 78	1978	3.69	10.39	165.7	9.22	186.9	0.004	34.3
Henri 79	1979	3.80	7.31	301.4	19.69	305.7	0.0012	8.3
TI 8003	1980	5.80	11.87	178.3	18.04	196.5	0.008	257.0
Hermine 80	1980	4.25	8.19	264.1	21.42	260.9	0.011	264.4
TI 8011	1980	5.25	12.06	151.5	12.47	160.0	0.013	289.3
TI 82	1982	4.93	10.73	155.2	15.34	146.1	0.007	326.1
TI 84	1984	3.70	10.65	169.9	10.36	170.6	0.002	205.8
TI 86	1986	3.73	10.04	169.5	9.91	148.1	0.001	355.0
TI 88	1988	4.64	11.44	198.0	14.35	214.3	0.014	274.2
Gilbert 88	1988	6.75	11.00	112.7	26.30	65.3	0.018	89.0
TI 91	1991	5.19	11.67	202.8	17.55	222.3	0.024	260.6
TI 92	1992	5.39	11.85	150.6	14.45	140.1	0.003	34.6
TI 9301	1993	4.40	10.49	156.0	13.89	151.1	0.007	330.4
TI9303	1993	6.07	12.17	146.9	16.41	133.2	0.010	293.2
Gert 93	1993	3.93	8.54	214.6	17.92	203.5	0.024	246.3
Roxanne 95	1995	9.02	13.23	158.2	30.89	137.6	0.103	55.9

TI= tormenta de invierno

## IV.2 Análisis estructural del sistema acoplado TLP-ducto ascendente

El análisis estructural se llevó a cabo considerando el modelo acoplado TLP-ducto ascendente en catenaria mostrado en la figura IV.5. En el análisis hidrodinámico será considerado que el ducto tiene



una rigidez axial y a la flexión constante a todo lo largo de su longitud. El ducto se conecta al casco de flotación de la TLP a través de una junta giratoria en su parte superior.

La configuración estática del ducto es considerada como punto de referencia inicial del análisis estructural y de movimientos dinámicos del sistema. El análisis fue desarrollado considerando a la plataforma en una posición lejana, figura IV.6, la cual está asociada con un desplazamiento lateral igual al 8% de la profundidad con relación a la posición vertical media del sistema. La posición lejana indicada en la figura IV.6 es definida como positiva con referencia a la posición media. La condición posición cercana es igual a -8% del tirante, referida con la posición media de la plataforma. En este trabajo sólo se efectuó el análisis en la posición lejana del ducto debido a que esta condición presentó la respuesta estructural extrema.

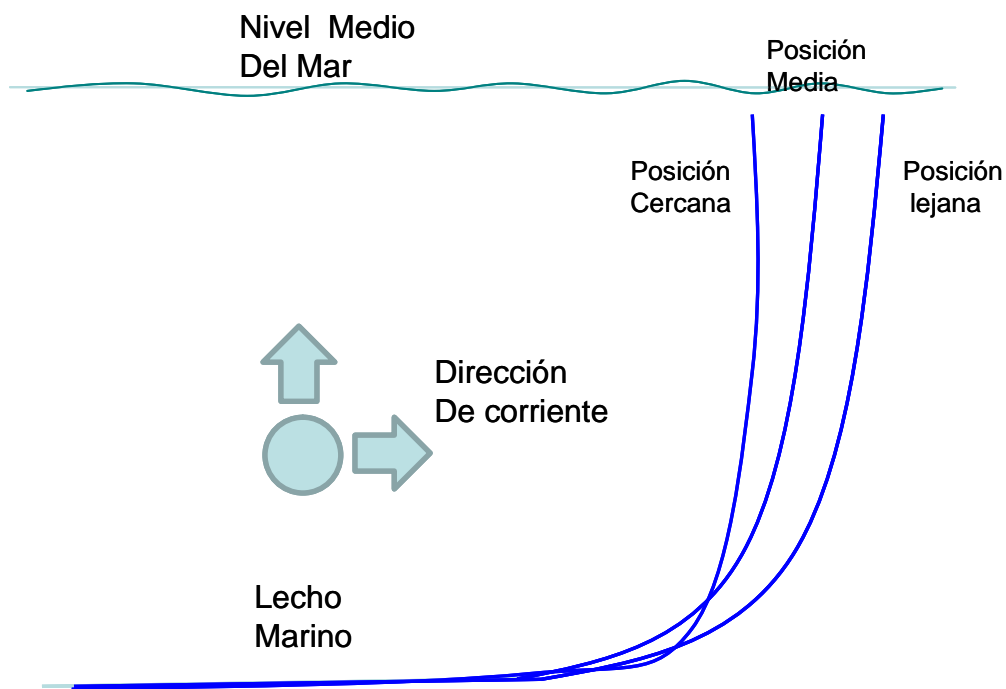


Figura IV.6 Ilustración de la configuración del ducto ascendente en posiciones lejana y cercana.

En el análisis acoplado de la TLP y el ducto ascendente, la plataforma flotante es modelada como un cuerpo rígido con 6 grados de libertad; mientras que las líneas de amarre y el ducto son modelados con elementos finitos tipo barra 3D. Se utilizan elementos finitos de 10 m de longitud a todo lo largo del ducto ascendente. Los análisis estructurales del sistema son dinámicos no-lineales en el dominio del tiempo. En los análisis no se consideró restricciones a los grados de libertad en la región de contacto del ducto con el suelo, solamente en la conexión submarina. No se consideró la penetración y la interacción del ducto con el suelo.

#### IV.2.1 Prediseño del ducto ascendente

En el predimensionamiento del ducto ascendente se consideraron los siguientes aspectos para determinar su espesor mínimo:

- **Presión de diseño.** La presión de diseño es igual a 1.1 veces la presión máxima de operación estimada a presentarse durante la vida útil de la tubería. Este parámetro es utilizado para calcular el espesor de la pared de la tubería.
- **Temperatura de diseño.** Es la máxima temperatura esperada al interior del ducto.
- **Espesor por corrosión interna.** Es un incremento de espesor considerado para compensar las pérdidas de material debido al proceso destructivo de la corrosión. De acuerdo con la NRF-013-PEMEX-2008 (**PEMEX, 2008**), este valor es considerado como 0.159 mm por año para línea regular y 0.254 mm por año para ducto ascendente.
- **Tolerancia por fabricación.** La tolerancia por fabricación es un incremento o decremento de espesor de la pared que toma en cuenta las variaciones de espesor durante la fabricación de la tubería. El API-SPEC-5L (**API, 2004**) establece que la tolerancia por fabricación correspondiente a una tubería igual o mayores de 304.8 mm de diámetro es de (-) 12.5% con relación al diámetro nominal especificado.

Los parámetros de diseño considerados en el caso de estudio son los que se muestran en la tabla IV.5.

Tabla IV.5 Parámetros de diseño del ducto ascendente.

Servicio:	Ducto ascendente de exportación
Presión interna de operación	995.6 N/m <sup>2</sup>
Presión interna de diseño	1,095.2 N/m <sup>2</sup>
Temperatura de diseño	100° C
Temperatura del agua de mar	20° C
Material	API SPEC-5L (X-60)
(1) Esfuerzo de fluencia mínimo (SMYS)	414 MPa
(1) Esfuerzo de tensión último (SMTS)	517 MPa
Módulo de elasticidad (E)	20,650 KN/m <sup>2</sup>
Profundidad máxima	1,000 m
Vida útil de la tubería	20 años
Tolerancia por corrosión para ducto ascendente	5.08 mm
Notas: (1) Esfuerzo definido por el API-SPEC-5L ( <b>API, 2004</b> )	

Para el cálculo del espesor mínimo de la tubería se utilizó la formulación planteada en el DNV-OS-F201 Dynamic Riser (**DNV, 2001**) para ruptura por presión interna  $P_b$  definida por la relación II.19. Despejando  $t$  de esta ecuación, el espesor mínimo es

$$t = \frac{D}{\frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\min\left(f_y; \frac{f_u}{1.15}\right)}{\gamma_m \gamma_{SC} (P_i - P_e)} + 1} \tag{IV.1}$$

Donde  $\gamma_{SC}$  y  $\gamma_m$  son los factores parciales de resistencia de material y clase de seguridad, respectivamente, En el presente estudio los factores de seguridad se consideraron iguales a 1.0.

Una vez determinado el espesor mínimo, el ducto se revisa por colapso hidrostático utilizando la ecuación III.32. La solución de esta ecuación se obtiene utilizando las expresiones de la presión de colapso elástico  $p_{el}$  y plástico  $p_p$  (III. 33a y III.33b) considerando el factor de ovalación. En este trabajo se utilizó un valor del 0.5% para el factor de ovalación.

Después, utilizando las condiciones metoceánicas de un estado de mar con periodo de retorno de 100 años, se determinaron los elementos mecánicos máximos en las secciones críticas y se revisa que sus respectivas relaciones de interacción cumplieran con la condición de diseño  $IR < 1$ .

En caso de no ser aceptada la sección del ducto propuesta, se repite el proceso iterativamente hasta obtener el espesor con una relación de interacción menor a 1.0. Finalmente, al espesor del ducto requerido obtenido por esfuerzos mecánicos se le adiciona un espesor para tomar en cuenta el desgaste por corrosión y la tolerancia de fabricación:

$$t_{nom} = (t + t_{corr}) / (1 - \%t_{fab}) \tag{IV.2}$$

En la tabla IV.6 se muestran los espesores del ducto que cumplen con los criterios de diseño utilizados en el predimensionamiento.

Tabla IV.6 Características de los ductos ascendentes utilizados para el análisis.

Parámetro	Ducto 1	Ducto 2
Diámetro exterior	0.3239 m	0.4064 m
espesor	0.0206 m	0.0286 m
Diámetro interior	0.2827 m	0.3556 m
Peso sumergido	1.065 KN/m	2.175 KN/m
(1) Pretensión	2,234.1 KN	4,564.4 KN
Rigidez axial	47,080.79 KN	126,471.90 KN
Rigidez a la flexión	4,075,586.04 KN.m <sup>2</sup>	7,048,203.29KN.m <sup>2</sup>
Nota: El valor de la pretensión es determinada como lo indica la sección 3.3 del API 16Q (API,1993)		

#### IV.2.2 Procedimiento de análisis del estado límite último del ducto

Para el análisis del estado límite último del ducto ascendente a través de la relación de interacción es necesaria la separación de los efectos (elementos mecánicos) de las cargas ambientales y funcionales. Tanto la variación dinámica de los momentos flexionantes y de la tensión efectiva obtenidas del análisis estructural acoplado plataforma-ducto ascendente contienen la contribución de las cargas funcionales como de las ambientales, por lo que la separación de estos componentes requiere inicialmente la determinación de las cargas en el ducto en su configuración estática, como se indica en los siguientes pasos:

1) Análisis estático de las cargas funcionales. Estableciendo la configuración de equilibrio estático, se inicia el análisis desde una primera configuración con la aplicación gradual de las cargas funcionales para llegar a la obtención de los momentos de flexión y la fuerza de tensión efectiva debido a las cargas funcionales:

$\vec{M}_F = [M_y, M_z]$  Es el momento flexionante, debido a cargas estáticas, en las direcciones  $y$  y  $z$ , respectivamente, y

$T_{eF}$  es la tensión efectiva determinada para la sección del ducto analizada

2) Análisis estático de las cargas ambientales. Este análisis se reinicia desde el paso 1 considerando las cargas de corriente constante y el desplazamiento medio de la plataforma flotante debido a las acciones ambientales.

3) Análisis dinámico en el dominio del tiempo de las cargas ambientales. Este análisis se reinicia de 2) considerando las cargas dinámicas ambientales en el sistema (oleaje, corrientes y los movimientos de la plataforma flotante). Los efectos de salida son las historias simultáneas de los momentos de flexión y la tensión efectiva expresadas como:

$\vec{M}(t) = [M_y(t), M_z(t)]$  es la historia en el tiempo del momento flexionante, en las direcciones  $y$  y  $z$  respectivamente

$T_e(t)$  es la historia en el tiempo de la tensión efectiva

La respuesta global obtenida contiene los componentes dinámicos de las cargas ambientales así como componentes estáticos, debido a carga funcional y ambiental. El tratamiento posterior para calcular el efecto de las cargas a partir del análisis del estado límite último descrito anteriormente se puede resumir como:

Determinar la respuesta originada por las cargas ambientales, utilizando los resultados del paso 1 y 3 antes indicados con las ecuaciones siguientes:

$$\vec{M}_E(t) = \vec{M}(t) - \vec{M}_F \quad \text{IV.3}$$

$$T_{eE}(t) = T_e(t) - T_{eF} \quad \text{IV.4}$$

Considerando lo anterior, los valores de momentos de diseño  $\vec{M}_d(t)$  y tensión efectiva de diseño  $T_{ed}(t)$  para el ducto ascendente son calculados como:

$$\vec{M}_d(t) = \left\| \gamma_F \vec{M}_F + \gamma_E \vec{M}_E(t) \right\|$$

$$= \sqrt{(\gamma_F \bar{M}_{yF} + \gamma_E \bar{M}_{yE}(t))^2 + (\gamma_F \bar{M}_{zF} + \gamma_E \bar{M}_{zE}(t))^2} \quad \text{IV.3}$$

$$T_{ed}(t) = \gamma_F T_{eF} + \gamma_E T_{eE}(t) \quad \text{IV.4}$$

donde  $\gamma_F$  y  $\gamma_E$  son los factores parciales de seguridad para cargas funcionales y ambientales respectivamente. Para el análisis de confiabilidad estructural ambos factores fueron considerados iguales a 1. Los resultados obtenidos son los utilizados en la función de estado límite para obtener las historias del IR.

### IV.2.3 Cálculo de esfuerzos extremos en el ducto ascendente

Las secciones seleccionadas para el análisis de confiabilidad estructural son las conexiones tanto con el casco de la TLP como con la terminación submarina, la sección en el punto de contacto con el suelo marino y una sección del ducto en catenaria libre, (ver figura IV.7).

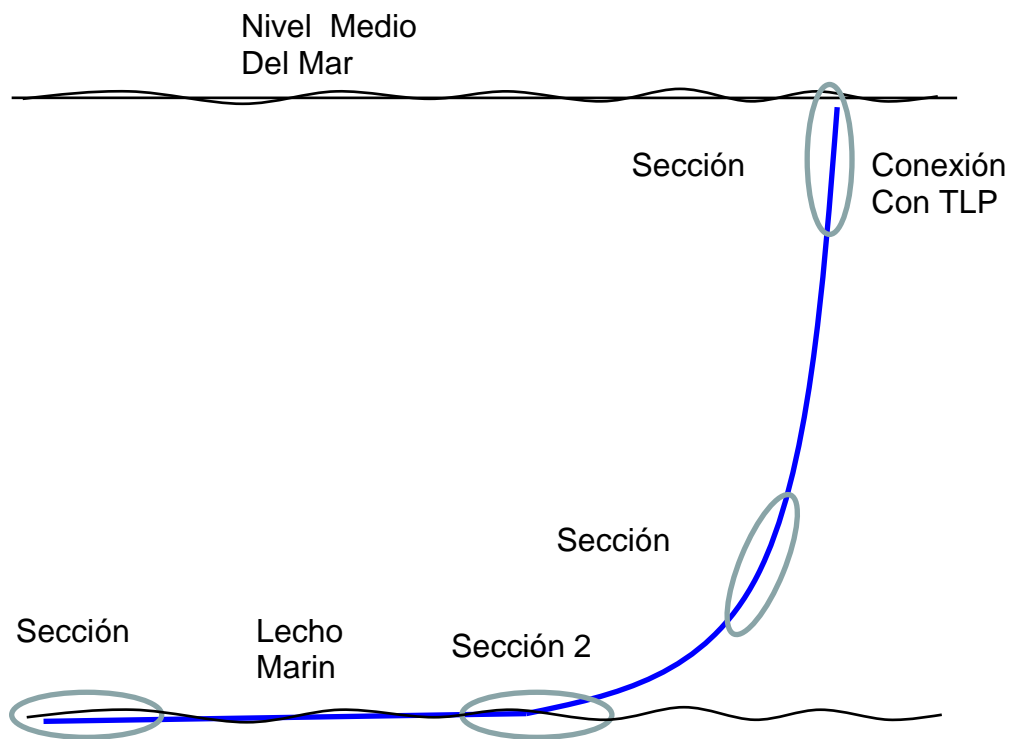


Figura IV.7 Ilustración de las secciones del ducto ascendente seleccionadas para el análisis de confiabilidad.

Los elementos mecánicos (fuerzas y momentos) para los dos ductos de interés son determinados para los 31 estados de mar, descritos en la tabla IV.4, utilizando modelos estructurales independientes. Con base en la revisión de la variación de los elementos mecánicos a lo largo del ducto, se pudo confirmar que la ubicación de las secciones críticas son las indicadas en la figura IV.7. Adicionalmente, se observó que debido a la naturaleza de la catenaria, el momento flexionante en el punto de contacto y la tensión en la conexión con la plataforma son los elementos que condicionan el diseño del SCR por esfuerzos máximos. Asimismo, se puede afirmar que en los casos de estudio, el

diseño está gobernado por las cargas, en lugar de los desplazamientos. En la figura IV.8 se presenta la magnitud de los elementos mecánicos máximos observados, solo para el estado de mar de corto plazo del huracán Roxanne, el cual es el estado de mar de tormenta con la mayor altura significativa del oleaje. En la misma figura se puede observar que a medida que el peso sumergido aumenta, la tensión en el ducto ascendente disminuye de un valor máximo de 2,552.80 KN en la conexión con la plataforma hasta un valor mínimo de 1,027.00 KN en la sección 2 localizada en el punto de contacto con el fondo marino (ver tabla IV.7). Con relación al momento flexionante, se presenta un pico en la misma sección 2 con un valor de 80.97 KN-m. Considerando los efectos de tensión y flexión adicionalmente a la presión hidrostática, la sección de contacto con el fondo marino está sujeta a la mayor combinación de esfuerzos. La variación dinámica de la relación de interacción, fuerza de tensión, y del momento de flexión en la sección 2 del ducto 1 son presentadas en las figuras 9a, 9b y 9c, respectivamente, para una duración del estado de mar de 1 hora.

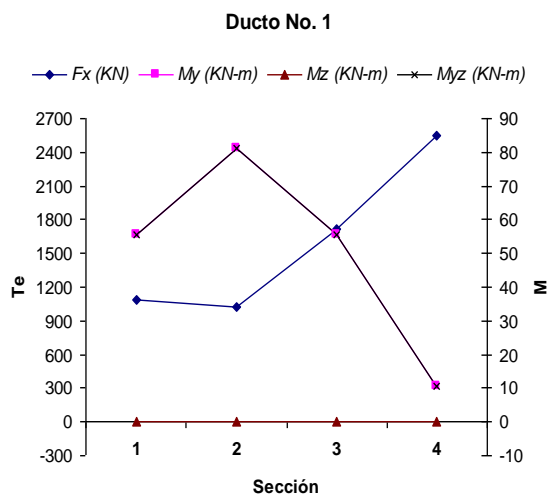


Figura IV.8 Elementos mecánicos máximos para las secciones del ducto 1.

Tabla IV.7. Elementos mecánicos para las secciones del ducto 1 para huracán Roxanne, 1995.

Media de valores extremos	Sección 1	Sección 2	Sección 3	Sección 4
$F_x$ (KN)	1,081.10	1,027.00	1,719.60	2,552.80
$M_y$ (KN-m)	55.53	80.97	55.525	10.589
$M_z$ (KN-m)	0.02	0.07	0.0217	0.2330
$M_{yz}$ (KN-m)	55.53	80.97	55.525	10.59

En la figura IV.9a se presenta la relación de interacción dinámica IR para la sección del ducto 1 en contacto con el fondo marino para el estado de mar representativo del huracán Roxanne considerando las medias de las variables aleatorias definidas en la tabla III.5.

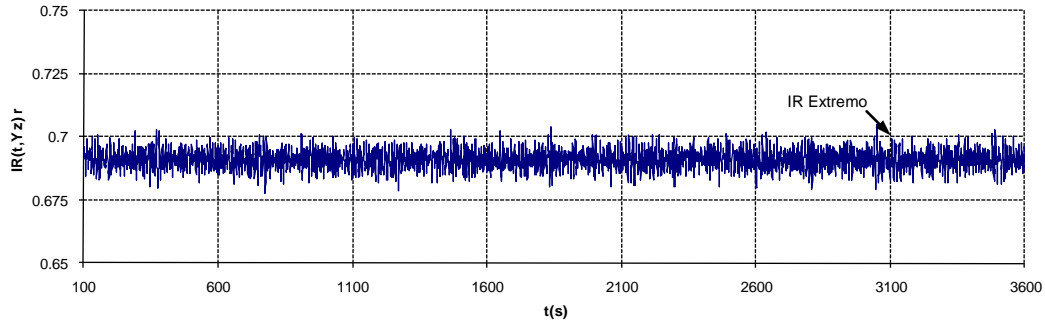


Figura IV.9a Relación de interacción en la sección 2 del ducto 1 para el huracán Roxanne.

En esta historia, figura IV.9a, el valor máximo de la relación de interacción se presenta en el tiempo 3051.5 s con un valor de 0.7052, teniendo como componentes un valor de la tensión efectiva de 1004.2 KN y un momento de 77.217 KN-m.

Es importante mencionar que los elementos mecánicos que generan el IR máximo no son los máximos observados, ya que la tensión efectiva máxima se presenta en el tiempo 771 s con un valor de 1027 KN (ver figura IV.9b) y el momento para ese mismo instante es 72.487 KN-m. Con estos últimos elementos mecánicos, la relación de interacción es de 0.6986. Por otro lado, como se puede observar en la figura IV.9c, el momento máximo de 80.973KN-m se presenta en el instante 100 s en conjunto con un valor de tensión efectiva de 900.08KN, generando una IR de 0.6968. En la práctica de la ingeniería es común evaluar zonas críticas a través del esfuerzo combinado de Von Mises utilizando los esfuerzos principales máximos en la sección analizada sin considerar que ellos no ocurren simultáneamente (NRF-013-PEMEX, 2006; API RP-2R, 1998). Asumir este enfoque sería erróneo para este tipo de estructuras, debido a que la combinación extrema de esfuerzos se presenta en tiempos diferentes y se pueden obtener valores de la IR inferiores. Es por ese motivo que la metodología desarrollada en este trabajo utiliza una relación de interacción dinámica IR sobre toda la historia de esfuerzos, obteniendo así una distribución de probabilidad de valores máximos y extremos considerando los valores de los efectos de las cargas en el tiempo en ocurren.

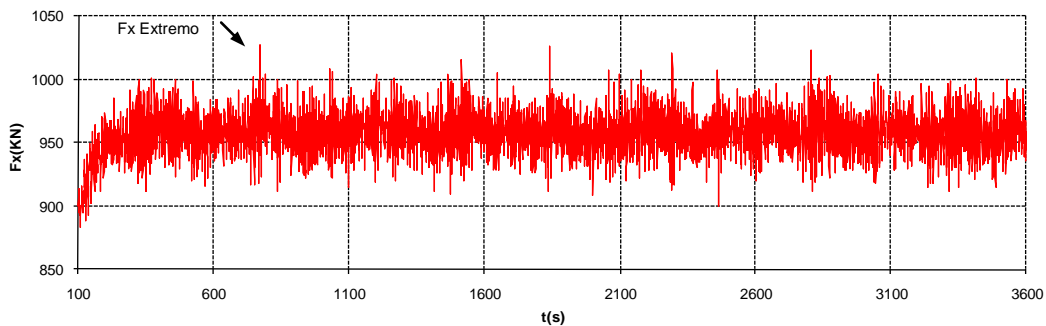


Figura IV.9b Historia de la tensión efectiva en la sección 2 del ducto 1 para el huracán Roxanne.

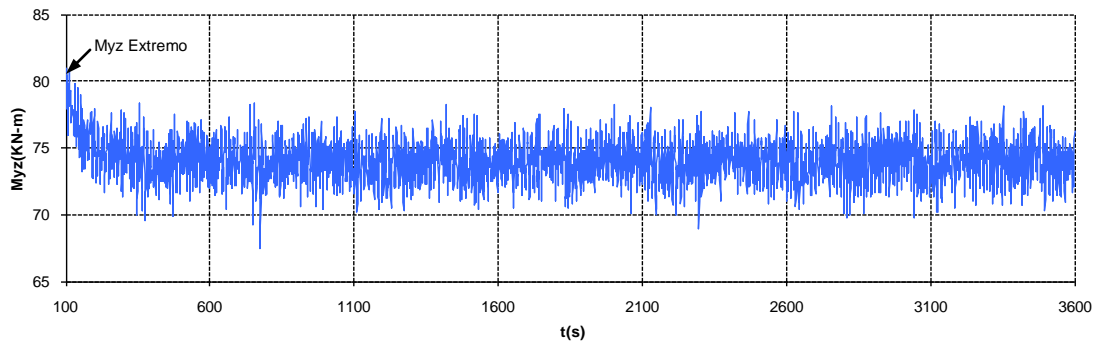


Figura IV.9c Historia del momento flexionante  $M_{yz}$  en la sección 2 del ducto 1 para el huracán Roxanne.

En la figura IV.10 se presentan los elementos mecánicos máximos obtenidos para el huracán Roxanne para el SCR 2, mientras que en la tabla IV.8 se presentan la media de los valores máximos. En esta figura se observa que la sección 2 presenta la mayor combinación de elementos mecánicos.

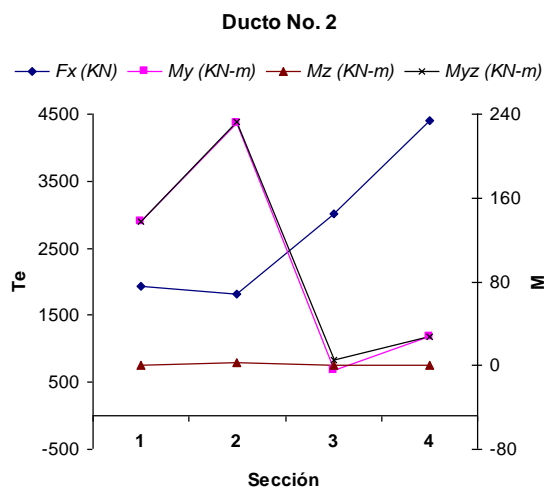


Figura IV.10 Elementos mecánicos máximos para las secciones del ducto 2.

Tabla IV.8 Elementos mecánicos para las secciones del ducto 2 para huracán Roxanne 1995.

Media de valores extremos	Sección 1	Sección 2	Sección 3	Sección 4
$F_x$ (KN)	1,925.70	1,813.60	3,009.50	4,396.60
$M_y$ (KN-m)	1,37.93	231.96	-4.94	28.07
$M_z$ (KN-m)	0.10	2.87	0.21	0.55
$M_{yz}$ (KN-m)	1,37.93	231.98	4.95	28.08

En la figura IV.11a, al igual que para el ducto 1, se representa la variación dinámica de la relación de interacción de la sección del SCR número 2 en contacto con el fondo marino considerando los valores de las medias de las variables aleatorias. En este caso, la relación de interacción máxima resultado



de la combinación de tensión, momento y presión se presenta en el tiempo 1838.5 s con un valor de 0.5565.

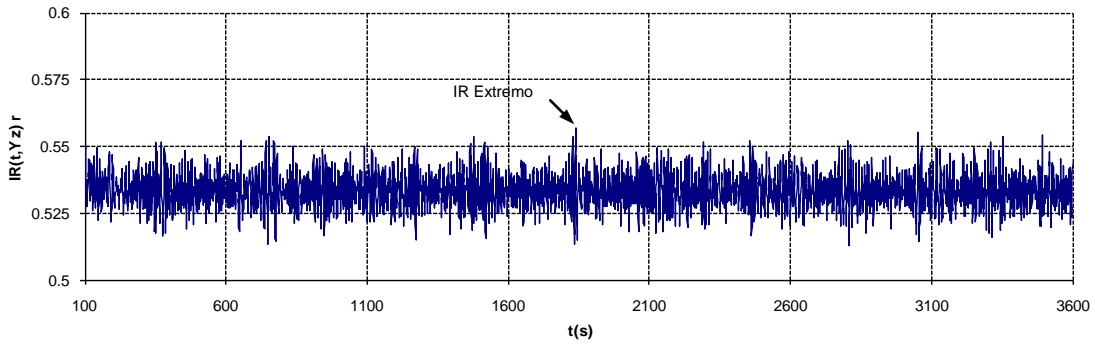


Figura IV.11a Relación de interacción en la sección 2 del sistema TLP-ducto 2 para el huracán Roxanne.

La ocurrencia del valor máximo de IR coincidió con la ocurrencia del valor máximo de la tensión efectiva igual a 1813.6 KN (ver figura IV.11b); sin embargo, el valor máximo del momento se observa en el tiempo 100.5 s con un valor 231.96 KN-m, como se puede observar en la figura IV.11c, lo cual valida la hipótesis de considerar los valores de los efectos de las cargas en el tiempo que ocurren.

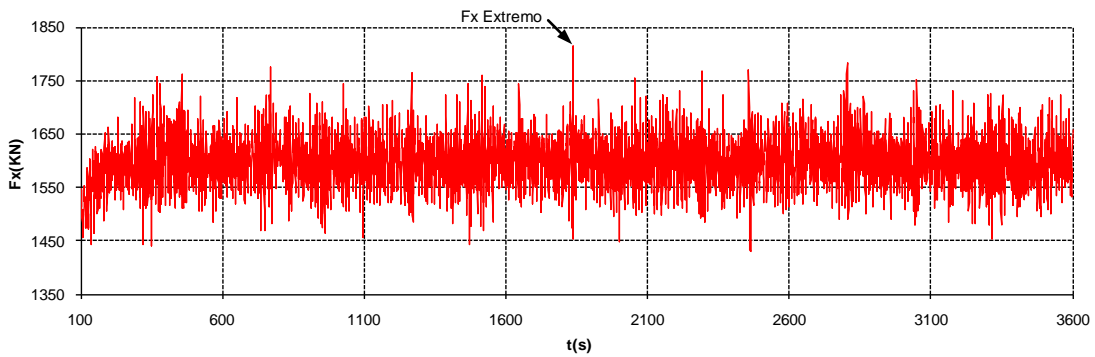


Figura IV.11b Historia de la tensión efectiva en la sección 2 del ducto 2 para el huracán Roxanne.

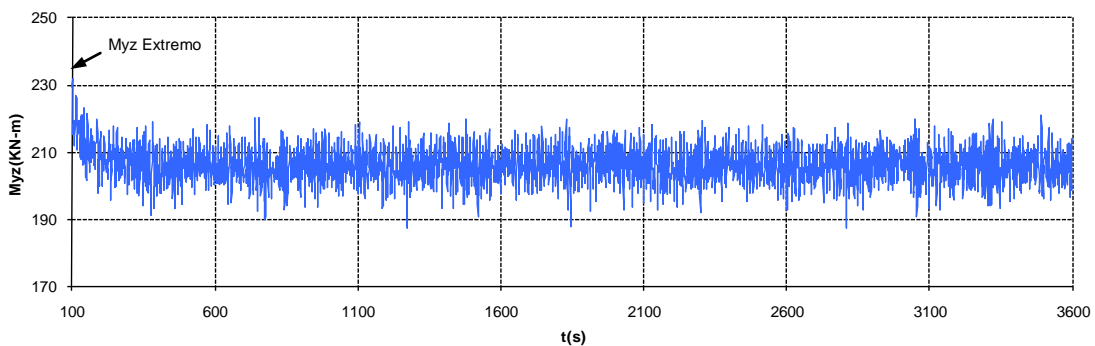


Figura IV.11c Historia del momento flexionante  $Myz$  en las secciones 2 del ducto 2 para el huracán Roxanne.

### IV.3 Cálculo de la probabilidad de falla

El análisis de confiabilidad estructural de las secciones de interés de los dos ductos ascendentes se lleva a cabo a través de la metodología desarrollada en el capítulo III. Inicialmente, se obtienen las distribuciones de probabilidad de valores máximos y extremos de la relación de interacción de cada sección de interés del ducto para cada estado de mar de corto plazo, para después integrar sus contribuciones a las distribuciones de largo plazo. En las figuras IV.12a e IV.12b se ilustran las distribuciones de valores máximos y extremos del IR de corto plazo para el huracán Roxanne, para la sección 2 de los ductos 1 y 2, respectivamente. Después, con base en las distribuciones de probabilidad de la respuesta de largo plazo del ducto y aplicando el método FORM, se determinan las probabilidades de falla de las secciones de los SCRs. Las probabilidades de falla son comparadas con el valor de la probabilidad de falla establecida como aceptable para revisar si el diseño del ducto es satisfactorio de acuerdo con la expresión III.15.

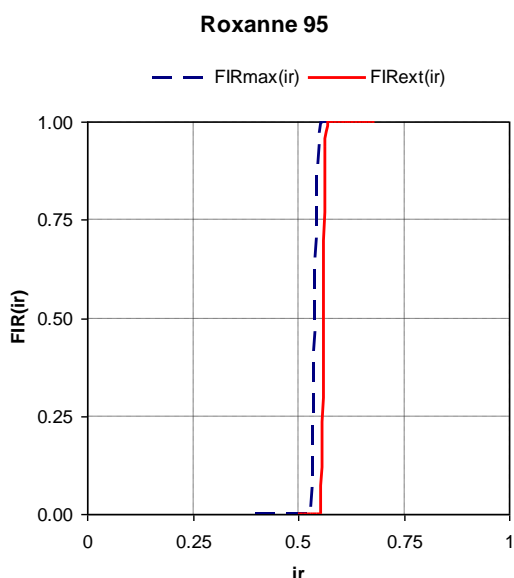


Figura IV.12.a) Distribuciones de probabilidad de valores máximos y extremos de IR ajustada para la sección 2 del ducto 1 bajo el estado de mar del huracán Roxanne.

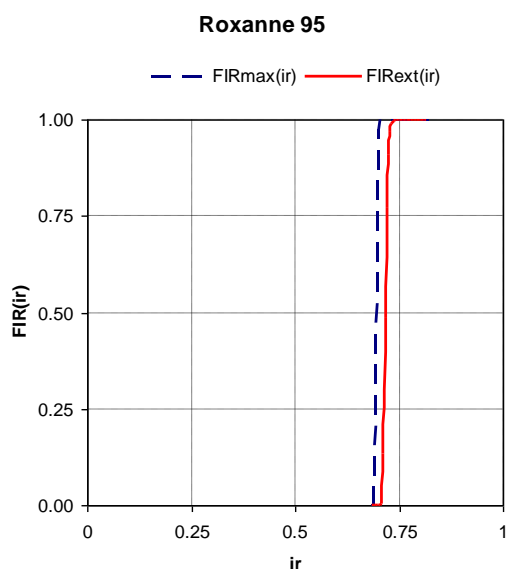


Figura IV.12.b) Distribuciones de probabilidad de valores máximos y extremos de IR ajustada para la sección 2 del ducto 2 bajo el estado de mar del huracán Roxanne.

#### IV.3.1 Probabilidad de falla aceptable

El nivel de seguridad de un elemento o de toda una estructura se debe establecer considerando la seguridad del personal, el impacto ambiental y económico en caso de una falla, tomando en cuenta los principios de seguridad definidos por la sociedad, regulaciones locales, especificaciones de los propietarios de las instalaciones y el comportamiento de la tubería. Los aspectos más relevantes a considerar son el tipo de estado límite a analizar, el fluido transportado, la localización de la tubería y las consecuencias potenciales en caso de ocurrir la falla del ducto. A nivel internacional existe una clasificación de seguridad de acuerdo con las consecuencias de falla: baja, normal y alta, la cual es determinada según el riesgo y las consecuencias de daño humano, ambiental o pérdidas económicas. El nivel de seguridad esperado define la máxima probabilidad de falla aceptable o

probabilidad de falla objetivo  $P_{f,objetivo}$ . Diversos códigos y prácticas de diseño definen probabilidades de falla objetivo para cada estado límite, como los establecidos en la tabla IV.9. En el presente trabajo se consideró una  $P_{f,objetivo}$  de  $1 \times 10^{-4}$  para el estado límite último de las secciones de los ductos de análisis.

Tabla IV.9 Probabilidad de falla  $P_f$  e índice de seguridad  $\beta$  vs Clase de seguridad.

Clases de seguridad	$P_f$ ELU	$\beta$ ELU	$P_f$ (1) ELA	$\beta$ ELA
Baja	$10^{-4}$ a $10^{-5}$	3.8 a 4.4	$10^{-5}$ a $10^{-6}$	4.4 a 5.0
Normal	$10^{-3}$ a $10^{-4}$	3.1 a 3.8	$10^{-4}$ a $10^{-5}$	3.8 a 4.4
Alta	$10^{-2}$ a $10^{-3}$	2.3 a 3.1	$10^{-3}$ a $10^{-4}$	3.1 a 3.8

Nota:

- las probabilidades indicadas son anuales por km, esto implica que un mismo ducto puede tener diversas probabilidades de falla objetivo.
- Fuente DNV, 1996

### IV.3.2 Análisis de resultados de probabilidad de falla

Con la finalidad de analizar la condición más crítica de los ductos ascendentes, en el cálculo de la probabilidad de falla se consideró el espesor del tubo sin espesor adicional por corrosión y tolerancia de fabricación. Este espesor se consideró constante a lo largo de las diferentes secciones del ducto ascendente. Las variables aleatorias utilizadas son las indicadas en la sección III.1.3. El cálculo de la probabilidad de falla fue desarrollado con un programa de cómputo escrito en lenguaje Fortran.

#### Caso 1 Sistema TLP-ducto 1

En la tabla IV.10 se muestran las probabilidades de falla obtenidas en las secciones seleccionadas del SCR 1. En esta tabla se puede observar que las secciones 1 y 2 del ducto ascendente presentan una probabilidad de falla mayor a la objetivo de  $1 \times 10^{-4}$ . Estos valores indican que estas secciones fallarán para las condiciones críticas de carga. En este caso es necesario efectuar un re-diseño del ducto, que a su vez puede tener influencia en la respuesta estructural de todo el sistema TLP-ducto ascendente.

Tabla IV.10 Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 1 con espesor original.

Sección (profundidad, m)	Descripción	Probabilidad de falla anual	Índice de seguridad
4 (27.3)	Elemento de conexión con la TLP	1.093E-012	7.021
3 (602)	Transición de catenaria	2.878E-009	5.823
2 (999)	Punto de contacto	6.479E-003	2.484
1 (1000)	Conexión submarina	2.130E-003	2.858

En este trabajo se consideró un aumento en el espesor del ducto igual a  $t_1 = 0.00158$  m (0.0625 pulg), quedando como espesor de análisis  $t_2 = 0.01516$ , para verificar el cumplimiento de la confiabilidad estructural aceptable del SCR. Los resultados del análisis de confiabilidad para el SCR con el nuevo espesor están indicados en la tabla IV.11. Utilizando el nuevo espesor del ducto, la probabilidad de falla de la sección 2 disminuye de  $6.479E-003$  a  $7.318E-005$ , la cual es menor a la probabilidad objetivo. Al mismo tiempo se incrementa su índice de confiabilidad de 2.484 con el espesor original a 3.797 con el espesor modificado.

Tabla IV.11 Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 1 con nuevo espesor  $t_2$ .

Sección (profundidad, m)	Descripción	Probabilidad de falla anual	Índice de seguridad
4 (27.3)	Elemento de conexión con la TLP	1.731E-014	7.579
3 (602)	Transición de catenaria	1.133E-011	6.687
2 (999)	Punto de contacto	7.318E-005	3.797
1 (1000)	Conexión submarina	2.958E-005	4.016

Otra opción técnica y económicamente viable es reducir la vida útil del ducto ascendente. Esta práctica se conoce como evaluación de la integridad mecánica, la cual tiene el objetivo de evaluar las condiciones actuales de una estructura o sistema y determinar cuánto tiempo más puede seguir operando en las mismas condiciones. Para este caso en particular se requiere calcular la velocidad de corrosión para las diferentes secciones del ducto; posteriormente, determinar la vida remanente con las mismas condiciones hasta llegar al espesor de retiro  $t_2$ .

### Caso 2 Sistema TLP-ducto 2

En la tabla IV.12 se muestran las probabilidades de falla obtenidas para las secciones de interés del SCR 2. En este caso la probabilidad de falla en todas las secciones analizadas son menores a la probabilidad objetivo, por lo cual el diseño del ducto se considera aceptable. Con relación a los índices de confiabilidad, éstos son relativamente mayores a los presentados en el ducto 1 con el espesor original; sin embargo, tienden a acercarse cuando se incrementa el espesor.

Tabla IV.12 Probabilidad de falla para las diferentes secciones del ducto 2.

Sección (profundidad m)	Descripción	Probabilidad de falla anual	Índice de seguridad
4 (27.3)	Elemento de conexión con la TLP	8.792E-014	7.366
3 (602)	Transición de catenaria	2.599E-011	6.565
2 (999)	Punto de contacto	2.775E-005	4.031
1 (1000)	Conexión con la terminación jumper	4.399E-006	4.444

Una de las secciones que podemos considerar de mayor interés en los ductos ascendentes en catenaria analizados es la sección del punto de contacto con el suelo marino, debido al golpeteo dinámico. Adicionalmente a la revisión del estado límite último de esta sección, es necesario efectuar la revisión de los estados límite de fatiga, de estabilidad hidrodinámica y de flexibilidad para determinar la iteración con el suelo, los cuales están fuera del alcance del presente trabajo.

### IV.3.3 Importancia de las variables aleatorias en la confiabilidad estructural

Como es descrito en el capítulo III, el factor de importancia  $\alpha$  de las variables aleatorias indica la contribución de su respectiva incertidumbre en la probabilidad de falla del ducto ascendente. En la tabla IV.13 se muestran los valores del factor de importancia de las variables aleatorias resultado de ambos casos de estudio para el SCR del caso 1 con los dos espesores de análisis. Se observa que con el aumento del espesor del ducto, el factor de importancia de la tensión aumenta su contribución en las secciones ubicadas cerca de la superficie; por otro lado, el factor de importancia del esfuerzo de fluencia aumenta en todas las secciones, mientras que los factores de importancia del modelo de presión de colapso permanecen mayores a los de presión interna y los factores de importancia del momento de flexión permanecen relativamente iguales. Más adelante se explicará detalladamente los cambios por variable aleatoria en particular.

Tabla IV.13 Factor de importancia de las variables aleatorias en el cálculo de la probabilidad de falla del ducto 1.

Variable aleatoria	Factores de Importancia de las Variables aleatorias. Ducto 1 con espesor original				Factores de Importancia de las Variables aleatorias. Ducto 1 con espesor modificado			
	Sección 4 conexión con TLP	Sección 3 catenaria libre	Sección 2 punto de contacto	Sección 1 conexión submarina	Sección 4 conexión con TLP	Sección 3 catenaria libre	Sección 2 punto de contacto	Sección 1 conexión submarina
	$X_{CE}$	0.132	0.107	1.401E-02	2.821E-02	4.210E-02	7.123E-02	4.709E-02
$X_{CA}$	4.421E-02	5.925E-04	0.110	1.916E-03	5.225E-02	7.469E-04	9.212E-02	8.432E-04
$X_{IR,T}$	0.633	0.638	0.137	0.121	0.753	0.737	0.108	9.557E-03
$X_{IR,B}$	3.005E-06	5.674E-05	9.834E-03	1.050E-03	3.067E-06	2.991E-05	6.334E-03	6.563E-04
$X_{IR,P}$	3.527E-05	4.754E-02	0.425	0.576	1.923E-05	2.932E-02	0.374	0.859
$X_{Fy}$	9.960E-02	0.186	0.300	0.270	0.116	0.149	0.369	0.124
$X_{IR,Pi}$	2.182E-05	2.267E-05	2.944E-05	7.682E-07	1.080E-05	1.347E-05	3.004E-05	2.215E-06

La contribución de su respectiva incertidumbre en la probabilidad de falla del ducto ascendente expresada por el factor de importancia  $\alpha$  de las variables aleatorias para el ducto 2. Se muestran en la tabla IV.14. se observa que las secciones ubicadas en cerca de la superficie los factores de importancia mayores son los de carga estática y tensión, los que factores de importancia de los efectos de carga dinámica, flexión y presión interna presentaron mucho menores, para las secciones del ubicadas en el fondo marino los factores de la incertidumbre del modelo de análisis de presión de colapso y esfuerzo de fluencia fueron mayores que el de las demás variables, a excepción del valor de la tensión en la sección 2 que fue relativamente mayor a los observados en el caso del ducto 1.

Tabla IV.14 Factor de importancia de variables aleatorias en el cálculo de probabilidad de falla del ducto 2.

Variable aleatoria	Factores de Importancia de las Variables aleatorias (Ducto 2)			
	Sección 4 conexión con TLP	Sección 3 catenaria libre	Sección 2 punto de contacto	Sección 1 conexión submarina
$X_{CE}$	0.104	0.107	7.925E-002	5.227E-003
$X_{CA}$	1.506E-004	9.034E-002	1.202E-002	1.431E-007
$X_{IR,T}$	0.788	0.613	0.220	3.000E-002
$X_{IR,B}$	3.733E-007	7.274E-004	4.223E-002	1.199E-006
$X_{IR,P}$	1.636E-005	3.211E-002	0.269	0.857
$X_{Fy}$	0.104	0.142	0.364	0.106
$X_{IR,Pi}$	9.409E-006	4.186E-006	5.164E-006	3.691E-008

En la figura IV.13, se pueden observar los valores de los factores de importancia para las variables aleatorias asociadas al colapso hidrostático y a la presión interna, para el ducto 1, con espesor original  $t_1 = 0.01358$  y modificado  $t_2 = 0.01516$ , así como para todas las secciones del ducto 2, las secciones. Para los casos aquí estudiados, se puede observar que la incertidumbre asociada al modelo de la predicción del colapso hidrostático de la sección del SCR tiene una mayor contribución en la condición de carga de diseño en las secciones ubicadas en el fondo marino. Por otro lado, para las secciones ubicadas cerca de la superficie del mar, la incertidumbre en la presión interna es más relevante. Lo anterior es debido a que la presión de colapso aumenta con respecto a la profundidad de la sección analizada y su incertidumbre cobra mayor importancia, en cambio importancia de la incertidumbre de la presión interna disminuye en la secciones ubicadas en el fondo marino.

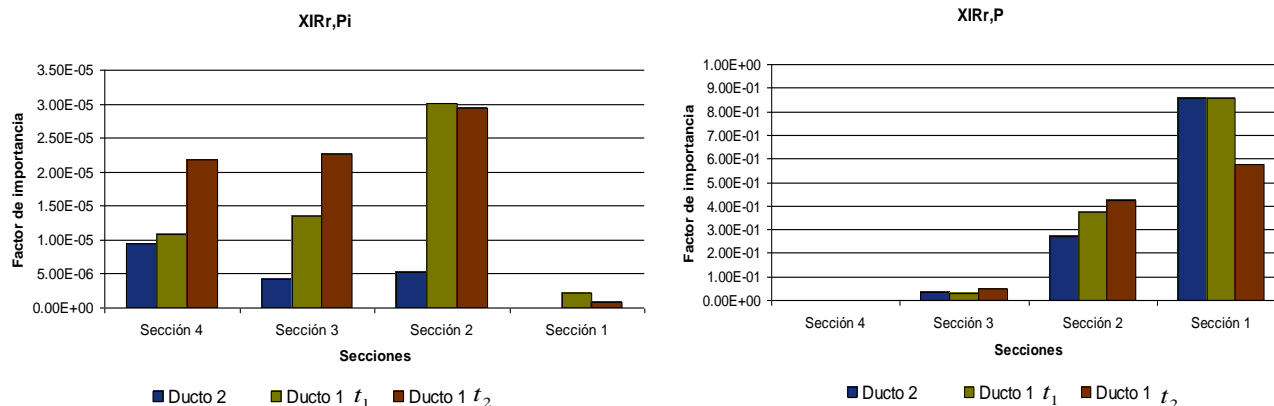


Figura IV.13 Factor de importancia de las variables aleatorias asociadas con la presión interna y externa.

Con relación a las variables aleatorias asociadas con la fuerza de tensión y el momento flexionante, en la figura IV.14 son mostrados los valores para las secciones de estudio de los SCR considerando ambos espesores del ducto 1. En esta figura se puede observar que en las secciones de conexión con la TLP y en catenaria, próximas a la superficie del mar, la incertidumbre de la variable aleatoria correspondiente a la fuerza de tensión presenta factores de importancia mayores, esto es debido a que la tensión efectiva disminuye por efectos de la flotación de la tubería y peso propio del contenido; en cambio en las secciones ubicadas en el lecho marino la incertidumbre de la variable aleatoria más relevante es la asociada con el esfuerzo de flexión, debido a que el momento flexionante es mayor en la sección del punto de contacto.

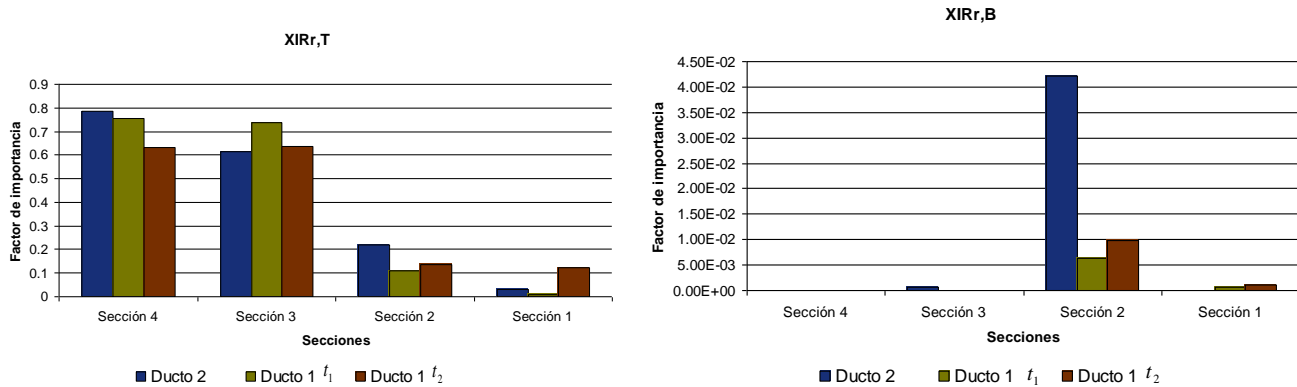


Figura IV.14 Factor de importancia las variables aleatorias asociadas con los esfuerzos axiales y de flexión.

Por otro lado, para ambos casos de estudio los efectos de la incertidumbre de esfuerzos por carga estática, figura VI.15, afectan todas las secciones del ducto. Esto es debido a que en análisis del estado límite último del ducto (ver § IV.2.2) las cargas funcionales y ambientales son analizadas estáticamente para la obtención de la respuesta global, aunque su efecto va disminuyendo al aumentar la profundidad. En la misma figura, se puede observar que para las secciones del ducto en la conexión con la plataforma y en el punto de contacto con el fondo marino, el factor de importancia con valor máximo es el asociado con la variable aleatoria del comportamiento dinámico del sistema, originado por los movimientos de la plataforma y por impactos del ducto con el suelo marino, respectivamente.

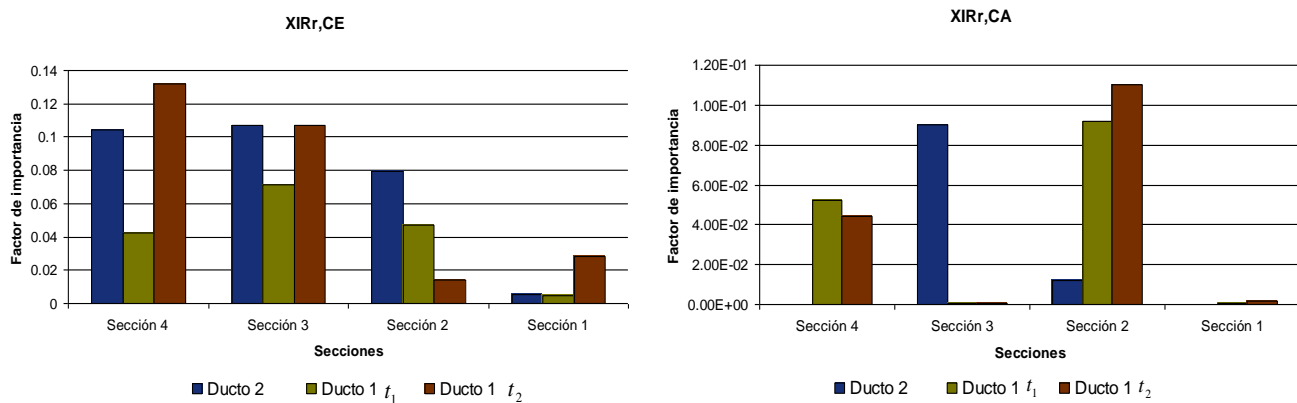


Figura IV.15 Factor de importancia de las variables aleatorias asociadas con los componentes estáticos y dinámicos de la respuesta del ducto.

Finalmente, a medida que las secciones del ducto ascendente están sometidas a las combinaciones de esfuerzos mayores, el factor de importancia de la variable aleatoria asociada al esfuerzo de fluencia se incremento en las secciones localizadas en el fondo marino, como se puede observar en la figura IV.16.

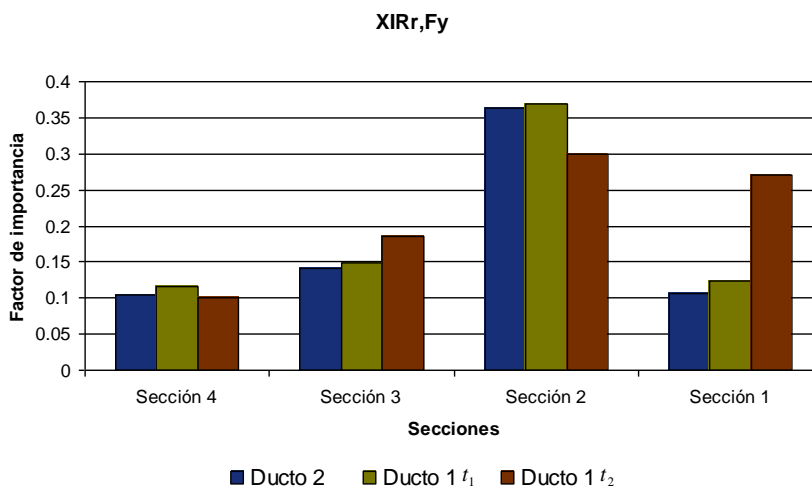


Figura IV.16 Factor de importancia de la variable aleatoria asociada con el esfuerzo de fluencia del ducto ascendente.

De acuerdo con lo anterior, los factores de importancia indican la contribución relativa de las variables aleatorias en la probabilidad de falla. Los resultados obtenidos en este trabajo demuestran que la contribución relativa de la variable aleatoria de tensión efectiva aplicada al ducto es mayor en las secciones del ducto ubicadas cerca de la conexión a la TLP; a su vez, la contribución de la variable aleatoria del modelo de análisis de la presión colapso aumenta con relación a la profundidad. Por otro lado, la variable aleatoria del momento de flexión en ambos casos de estudio tiene mayor contribución mayor fue en la sección ubicada en el punto de contacto. Finalmente la variable aleatoria de la presión interna tiene una contribución en todas las secciones del ducto; sin embargo, la combinación de efectos de tensión, presión hidrostática y momento flexionante son mayores por lo que la contribución de la presión interna en la probabilidad de falla se ve reducida.

Considerando los resultados de este trabajo, se concluye que la tensión efectiva, presión hidrostática e interna, así como el momento flexionante, originan la combinación de efectos extrema en la sección del ducto ascendente ubicada en el punto de contacto, originando un estado límite último de falla con la mayor probabilidad de ocurrencia cuando el ducto está sujeto a un estado de mar de largo plazo.



## Conclusiones

En este trabajo se ha desarrollado una metodología para el análisis de confiabilidad estructural del estado límite último de ductos ascendentes de acero en catenaria (SCR) sujetos a un evento ambiental de largo lazo. El estado límite último del SCR fue caracterizado por una relación de interacción (IR) que considera la combinación dinámica entre la tensión, los momentos flexionantes y las presiones hidrostática externa e interna en el ducto. Entre las diversas formulaciones de IR para esfuerzos combinados, fue utilizada aquella con mayor aproximación entre los valores calculados y los observados en ensayos experimentales. La distribución de probabilidades de valores máximos y extremos de largo plazo de la respuesta estructural fue calculada a través de la integración de las distribuciones generadas por 31 estados de mar de corto plazo, representativos de huracanes y tormentas de invierno ocurridos en el Golfo de México durante el siglo pasado. Las respuestas de corto plazo en las secciones de interés del SCR fueron obtenidas a través de análisis estructurales 3D dinámicos no lineales en el dominio del tiempo, considerando el acoplamiento entre la plataforma flotante, las líneas de amarre y el ducto ascendente.

En el análisis de confiabilidad fue efectuado bajo un esquema “integrado en el tiempo” donde la probabilidad de falla del elemento estructural, condicionada a un conjunto de variables aleatorias, es obtenida a través de la distribución de probabilidad acumulada de valores extremos evaluada en el valor de la relación de interacción que representa la falla ( $ir=1$ ). Debido al alto esfuerzo computacional para calcular la probabilidad de falla total, el análisis de confiabilidad fue efectuado a través del método FORM. Fueron incluidas las incertidumbres asociadas con los efectos de las cargas estáticas y de las cargas dinámicas, con el esfuerzo de fluencia del material y con el modelo numérico utilizado. Fue considerado que el proceso de fabricación del ducto es de alta calidad, por lo que el diámetro y espesor de la tubería fueron considerados como variables deterministas con una ovalación inicial del 0.5%.

Como ejemplo de aplicación fueron considerados dos SCR en operación en una TLP localizada e un sitio con un tirante de 1,000 m en el Golfo de México. El análisis de los ductos se efectuó con modelos independientes. Para verificar el diseño de los ductos, se utilizó como probabilidad de falla objetivo (aceptable) el valor propuesto por DNV-OS-F201 DNV (2001) igual a  $pf=1 \times 10^{-4}$  para consecuencias de falla de estado límite último con clase de seguridad normal.

Con base en los resultados obtenidos se pueden establecer las siguientes conclusiones:

- La metodología propuesta para el análisis de confiabilidad estructural de SCR constituye una contribución al desarrollo de las tecnologías necesarias para optimizar el diseño de estos elementos estructurales, al considerar la combinación dinámica de los efectos de las acciones en el momento en el cual ocurren y no con la combinación de cada uno de sus respectivos valores extremos. Este último caso resultó en los análisis estudiados siempre valores de IR superiores, llevando a un sobre-diseño del SCR.

- La metodología permite efectuar diseños de SCRs que cumplan con niveles de seguridad establecidos por la industria para requerimientos específicos no establecidos en normatividades vigentes y para diferentes periodos de análisis como 1 año, 100 años o la vida útil del ducto.
- La caracterización probabilística de las variables aleatorias seleccionadas son de suma importancia, ya que diferentes valores de sus valores estadísticos (media y variación estándar) y el tipo de distribución de probabilidades, tiene un impacto significativo en el valor de la probabilidad de falla del elemento estructural. Por lo cual, esta etapa de la metodología debe efectuarse cuidadosamente.
- De las cuatro secciones del SCR analizadas, se identificaron como críticas para el diseño las ubicadas en la región de contacto con el suelo marino y en el punto de conexión con la plataforma flotante.
- Los factores de importancia de las variables aleatorias incluidas en el análisis de confiabilidad indican que las variables utilizadas para los efectos de la presión interna pueden ser consideradas como variables deterministas.

Es importante mencionar que en este trabajo solamente fue efectuado el análisis de confiabilidad para uno de los múltiples estados límite necesario para el diseño final de un SCR, por lo cual es recomendable que en estudios posteriores sea realizado el análisis de confiabilidad de los estados límite de fatiga y servicio, en especial la sección ubicada en punto de contacto.

## Referencias bibliográficas

- API, 2004, Specification 5L, *Specification for line pipe*, Forty-third edition
- API, 1999, Recommended practice RP-1111, *Design, Construction, Operation, And Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines (Limit State Design)*, American Petroleum Institute, third edition
- API, 1998, Recommended practice 2RD *Design of Riser for Floating Production Systems (FPSs) and Tension-Leg Platforms (TLPs)*, American Petroleum Institute, first edition
- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1997, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Tension Leg Platforms*, API RP 2T, 2<sup>nd</sup> Edition, USA.
- API, 1993, Recommended practice 16Q, *Design, selection, operation and maintenance of marine drilling riser systems*, American Petroleum Institute, first edition
- Askeland Donald R., 2005, *"Ciencia e ingeniería de los materiales"*, 4ta. Edición, editorial Thomson
- ASME B31.8, *"Pipeline Transportation Systems for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids"*, 2006, AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS
- Bai Yong, Ragnar T. Igland & Torgeir Moan, 1997, *Tube Collapse under Combined External Pressure, Tension and Bending*, Marine structures, volume 10, pp 389-410
- Barranco, Cicilia, F., 2004, *"Reliability-Based Design Criterium for a TLP Tendon System"*, PhD Thesis, COPPEUFRJ, RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL, JUNHO DE 2004
- Barranco, Cicilia, F., Prates de L., L. E. C., Sudati S V., 2005, *Reliability of TLP Tendons Under Storm Sea States*, 24th International Conference On Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE2005-67170
- B.A. Carter, SPE, Hamersley Iron, and B. F. Ronalds, SPE, 1998, *"Deepwater Riser Technology"*, 1998 SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition Held
- Bea Robert. Ramos R, Hernandez T, 1998, *Risk Assesemt & Management Base criteria a for design and requalification of pipeline and riser in the Bay of Campeche*, Offshore Technological Conference, paper OTC 8695

- Bea, Robert and Xu, Tao, 2000, *Risk Assessment and Management (RAM) Based Guidelines for Requalification of Marine Pipelines*, Petroleos Mexicanos, Instituto Mexicano del Petroleo y Mineral Management Service, Report 4,
- Breitung, K. (1984): “*Asymptotic Approximations for Multinormal integrals*”, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 110(3), pp.183-190, 357-366.
- Burke, B. G, 1974, *An Analysis of Marine Riser For Deep Water*, Journal of Petroleum Technology, volume 257, pp 455-465
- Bury, K.V., 1975, *Statistical Models in Applied Science*, John Wiley & Sons, New York, USA.
- Bjørset, Arve, 2000, *Capacity Assessment of Titanium Pipes Subjected to Bending and External Pressure*, The Norwegian University of Science and Technology, report of faculty of civil and environmental engineering,
- Chou, F.S.F., Ghosh, S., Huang, E.W., 1983, “*Conceptual Design Process of a Tension Leg Platform*”, SNAME transaction, Vol. 91, pp. 275-305.
- Der Kiureghian, A., Liu, P.L., 1986, “*Structural Reliability under Incomplete Probability Information*”, J. of Engineering Mechanics ASCE, Vol. 112, No. 1.
- DNV, 2001, DNV-OS-F201, *Dynamic Riser: Offshore Standard*, Det Norske Veritas
- DNV, 1996, “*Rules for Submarine Pipeline Systems*”, Hovik, Norway
- Faltinsen, O.M., 1993, “*Sea Loads on Ships and Offshore Structures*”, Cambridge University Press.
- Franciss R., Petrobras, 2005, *Subsurface Buoy Configuration for rigid Riser in Ultradeep Water*, Society of Petroleum Engineers, paper SPE-97376
- Guesnon J., Gaillard Ch. and Richard F., 2002, *Ultra Deep Water Drilling Riser Design and Relative Technology*, Oil & Gas Science and Technology – Rev. IFP, Vol. 57, No. 1, pp. 39-57
- Haagsma, S. C., Schaap D. (1981) “*Collapse Resistance of Submarine Lines Studied*” Oil & Gas Journal, February 1981
- Hallam, M.G., Heaf, N.J., Wootton, L.R., 1978, *Dynamics of Marine Structures: Methods of Calculating the Dynamic Response of Fixed Structures Subject to Waves and Current Action, Report UR 8 (2nd Edition)*, CIRIA Underwater Engineering Group, London.

- Hauch Søren and Bai Yong, 1999, “*Bending Moment Capacity of Pipes*” Offshore Mechanical and Arctic Engineering, July 11-16,
- Hatton Stephen A. and Willis Neil, 1998, *Steel Catenary Riser For Deepwater Environments* ,Offshore Technological Conference, paper OTC-8607
- Hill R, 1950, “*the mathematical theory of plasticity*”, Oxford University Press, Oxford, UK
- Hooft, J.P., 1971, “*A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semisubmersible*”, Annual Meeting of SNAME, New York, pp. 28-70.
- Howells Hugh, 1995, *Advances ins steel Catenary riser desing*, DEEPTC
- Howell H. and Hatton S. A. , 1995, *Riser selection for deep water floating production systems*, Deepwater Pipeline technology Congress 1995
- ISO, 2006, ISO-16708, *Petroleum and natural gas industries, Pipeline transportation systems, Reliability-based limit state methods*, International Standard Organization, First edition
- ISO, 2001, ISO/DIS 13628-7, *Petroleum and Natural Gas-Industries-Design and Operation of Subsea Production Systems: Completion/Workover riser systems-Part 7*, International Standard Organization
- ISO, 1998, ISO-2394, *General principles on reliability for structures*, International Standard Organization, Second edition
- Leira B.J., Olufsen A.N. and Jiao, 1993, *Reliability Analysis of Flexible Riser Systems*, International Journal of Offshore and Polar Engineering, Vol 3. No 4
- Low Y.M., And Langley R.S, 2007, *Time and frequency domain coupled analysis of deepwater floating production systems*, Applied Ocean Research, volumen 28, pp 371–385
- Marthinsen, T., 1989, “*Hydrodynamics in TLP Design*”, Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Offshore Mechanic and Artic Engineering Symposium, ASME, Vol. I, pp. 127-133, The Hague.
- Moros P Erb, Bp Explotation, 2004, *The use of SCR with SEMI for Development of Deep water Prospects*, Deep Offshore Technology conference 2004
- Moan, T., Estefen, S. F., Saevik, S. and Zimmer, R. A., 1994, *Limit States for the Ultimate Strength of Tubulars Subjected to Pressure, Bending and Tension Loads*, Journal of Marine Structures, Vol. 7. pp 323-344

- Molina-Pasquel Henríquez J.M. 2007, “*Recomendaciones de la Comisión Especial Independiente*”, Comisión Especial Independiente
- Mourelle, M.M., 1993, *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas*, Tese de Doutorado, COPPE-UFRJ.
- Oceanweather, Inc., 1996, *Actualización de condiciones meteorológicas y oceanográficas de la sonda de Campeche*” reporte PEMEX/IMP.
- Paulling, J. R., 1992, TDSIM6, *Time Domain Platform Motion Simulation, Theory and User Guide*, Third Edition, USA
- PEP, 2008, “*Reserva de Hidrocarburos de México, Evaluación al 1 de Enero 2008*”, reporte publicado en el portal de Petróleos Mexicanos, [www.pemex.com](http://www.pemex.com)
- PEP, 2007, “*Reserva de Hidrocarburos de México, Evaluación al 1 de Enero 2007*”, reporte publicado en el portal de Petróleos Mexicanos, [www.pemex.com](http://www.pemex.com)
- PEMEX, 2009, “*Reporte Concentrado en la Ejecución, Noviembre 2009*”, reporte publicado en el portal de Petróleos Mexicanos, [www.pemex.com](http://www.pemex.com)
- PEMEX, 2008, NRF-003-PEMEX-2007 “*Diseño y evaluación de plataformas marinas fijas en el Golfo de México*” Comité de normalización de petróleos mexicanos y organismos subsidiarios.
- PEMEX, 2006, NRF-013-PEMEX-2005 “*Diseño de líneas Submarinas en el Golfo de México*”, Comité de normalización de petróleos mexicanos y organismos subsidiarios
- Risk Engineering Inc., 2001, “*Reliability Analysis of A Top-Tensioned TLP Riser Joint Industry Project*”, Joint Venture Report
- Rubinstein, R. Y., 1981, “*Simulation of the Monte Carlo Method*”, John Wiley & Sons Inc., New York.
- Sagrilo, L.V.S., 1994, “*Análise de Confiabilidade Estrutural Utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*”, Tese de Doutorado COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil
- Serta O.B, Mourelle M.M, Grealish F.W, Harbert S.J., Souza L.F.A., 1996, “*Steel Catenary Riser for Marlim Field FPS P-XVIII*”, Offshore Technological Conference, paper OTC 8069
- S.F. Esteffen, T. Moan, S. Saevik & R. A. Zimmer, 1994, “*Limit state Formulation for TLP Tendon and Steel Riser Bodies*”, Journal Construction Steel Research, 32, pp 107-121

- Valdés V.M., PEMEX E&P, Lara L. and. Bea R.G, 2000, *Transitory Criteria For Design and Requalification of Submarine Pipelines in the Bay of Campeche*, Society of Petroleum Engineers, paper SPE-59017
- Timoshenko, S. P. and Gere, J. M. (1961), "*Theory of Elastic Stability*", 3rd Edition, McGraw-Hill International Book Company.
- Thethi Ricky and Walters David, 2003, "*Alternative Construction for High Pressure High Temperature Steel Catenary Risers*", Ocean Power Technologies USA
- Wen, Y.K., Chen, H.C., 1987, "*On Fast Integration for Time Variant Structural Reliability*", Journal of Probabilistic Engineering Mechanics, Vol. 2, No. 3, Elsevier, pp. 156-162.
- Xu, J, Jesudasen A.S. and Fang J, 2006, "*Wave loading Fatigue Performance Of Steel Catenary Riser (SCRs) in Ultradeepwater Applications*", Offshore Technological Conference, paper OTC 18180
- Zang, y., Der Kiureghian, A., 1994, "*Two Improved Algorithms for Reliability Analysis*", Proceedings of the 6th IFIPWG 7.5 Working Conference on Reliability and Optimization of Structural Systems, Assisi Italy