



UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA
INGENIERÍA CIVIL-ESTRUCTURAS

**ANÁLISIS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL DE RISERS
FLEXIBLES**

TESIS
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:
MAESTRO EN INGENIERÍA

PRESENTA:
OSCAR ALEJANDRO SILVERIO AGAPITO

TUTOR PRINCIPAL
DR. FRANCISCO LEONEL SILVA GONZÁLEZ
INSTITUTO MEXICANO DEL PETRÓLEO

COTUTOR
DR. OSCAR ALFREDO GODOY MARROQUIN
INSTITUTO MEXICANO DEL PETRÓLEO

CIUDAD UNIVERSITARIA, CD. MÉXICO, DICIEMBRE 2019



Universidad Nacional
Autónoma de México



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

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

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

JURADO ASIGNADO:

Presidente: Dr. Esteva Maraboto Luis
Secretario: Dra. Ruiz Gómez Sonia Elda
Vocal 1: Dr. Silva González Francisco Leonel
Vocal 2: Dr. Pozos Estrada Adrián
Vocal 3: Dr. Godoy Marroquin Oscar Alfredo

Lugar donde se realizó la tesis: **Instituto Mexicano del Petróleo, IMP**

TUTOR DE TESIS:

DR. FRANCISCO LEONEL SILVA GONZÁLEZ

FIRMA

“Porque no todo ha de ser mejor ni peor
que lo nuestro, nos debe bastar con que
sea diferente, y como tal contemplarlo, y
como tal admirarlo”

Dr. Ignacio Chávez

Dedicatoria

A mis queridos padres, Juan Silverio Evarista y Maura Agapito Anselmo; ustedes son el motor que me mueve y con su ejemplo me inspiran a ser mejor cada día. Gracias por educarme con excelentes valores, por crear en mí una atmosfera de conciencia y humildad, por brindarme la valentía para enfrentar la vida y al mismo tiempo llenarme con todo su amor, comprensión y tolerancia. Gracias por tanto.

A mis hermanos Victor, Israel y Beatriz que me han ayudado a tener una vida con bellos y divertidos recuerdos, gracias por su cariño incondicional y más aún por hacer de mis días los mejores, sabiendo que cuento con los mejores compañeros de vida que pude desear.

A mi abuelita Elisa Agapito Anselmo, que con un solo abrazo me dejó marcado el corazón y el alma para siempre y a quien recordaré después de su delicada partida.

A mis sobrinas Nelly Nicole Silverio Hernández y Bárbara Queila Martínez Silverio, quienes en la actualidad con su infancia e inocencia me enseñan lo hermoso y lo divertido de la vida.

A mis tíos José Luis A., Noe A., Adriana A. y José Ernesto G., quienes me han brindado su amor y apoyo incondicional.

A Vanesa R. quien me apoyó de forma extraordinaria durante esta etapa de mi vida y que admiro y respeto por la gran persona que representa para mí.

A toda mi familia, quienes me han brindado todo lo que pude desear: amor, apoyo y diversión.

Agradecimientos

A DIOS por permitirme tener una vida con momentos difíciles, pero también con grandes bendiciones.

A mi querida UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO, mi alma mater.

A mi tutor, Dr. Francisco Silva, por su tiempo dedicado, por brindarme la oportunidad de entrar en un campo de estudio tan maravilloso como lo es la confiabilidad estructural, por inculcarme con su ejemplo una buena actitud y aún más el gusto por la investigación, gracias por su amistad. Gracias por todas sus enseñanzas.

A mi cotutor, Dr. Oscar Godoy, por sus enseñanzas de vida y sobre estructuras marinas, por su apoyo en todo momento, por su amistad tocayo, gracias por su tiempo dedicado, y por toda la atención que me ha brindado con el interés de ayudarme a edificar mi persona.

Al Dr. Luis Esteva Maraboto y a la Dra. Sonia Ruiz, quienes desde la presentación de mi trabajo de investigación brindaron sus valiosos comentarios para enriquecerlo.

A mis amigos y compañeros de la maestría con quienes pude compartir conocimientos y momentos alegres. En especial a Cristopher Aguirre, Fernand Paul Cerón, José Ernesto Pinto, Rigoberto Nava y Antonio Escobar por mostrarme la gran calidad de personas que son y por la disposición de compartir momentos edificantes y apoyo incondicional.

A mis amigos Ing. Miguel Serrano Saldaña e Ing. Vicente Hernández Sánchez, gracias por sus sabios consejos, sus conocimientos compartidos y por mostrarme la gran calidad de personas que requiere nuestra sociedad.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACyT) por el apoyo económico durante el desarrollo de mis estudios de posgrado.

A Wood Group por el apoyo de facilitar la licencia académica de su software de simulación numérica Flexcom®.

Contenido

Capítulo 1 Introducción.....	1
1.1 Contexto y motivación	1
1.2 Justificación.....	9
1.3 Objetivos generales.....	10
1.4 Alcances	11
1.5 Estado del arte	12
1.6 Organización de la tesis.....	16
Capítulo 2 Metodología de análisis y criterios de diseño	17
2.1 Comportamiento del riser en catenaria libre y modelo numérico de análisis	17
2.1.1 Modelo de análisis basado en formulaciones desacopladas	18
2.1.2 Análisis dinámico no lineal del riser flexible	20
2.2 Criterio de análisis estructural basado en la respuesta extrema.....	20
2.3 Modelado probabilista de fenómenos ambientales.....	22
2.3.1 Fuerzas debidas a corriente marina	23
2.3.2 Fuerzas debidas a oleaje.....	24
2.3.2.1 Parámetros característicos de condiciones ambientales extremas.....	25
2.4 Procedimiento de análisis estructural del riser flexible	26
2.4.1 Tensiones medias.....	26
2.4.2 Simulación de la variación dinámica de los movimientos de la unidad flotante de corto plazo	27
2.5 Análisis de la respuesta extrema de un riser flexible.....	29
Capítulo 3 Análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible.....	32
3.1 Fundamentos de análisis de confiabilidad estructural.	33
3.1.1 Método FORM.....	35
3.1.1.1 Algoritmo de Rackwitz Fiessler - Normal tail approximation principle.....	37
3.1.2 Método de simulación numérica de Monte Carlo.....	39
3.2 Análisis de confiabilidad de un riser flexible en catenaria.....	40
3.2.1 Definición de la función de estado límite para un riser flexible en catenaria	40
3.2.1.1 Caracterización estadística de las variables aleatorias.....	41
3.2.1.1.1 Capacidad resistente del riser	41

3.2.1.1.2 Respuesta estructural del riser flexible	41
3.2.2 Superficie de respuesta para modelar las tensiones en el riser	43
3.2.3 Procedimiento resumido para el análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible.....	44
Capítulo 4 CASO DE ESTUDIO	45
4.1 Descripción del modelo.....	45
4.1.1 Parámetros para la revisión preliminar del diseño	49
4.1.2 Parámetro del análisis de confiabilidad estructural.....	50
4.2 Resultados de análisis dinámicos y verificación preliminar del diseño	51
4.2.1 Respuesta estructural en la condición near	51
4.2.1.1 Tensiones efectivas	51
4.2.1.2 Curvaturas	52
4.2.2 Respuesta estructural en la condición far	53
4.2.2.1 Tensiones efectivas	53
4.2.2.2 Curvaturas	54
4.2.3 Respuesta estructural en condición transverse.....	55
4.2.3.1 Tensiones efectivas	55
4.2.3.2 Curvaturas	56
4.2.4 Verificación de la armadura de tensión	57
4.3 Análisis de confiabilidad estructural del riser flexible en catenaria	59
4.3.1 Tensiones medias, dinámicas máximas y dinámicas extremas más probables.....	59
4.3.1.1 Condición de análisis near	60
4.3.1.2 Condición de análisis far.....	60
4.3.1.3 Condición de análisis transverse	61
4.3.2 Ajuste de superficies de respuesta y funciones de estado límite.....	61
4.3.2.1 Condición de análisis near	62
4.3.2.2 Condición de análisis far.....	63
4.3.2.3 Condición de análisis transverse	64
4.3.3 Cálculo de confiabilidad estructural por método FORM	65
4.3.3.1 Solución de confiabilidad por método FORM.....	65
4.3.3.1.1 Interpretación de resultados de confiabilidad obtenida por método FORM	65
4.3.3.2 Confiabilidad por método de simulación numérica de Monte Carlo.....	67
5 CONCLUSIONES	68
REFERENCIAS.....	70

Lista de figuras.

Figura 1.1.	Estructura de un riser flexible compuesto por capas poliméricas y metálicas	2
Figura 1.2.	Configuración en catenaria libre de un riser flexible	3
Figura 1.3.	Configuraciones geométricas de risers flexibles	5
Figura 1.4	Ejemplos representativos de tirantes de agua de risers flexibles instalados alrededor del mundo	6
Figura 2.1.	Modelo de análisis de SFP	19
Figura 2.2.	Principales fenómenos ambientales en SFP	21
Figura 2.3.	Configuración del riser media, cercana y lejana	27
Figura 2.4.	Grados de libertad de una unidad flotante de producción	27
Figura 2.5.	Metodología para calcular los movimientos en la dirección tangente del riser (top riser) y la variación dinámica de la respuesta	29
Figura 3.1.	Representación gráfica de función de estado límite	33
Figura 3.2.	Representación gráfica de la solución de confiabilidad por métodos FORM y SORM	35
Figura 3.3.	Representación gráfica del método de simulación de Monte Carlo	39
Figura 4.1.	Modelo de análisis de elementos finitos del riser flexible	45
Figura 4.2.	Contorno ambiental centenario característico del sitio del GdM donde se supone ubicado el FPSO	47
Figura 4.3.	Definición de las direcciones de las variables ambientales y offsets	48
Figura 4.4.	Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición near	51
Figura 4.5.	Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2552	52
Figura 4.6.	Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición near	52
Figura 4.7.	Serie temporal de curvaturas en el nodo 1055	53
Figura 4.8.	Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición far	53
Figura 4.9.	Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2602	54
Figura 4.10.	Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición far	54
Figura 4.11.	Serie temporal de curvaturas en el nodo 685	55
Figura 4.12.	Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición transverse	55

Figura 4.13.	Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2522	56
Figura 4.14.	Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición transverse	56
Figura 4.15.	Serie temporal de curvaturas en el nodo 804	57
Figura 4.16.	Superficie de respuesta de tensiones medias near	62
Figura 4.17.	Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas near	62
Figura 4.18.	Superficie de respuesta de tensiones medias far	63
Figura 4.19.	Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas far	63
Figura 4.20.	Superficie de respuesta de tensiones medias transverse	64
Figura 4.21.	Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas transverse	64

Lista de tablas.

Tabla 1.	Risers flexibles instalados alrededor de todo el mundo	6
Tabla 2.	Normativas basadas en confiabilidad	8
Tabla 3.	VARIABLES que introducen incertidumbre en el cálculo de la respuesta estructural del riser	42
Tabla 4.	VARIABLES aleatorias y sus distribuciones de probabilidad involucradas en el análisis de confiabilidad	43
Tabla 5.	Propiedades consideradas para análisis del riser flexible	46
Tabla 6.	Estados de mar de corto plazo aplicados a cada una de las condiciones de offset de la unidad flotante	48
Tabla 7.	Factores de utilización máximos y radios de curvatura calculados para cada condición de análisis	58
Tabla 8.	Tensiones efectivas en condición near	60
Tabla 9.	Tensiones efectivas en condición far	60
Tabla 10.	Tensiones efectivas en condición transverse	61
Tabla 11.	Resultados de análisis de confiabilidad estructural	65
Tabla 12.	Probabilidades de falla aceptables vs nivel de seguridad DNVGL-ST-F201	66
Tabla 13.	Cantidad de simulaciones requeridas para cálculo de p_F por medio de simulación numérica	67

Resumen

Uno de los sistemas más utilizados en la industria costa afuera para la exploración, explotación y producción de hidrocarburos en aguas profundas es a través de sistemas flotantes de producción, los cuales a su vez requieren de ductos ascendentes o risers para el transporte seguro y eficiente de hidrocarburos desde el lecho marino hasta la unidad flotante en la superficie. Los risers, al enfrentarse con solicitaciones debidas a fenómenos naturales y otros aspectos propios como el comportamiento del material, requieren de metodologías para su análisis y diseño basadas en confiabilidad. Estas metodologías incorporan la naturaleza aleatoria de las cargas y las resistencias estructurales del riser, entre otros aspectos.

En este trabajo se presenta un procedimiento estructurado para el análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible, ante el estado límite último de ruptura, el cual está instalado hipotéticamente en aguas profundas del Golfo de México. En este análisis de confiabilidad se considera que el nivel de consecuencias de falla del riser flexible es alto. La metodología se basa en calcular la probabilidad de que las solicitaciones en el riser flexible no superen su resistencia última. Se brindan los conceptos y métodos necesarios para caracterizar probabilísticamente la resistencia última del riser flexible, así como los estados de mar de corto plazo, con el fin de determinar el valor máximo más probable de su respuesta extrema. La respuesta del riser flexible se obtiene mediante análisis desacoplados en el dominio del tiempo. El primer paso es revisar la armadura de tensión del riser en estudio, en términos de tensiones efectivas y radios de curvatura para el estado límite último, mediante las especificaciones API Spec 17J (API, 2014), donde se encontró un buen desempeño. Finalmente, se calculó la confiabilidad estructural del riser flexible, obteniendo una confiabilidad muy alta, de acuerdo con los valores recomendados por la norma DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1), concluyendo que el diseño del riser flexible analizado es conservador.

Abstract

In the offshore industry, some of the most commonly used systems for exploration, drilling and deep-water oil production are floating production systems, which require ascending ducts or risers for safe and efficient transport of petroleum from the sea floor to the floating unit on the surface. However, due to uncertain environmental forces and strength of materials, the risers require methodologies based on the reliability for its analysis and design. These methodologies take into account the random nature of the loads and the structural resistance of the riser.

In this work, a structured procedure for the structural reliability analysis for the ultimate limit state of rupture of a flexible riser, installed hypothetically in the deep waters of the Gulf of Mexico, is presented. The reliability analysis considers that the level of failure consequences of the flexible riser is high. The methodology is based on calculating the probability that the loads in the flexible riser do not exceed its ultimate resistance. The methodology to characterize probabilistically the ultimate resistance of the flexible riser and the short-term sea states is provided in order to determine the most probable maximum value of the extreme response. The response of flexible riser is obtained through decouple analysis in time domain. The effective tensions and radius of curvature for the ultimate limit state of the tensile armor of the analyzed riser are checked using the API Spec 17J (API, 2014), and a good performance of flexible riser was observed. Finally, the structural reliability of the flexible riser was calculated and a high reliability was obtained in accordance with DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1). It is concluded that the flexible riser analyzed is overdesigned.

Capítulo 1

Introducción

1.1 Contexto y motivación

Desde hace más de dos décadas, la demanda de hidrocarburos en todo el mundo ha aumentado de manera significativa, por lo que la industria petrolera ha incursionado en la exploración, explotación y producción en aguas cada vez más profundas, e.g. 2500 m de tirante de agua, con el objetivo de satisfacer dicha demanda. En la actualidad la producción de hidrocarburos en aguas profundas, i.e., 500 m a 1500 m de tirante de agua (TdA), y ultra profundas, i.e., >1500 m de TdA, con frecuencia se lleva a cabo mediante sistemas flotantes de producción (SFP), los cuales a su vez requieren de sistemas submarinos conformados por equipos, ductos submarinos y ductos ascendentes (éstos últimos denominados en adelante como risers), entre otras estructuras, que brindan un transporte seguro y eficiente de los hidrocarburos, así como de los diferentes servicios asociados a dicha producción. De esta manera, es posible mencionar que los risers son considerados como una de las soluciones técnica y económicamente viables para el transporte y producción de hidrocarburos desde las estructuras de soporte submarinas hasta los SFP, ya que, entre otros aspectos, su comportamiento estructural es de los más adecuados ante los desplazamientos de la unidad flotante, además su instalación es relativamente sencilla y económicamente viable.

Los risers pueden clasificarse en función del tipo de material en: rígidos (fabricados con acero al carbono y/o aleaciones), flexibles (formados por varias capas de diferentes materiales) y compuestos (formados por materiales compuestos). Los risers flexibles de capas no adheridas (o simplemente risers flexibles), como se muestra en la figura 1.1, son estructuras conformadas de varias capas. Estas capas son de diferente material, e.g. polímeros y acero.

A continuación, se describen las capas de un riser flexible comúnmente utilizado en la industria petrolera (Vargas, 2013):



Figura 1.1 Estructura de un riser flexible compuesto por capas poliméricas y metálicas, (Tomado de Vargas (2013), y modificado por el autor)

- Carcasa entrelazada. Es la capa más interna de un riser flexible. Es generalmente de acero inoxidable, entrelazada como se muestra en la figura 1.1. Esta capa posee alta flexibilidad debido a su geometría. Confiere la resistencia a cargas radiales concentradas o distribuidas, así como resistencia ante la presión hidrostática externa y previene el colapso del riser por descompresiones rápidas. Sin embargo, posee baja rigidez axial, por lo que no se considera que aporte resistencia ante cargas axiales.
- Capa plástica interna, también llamada barrera de presión. Es fabricada por extrusión de material polimérico sobre la carcasa entrelazada. Brinda confinamiento del producto transportado en el interior del riser y transmite los esfuerzos de las capas superpuestas, que a continuación se mencionan, hacia la carcasa entrelazada.
- Armadura de presión. Está constituida por uno o dos perfiles metálicos rolados en espiral. Proporciona rigidez radial y su función principal es resistir los esfuerzos radiales debidos a las presiones internas e hidrostáticas.
- Fibra anti-desgaste. Se localiza entre armaduras metálicas y se fabrica usualmente de polímeros. Su función principal es reducir el desgaste por fricción que ocurre entre las armaduras metálicas.
- Armaduras de tensión. Las armaduras de tensión están formadas por un número par de capas metálicas, dos o hasta cuatro, enrolladas sobre el riser en forma helicoidal. Cada capa está constituida por varios cables con secciones transversales típicamente rectangulares. La armadura más interna del riser es llamada armadura interna de tensión y la otra capa, es decir, la más externa al riser, es conocida como armadura externa de tensión. Estas armaduras no

alteran la flexibilidad que caracteriza al riser, puesto que los cables contenidos en cada armadura se pueden deslizar cuando el riser es flexionado. Estas capas tienen como función principal resistir las cargas axiales, y auxiliar en la resistencia ante presiones internas. Los cables de la armadura de tensión son fabricados comúnmente de acero.

- Fibra de alta resistencia. Son fibras compuestas por un tejido polimérico, enrolladas helicoidalmente sobre la armadura de tracción externa, a fin de evitar el pandeo de los cables y el desarreglo de dicha armadura.
- Capa plástica externa. Es la capa externa del riser flexible. La capa es extruida sobre las armaduras de tensión a fin de mantenerlas en posición correcta y darles protección mecánica. Sus principales funciones son; brindar protección contra el medio exterior a fin de evitar la corrosión de las armaduras metálicas, ayudar al aislamiento térmico del riser y evitar daños causados por el impacto con el suelo marino.

Continuando con los aspectos generales de los risers, es posible mencionar que otra forma de clasificarlos es de acuerdo con el tipo de configuración geométrica, siendo la más utilizada la de catenaria libre (figura 1.2), en la cual el riser está conectado al SFP y se extiende libremente hasta el lecho marino. Su forma geométrica en condiciones estáticas es adoptada por la resultante de las fuerzas verticales como el peso y la flotación que actúan a lo largo de su longitud. Con esta configuración geométrica las regiones del riser del extremo superior (denominado en adelante por su término en inglés top riser zone) y de contacto con el suelo (denominado en adelante TDZ por las siglas en inglés de Touchdown Zone) son las más críticas desde el punto de vista de integridad estructural.

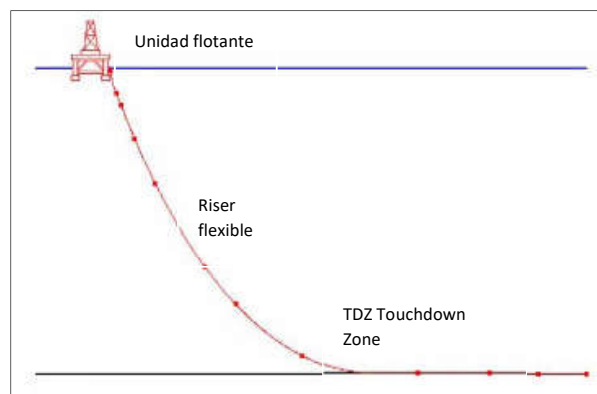


Figura 1.2 Configuración en catenaria libre de un riser flexible, (Tomado de Godoy (2018), y modificado por el autor)

La configuración de catenaria libre es considerada la geometría más simple y económica, debido a su bajo costo de instalación, además de que el riser se apoya sobre el lecho marino en su cercanía con el pozo, lo cual no implica la instalación de una base para recibir al riser a su llegada con el pozo o equipo submarino.

En la actualidad existe la posibilidad de utilizar la configuración en catenaria libre ya sea con risers rígidos o con risers flexibles. En comparación con los risers rígidos de acero en catenaria (denominados SCR, por las siglas en inglés de Steel Catenary Riser), los risers flexibles tienen varias ventajas. La principal ventaja de un riser flexible sobre un SCR es su mayor capacidad a la fatiga, ya que la capa que se encuentra sujeta a más fatiga operacional es la armadura de tensión. Cuando el riser se sujeta a cargas cíclicas de flexión / tensión, los cables de dicha armadura se deslizan y por lo tanto se alivian los esfuerzos de flexión / tensión reduciendo la fatiga. La carcasa y la armadura de presión están sujetas a menos fatiga porque son capas discontinuas, envueltas helicoidalmente y casi perpendiculares al eje del riser.

Otras configuraciones que son utilizadas en risers flexibles dependiendo principalmente del tirante de agua y condiciones oceanográficas son: Lazy wave, Steep-S, Step-wave, Piliant-wave, Lazy-wave, como se muestran en la figura 1.3.

De acuerdo con Ismail et al. (1992) la selección de una configuración adecuada generalmente se basa en los siguientes factores:

- Número de risers instalados en el campo de producción
- Tipo de plataforma de producción
- Capacidad de absorber los movimientos impuestos por la unidad flotante
- Condiciones ambientales
- Facilidad de instalación
- Costo total de instalación

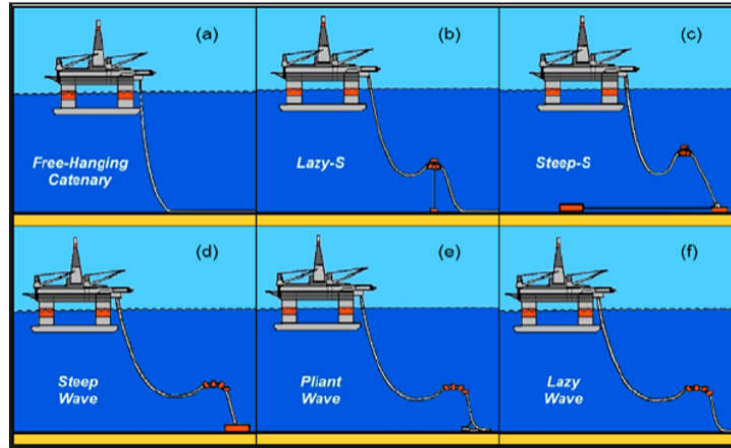


Figura 1.3 Configuraciones geométricas de risers flexibles

La práctica recomendada API RP 17B (API, 2014-1) menciona que otra forma de clasificar los risers flexibles es de acuerdo con su comportamiento en: estáticos y dinámicos. Los risers dinámicos generalmente son utilizados en instalaciones de producción flotante costa afuera. Son denominados dinámicos debido a que existe un movimiento relativo entre el punto de conexión con la estructura submarina y su extremo superior en conexión con la unidad flotante. Por otra parte, los riser estáticos son generalmente utilizados para el servicio de plataformas fijas (e.g. en plataformas fijas tipo Jacket).

También, los risers son agrupados dependiendo de su aplicación como: de perforación, de exportación, de terminación, de inyección y de producción.

Un estudio realizado por MCS International (2001) para la empresa Ukooa, muestra que la instalación de risers flexibles en la industria petrolera ha sido creciente durante las últimas tres décadas. En la tabla 1, se muestran algunos risers flexibles instalados alrededor del mundo (Narzul et al.,1997).

Tabla 1. Risers flexibles instalados alrededor de todo el mundo.

Año	Campo	Compañía	Localización	Año	Campo	Compañía	Localización
1973	Ermeraude	ELF	Congo	1986	Balmoral	SUN OIL	Mar del Norte
1974	Beryl	MOBIL	Mar del Norte	1988	Jolliet	CONOCO	Golfo de México
1976	Garoupa	PETROBAS	Brasil	1992	Snore	SAGA	Noruega
1977	Castellon	SHELL	España	1994	Troll	NORSK HYDRO	Noruega
1978	Ninian	CHEVRON	Mar del Norte	1997	Marlim Sul	PETROBRAS	Brasil
1980	Rospomare	ELF	Italia	2000	Roncador	PETROBRAS	Brasil
1980	Cadlao	AMOCO	Filipinas	2007	Agbami	CHEVRON	Nigeria
1984	Duncan 2	HAMILTON	Mar del Norte	2011	Iracema Norte	PETROBRAS	Brasil

La figura 1.4 (Offshore Magazine, 2015) muestra ejemplos representativos de aplicaciones con risers flexibles de las compañías NOV y Technip.

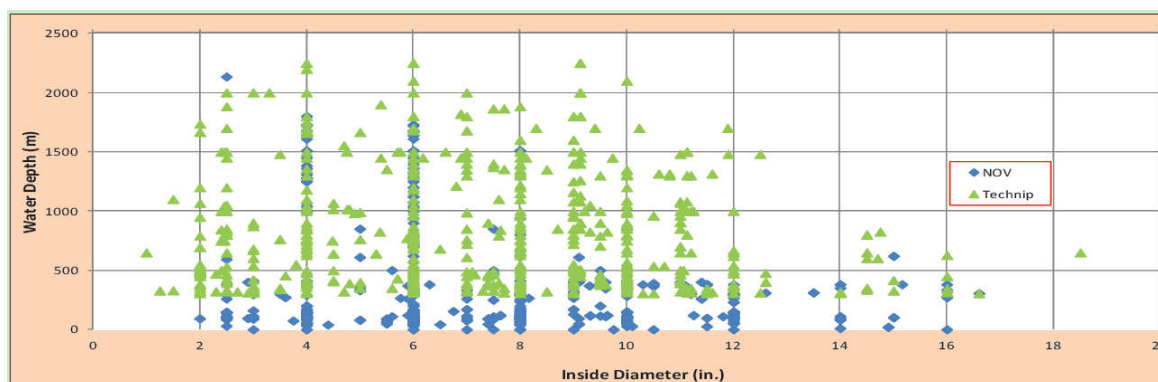


Figura 1.4. Ejemplos representativos de tirantes de agua de risers flexibles instalados alrededor del mundo.

Se observa que en aguas someras (i.e. alrededor de los 500 m de profundidad) existen cientos de aplicaciones de risers flexibles. Tan sólo en Brasil operan once sistemas flotantes (6 FPSO, 2 FSO y 3 semisumergibles) con risers flexibles en aguas someras cuyos tirantes van de 95 m a 423 m. En aguas someras del Golfo de México se han instalado los siguientes sistemas: el FPSO Yùum K'ak'Náab, el FSO TaKuntah y tres buques EWT (por las siglas del término en inglés: Extended Well Test) para pruebas de alcance extendido en los pozos: el Cystal Ocean, Toisa Pisce y Bourban Opale (Crager, 2015). El FPSO Yùum K'ak' Náab tiene una capacidad de almacenamiento de 2.2 millones de barriles el cual opera en un tirante de agua de 100 m, a 105 km de la costa de Ciudad del Carmen. Emplea 5 risers de producción y 3 de importación/exportación conectados a los árboles submarinos (BW Offshore, 2017). El contrato actual con PEP termina en 2022 (Blue Marine, 2018). El FSO TaKuntah operaba en Cantarell con risers flexibles conectados a un equipo submarino PLEM en un tirante de agua de 80 m. Cabe señalar que este FSO fue vendido por PEMEX en el 2018.

Es importante mencionar que a pesar de que los riser flexibles han sido utilizados desde la década de los años 1970, se siguen publicando artículos los cuales sugieren que la predicción de su comportamiento continúa siendo un reto en aguas cada vez más profundas como lo muestra el trabajo realizado por Bectarte et al. (2011). De la misma manera en el año 2001 el NPD (por las siglas en inglés de Norwegian Petroleum Directorate) organizó un seminario sobre la tecnología de risers flexibles, con el objetivo de ganar mayor entendimiento sobre este tipo de elementos en la industria petrolera.

Como se puede notar, los risers forman una parte importante dentro del sistema de producción de hidrocarburos, sin embargo, suelen enfrentarse con solicitudes ambientales extremas (e.g. huracanes, tormentas, etc.), por lo que es necesario llevar a cabo metodologías de análisis y diseño basadas en confiabilidad estructural que consideren las incertidumbres de las diferentes solicitudes de carga, en los diferentes estados límite (e.g. último, servicio, accidental, fatiga, etc.), así como la incertidumbre de la resistencia de los materiales que los constituyen. Con dichas metodologías es posible incorporar en el proceso de diseño la naturaleza aleatoria de las resistencias y de las cargas en el riser.

De forma general en el análisis y diseño de una estructura costa afuera (denominadas en adelante por su término en inglés offshore), son revisadas tanto las respuestas debidas a las llamadas cargas ambientales extremas, así como las debidas a daño por fatiga, vibraciones inducidas por vórtices,

instalación, interferencia, entre otros. Gracias a ello se han obtenido avances significativos para proveer metodologías de diseño con tendencia a la optimización y confiabilidad de los elementos estructurales que intervienen en el proceso de producción de la industria petrolera. Cuando se menciona el concepto de confiabilidad estructural, se hace referencia a la capacidad de que un elemento o sistema estructural cumpla con su objetivo (durante un tiempo específico) para el cual ha sido diseñado. Pero dicha confiabilidad se puede utilizar de forma más precisa para estimar la probabilidad de que una estructura cumpla con un buen desempeño ante un estado límite establecido. Dicho estado límite puede ser por ejemplo el de falla, como el de la resistencia última, estado límite de servicio u otra condición indeseable (deformaciones excesivas, etc.).

Con lo anterior es posible plantear las siguientes preguntas: ¿Son confiables los risers en catenaria ante las distintas sollicitaciones a las que se encuentran expuestos durante su vida útil en aguas profundas?, Si la respuesta a la pregunta anterior es asertiva, entonces es posible realizar la siguiente pregunta: ¿Qué tan confiables son dichas estructuras durante su etapa de vida útil considerada?

En este contexto es posible mencionar que el diseño basado en confiabilidad proporciona un diseño de estructuras con mejor desempeño, seguras y adecuadas.

En la actualidad la industria petrolera cuenta con algunos códigos y estándares basados en confiabilidad estructural, los cuales consideran el tratamiento aleatorio de las sollicitaciones y de la resistencia estructural; en la tabla 2 se muestran algunos ejemplos de estas normas:

Tabla 2 Normativas basadas en confiabilidad.

Norma	País de origen
DNVGL-ST-F201	Noruega
DNV-OS-E301	Noruega
ISO 16708	Internacional

Estos códigos consideran las resistencias de los elementos estructurales, así como las cargas que actúan sobre ellos y establecen para cada una de dichas variables sus factores parciales de seguridad o factores de utilización, dependiendo del criterio de diseño: LRFD o WSD.

La norma ISO-2394 (ISO, 2015) brinda los principios generales para realizar diseños de estructuras basados en confiabilidad estructural. Las especificaciones API Spec 17J (API, 2014) y la práctica recomendada API RP 2RD (API, 2013) mencionan la posibilidad de llevar a cabo diseños de risers basados en confiabilidad, sin embargo, no brindan las probabilidades de falla de diseño (permisibles), ni mayores detalles.

Es preciso aclarar que el objetivo principal de este trabajo no es llevar a cabo el diseño completo de un riser flexible mediante algún criterio como LRFD; más bien, en primera instancia se lleva a cabo una revisión preliminar de un riser flexible propuesto, mediante el factor de utilización basado en el criterio WSD de las especificaciones API Spec 17J (API, 2014) y posteriormente se obtiene la confiabilidad de dicho riser flexible ante el estado límite último de ruptura basándose en metodologías desarrolladas en este ámbito y en base a las normas vigentes como DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1), DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018) y DNVGL-RP-C205 (2019).

1.2 Justificación

Los risers flexibles son una alternativa viable para la producción de petróleo y gas en aguas profundas, en especial cuando se utilizan plataformas semisumergibles, ya que, entre otras bondades, los risers flexibles permiten absorber los desplazamientos de dichos sistemas flotantes. Sin embargo, debido a las condiciones ambientales presentes en aguas profundas, se originan grandes esfuerzos axiales y de flexión, aunado a esto, el contacto dinámico entre el riser y el suelo podrían llevar a la falla de dichos elementos estructurales. De esta manera, existe una inherente probabilidad de falla que implica un severo daño a ecosistemas, pérdidas humanas y pérdidas económicas. Lo anterior justifica la necesidad de llevar a cabo metodologías de análisis y diseños basados en riesgo y confiabilidad, que permitan tener mayor certeza sobre dichas estructuras para la industria petrolera.

Por otra parte; en un futuro cercano, nuestro país tendrá la necesidad de explotar reservas ubicadas en aguas profundas. Lo cual contrae la necesidad de desarrollar métodos, procedimientos y normas que permitan determinar la confiabilidad de las tecnologías utilizadas para la producción de hidrocarburos (como son los risers) ante las condiciones ambientales propias de México.

Respecto a campos en aguas someras se puede mencionar que dentro de las rondas de licitación realizadas por la Comisión Nacional de Hidrocarburos (CNH), algunas operadoras ganadoras han

manifestado el empleo de sistemas flotantes de producción para la explotación de estos campos, como es el caso del grupo energético italiano Eni quien planea utilizar un FPSO en el Área 1 en aguas someras de la Bahía de Campeche en un tirante de agua de 32 m (Eni.com, 2018). Se empleará un sistema de risers flexibles y umbilicales para el control e inyección de químicos en caso de ser necesario, así como equipos submarinos de producción, incluyendo árboles mojados, etc.

Otro ejemplo es el proyecto de desarrollo de aceite pesado y extrapesado de Campeche Oriente integrado por los campos: Ayatsil, Tekel, Utsil, Tson, Pohp, Lem, Zazil-Ha-Yaxiltun, Kanche, Kayab, Tunich, Nab, Baksha, Pit, Chapabil y Numan, ubicado entre 120 y 145 km al noroeste de Ciudad del Carmen en el Golfo de México en tirantes de agua que van desde 100 m hasta 700 m. En este proyecto se planea utilizar un FPSO y un buque EWT. Se perforará y completará un pozo submarino el cual se probará antes de la llegada del buque EWT. Una plataforma de perforación completará el pozo, incluida la instalación de una bomba de fondo de pozo y un árbol submarino. Luego se instalarán risers de producción, umbilicales de control y un cable de alimentación para la bomba de fondo de pozo entre el árbol submarino y una boya que se conectará al buque EWT cuando éste llegue (Cragger, 2015; Corona y Cabrera, 2015).

El FSO TaKuntah, que operaba en un tirante de agua de 80 m, se planea reemplazar por un FPSO (Cragger, 2015).

Con los proyectos mencionados, se identifica que México aún tienen un largo camino por recorrer en la producción de hidrocarburos en aguas profundas, por lo que es necesario desarrollar criterios y normas de diseño que permitan garantizar el buen desempeño de las estructuras empleadas.

1.3 Objetivos generales

El objetivo general de este trabajo es obtener la confiabilidad ante el estado límite último de ruptura de un riser flexible en catenaria libre. El riser flexible analizado se conecta a una plataforma flotante tipo FPSO (por sus siglas en inglés de Floating Production Storage and Offloading) y se considera hipotéticamente instalado en aguas profundas, en un tirante de agua igual a 1500 m, de la parte mexicana del Golfo de México. La metodología de confiabilidad adoptada se basa en calcular la probabilidad de que las solicitaciones en el riser no excedan su resistencia última; lo anterior se logra mediante la caracterización probabilista de la resistencia última del riser y de los estados de mar con

el fin de determinar el valor máximo más probable de la respuesta extrema del riser. Los estados de mar de corto plazo corresponden a un periodo de retorno de 100 años.

Para cumplir con dicho objetivo general se han planteado los siguientes objetivos particulares:

- Describir los parámetros ambientales que caracterizan a las condiciones ambientales extremas.
- Calcular la respuesta estructural del riser flexible ante cargas ambientales extremas.
- Mediante el análisis de extremos, obtener las respuestas estructurales extremas del riser en estudio, las cuales serán utilizadas en el análisis de confiabilidad estructural.
- Caracterizar la resistencia del riser ante el estado límite último planteado, la cual será utilizada en el análisis de confiabilidad estructural.
- Finalmente realizar el análisis de confiabilidad estructural del riser flexible ante el estado límite último de ruptura generado por tensiones axiales.

1.4 Alcances

En este trabajo se describen los conceptos y algunas metodologías viables para llevar a cabo el análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible considerando el estudio de su respuesta estructural ante condiciones ambientales de corto plazo. De esta manera se obtiene un conjunto de respuestas a corto plazo, sin considerar la respuesta de largo plazo. Se han considerado modelos probabilistas de fenómenos ambientales debidos principalmente a corriente marina y oleaje. Los modelos de análisis para la respuesta estructural del riser se desarrollan en el software de simulación numérica basado en elementos finitos Flexcom®, en el cual la unidad flotante se modela como un cuerpo rígido con 6 grados de libertad y el riser flexible se discretiza en elementos finitos tipo barra con 6 grados de libertad por nodo. Se generan análisis desacoplados del SFP; de esta manera, la respuesta del riser en estudio se obtiene de forma general en dos etapas; la primera conlleva el análisis del movimiento de la unidad flotante y en la segunda el análisis estructural del riser considerando los movimientos de la unidad flotante anteriormente mencionados.

Es posible aclarar que se consideran análisis unidireccionales para aplicar las cargas ambientales en cada una de las tres posiciones del riser: cercano, lejano y transversal. La respuesta estructural del

riser se genera en el dominio del tiempo con simulaciones de 11,000 s, con el objetivo de obtener series temporales de tres horas de duración donde la respuesta se considera estacionaria.

Con las respuestas obtenidas se realiza una revisión preliminar del diseño utilizando el criterio WSD definido por las especificaciones API Spec 17J (API, 2014) y posteriormente se obtiene la confiabilidad ante el estado límite último de ruptura considerando que el riser en estudio cuenta con consecuencias de falla elevadas y los resultados son comparados con los valores permisibles dados en DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1). La confiabilidad estructural en este trabajo es obtenida mediante el método numérico FORM y mediante simulación numérica de Monte Carlo.

1.5 Estado del arte

Los retos asumidos al llevar a cabo la producción de hidrocarburos en aguas cada vez más profundas, han traído consigo importantes avances tecnológicos, al mismo tiempo que se han desarrollado soluciones técnicamente viables para dichos campos de producción. De esta manera, a pesar de que los risers flexibles han sido utilizados desde la década de los años de 1970 se continúan realizando investigaciones referentes a su comportamiento en aguas cada vez más profundas, como las realizadas por McCann et al. (2003), Lopes (2006), González et al. (2015) y Martins (1993). De igual manera, debido a las incertidumbres que se presentan en el proceso de diseño se han publicado trabajos, artículos técnicos e investigaciones relacionadas con diseños basados en confiabilidad estructural para risers y líneas submarinas como los presentados por Leira et al. (1993), Barranco (2004), Cao (2016), da Silva (2016), entre otros autores. Todas las investigaciones y trabajos realizados en el análisis de este tipo de risers aportan las bases para el desarrollo de códigos y prácticas de diseño sofisticadas en la industria petrolera.

Es posible mencionar que dos de los aspectos más trascendentes en el proceso de diseño de un riser flexible basado en confiabilidad estructural es el modelado de las variables ambientales, así como la obtención de la respuesta estructural más crítica (extrema) que podría presentarse en el periodo de vida útil; referente a estos aspectos se pueden citar diversas referencias como: Patel (1989), Chakrabarti (2005), Leira et al. (1993), Wilson (2003), Winterstein et al. (1993) y De Sousa (2011), Fernandes (2016).

Desde de la publicación de la práctica recomendada API RP 2RD (API, 1998) hasta las actuales normas DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1) y API Spec 17J (API, 2014), se busca obtener diseños de risers que satisfagan las máximas respuestas extremas que puedan presentarse en la estructura durante su vida útil. Existen varias metodologías que intentan considerar adecuadamente las cargas ambientales como el oleaje, con el objetivo de estimar de forma más certera la respuesta extrema de una estructura offshore. La utilización de una metodología u otra depende de la complejidad de la estructura analizada y de los recursos computacionales disponibles (Braga, 2012). Bajo este enfoque, inicialmente se pueden mencionar dos metodologías que han sido utilizadas en este ámbito para estimar la respuesta extrema de las estructuras offshore. Una de ellas es la metodología de ola regular y la otra es la metodología de ola irregular (también conocida como tormenta de diseño o condición extrema centenaria). En la metodología de ola regular el proceso de oleaje es representado por una sola ola regular determinista, la cual cuenta con una altura de ola correspondiente al valor más probable en condiciones ambientales extremas, obtenida a partir del procesamiento de la información de mediciones recabadas en las condiciones ambientales donde será localizada la estructura. Para obtener la respuesta estructural máxima del riser por medio de esta metodología, se varía el periodo de la ola determinista en el análisis estructural, hasta encontrar la ola que genere la respuesta más crítica en la estructura.

En la metodología de ola irregular, el proceso de oleaje es representado a través de su función de densidad espectral, la cual representa el contenido energético de los diferentes armónicos que componen un tren de olas, con una duración de corto plazo (i.e. 3 horas). La función de densidad espectral es definida por medio de parámetros ambientales característicos. En esta metodología se usa un solo valor para cada parámetro ambiental, i.e., se utiliza un solo estado de mar (el cual será definido posteriormente en el capítulo 2.3). El valor máximo más probable de la respuesta extrema se puede obtener de dos posibles maneras: la primera opción es mediante estadística de orden de la serie temporal de la respuesta obtenida de un análisis dinámico aleatorio (en el dominio del tiempo) y la segunda opción es a través de un análisis espectral de la respuesta, en caso de haber obtenido la respuesta de la estructura en el dominio de la frecuencia.

Un aspecto de gran importancia es que, en ambas metodologías se asume que la respuesta extrema del riser está asociada a la ocurrencia de una condición ambiental extrema. Sin embargo, dicha consideración no es totalmente adecuada ya que, en los risers, la respuesta depende en gran medida

del comportamiento hidrodinámico del SFP, la dirección de incidencia de las cargas ambientales, del comportamiento altamente no lineal, de las propiedades dinámicas del riser analizado, entre otros aspectos. Por lo tanto, la respuesta extrema no depende directamente de la ocurrencia de una condición ambiental extrema. De esta manera, normas como la DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1) y DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018) indican que una forma más adecuada de estimar la respuesta extrema es en función del estudio estadístico de la respuesta, lo cual conlleva la caracterización probabilista de las cargas ambientales mediante metodologías un poco más complejas, las cuales amplían la cantidad de análisis requeridos para estimar la respuesta extrema de forma más consistente. En la actualidad existen dos metodologías bajo este enfoque, las cuales son: la metodología de contorno ambiental y la metodología de integración de largo plazo.

En la metodología de contorno ambiental el proceso de oleaje es representado de forma similar a la metodología de ola irregular, sin embargo, la diferencia es que en este análisis se utiliza un conjunto de estados de mar que poseen una misma probabilidad de ocurrencia en un periodo de retorno definido. La metodología de contornos ambientales fue propuesta por Winterstein et al. (1993) y se deriva del método de confiabilidad FORM (por las siglas en inglés de First Order Reliability Method) y es recomendado por la norma DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018). El valor máximo más probable de la respuesta extrema se obtiene de la misma manera que en la metodología de ola irregular, utilizando la respuesta más crítica obtenida del conjunto de estados de mar. Se estima que esta metodología es la más utilizada actualmente en la práctica del diseño de estructuras offshore. En este trabajo se utiliza esta metodología en la solución del caso de estudio presentado en el capítulo 4.

La metodología de integración de largo plazo es considerada como la más compleja entre todas las anteriores. La norma DNV-OS-F201 (DNV, 2010) recomienda utilizar este tipo de metodologías basadas en estadística de largo plazo de la respuesta, donde todas las posibles combinaciones de las acciones ambientales a corto plazo son consideradas dentro del diseño, sin embargo, es poco utilizada en la práctica ya que un desafío importante para poder desarrollar esta metodología es el alto costo computacional debido a la gran cantidad de análisis de corto plazo necesarios (Sagrilo, et al., 2005).

A partir de conocer las cargas ambientales, la respuesta estructural es obtenida por medio de simulación numérica. Para los sistemas flotantes de producción se han adoptado nuevas técnicas de simulación numérica en comparación con las que se venían realizando en los diseños de plataformas marinas fijas. Por ejemplo, en la práctica de diseño de risers flexibles, se suelen realizar los análisis

estructurales de los componentes del SFP por separado, mediante el uso de simulaciones numéricas basadas en formulaciones desacopladas (Cruces, 2013). Debido a que el ejemplo desarrollado en este trabajo es de carácter académico, se llevan a cabo análisis desacoplados del sistema flotante para obtener la respuesta estructural del riser en estudio. Para tener una visión más completa sobre las técnicas de análisis de risers se pueden consultar artículos como los realizados por Chakrabarti (1982) y Patel y Seyed (1995).

Contando con la variación en el tiempo de los elementos mecánicos a lo largo del riser, las magnitudes de estos determinan las secciones críticas para el análisis de confiabilidad estructural. Las secciones críticas son aquellas que presentar mayor concentración de esfuerzos. Con lo anterior, es posible emplear métodos de confiabilidad como los planteados en: Ditlevsen y Madsen (1996), Sagrilo (1994), Madsen et al. (1986) y códigos como la DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1). Estas metodologías incorporan la naturaleza aleatoria de las cargas y las resistencias estructurales de los risers, entre otros. Expresando estas incertidumbres de manera probabilista y con una medición racional de la seguridad se puede estimar una probabilidad de falla del riser flexible, mediante la cual se puede limitar el riesgo de una inaceptable consecuencia de falla. Estas referencias nos ayudan a obtener diseños con un nivel de seguridad aceptable.

Cabe mencionar que con el entendimiento del comportamiento de los risers flexibles se han establecido códigos y ayudas de diseño basadas en confiabilidad para este tipo de estructuras en aguas profundas, como son los siguientes: DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1) y DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018). Dichas normas no son manuales de diseño, sino más bien, son usadas en conjunto con la correcta práctica de la ingeniería, ya que solo brindan recomendaciones para el diseño, elección de materiales, construcción, pruebas, operación, mantenimiento, entre otras.

Precisando en las labores de nuestro país, de la misma manera se ha emprendido el camino hacia el entendimiento del comportamiento de tuberías submarinas con el fin de crear criterios de diseño bajo condiciones y características especialmente aplicables a la zona del Golfo de México. De esta manera se han obtenido como resultado normas aplicables, como lo es la NRF-013-PEMEX-2005 Diseño de líneas Submarinas en el Golfo de México, la cual no es aplicable para riser flexibles, sin embargo, está basada en criterios de confiabilidad estructural. Aún hace falta desarrollar normas y criterios de diseño aplicables para las condiciones propias del Golfo de México, sin embargo, con mayor cantidad

investigaciones en este ámbito es posible ir ganando entendimiento sobre el comportamiento de este tipo de estructuras costa afuera, así como formular nuevas metodologías para diseños adecuados.

1.6 Organización de la tesis

A continuación, se presenta la descripción general del contenido de esta tesis.

Capítulo 2.- En este capítulo se presentan los conceptos y procedimientos para el análisis estructural del riser flexible y la obtención de la respuesta extrema.

Capítulo 3.- En este capítulo se presentan los principios del análisis de confiabilidad estructural, desde los conceptos fundamentales, hasta métodos de análisis de confiabilidad estructural. De la misma manera se definen las características del análisis de confiabilidad de risers flexibles en catenaria libre ante estado límite último de ruptura.

Capítulo 4.- Aplicando la teoría descrita en los capítulos anteriores, en este capítulo se presentan los resultados más relevantes de un caso de estudio, de forma ordenada y concisa para poder ilustrar el procedimiento del análisis de confiabilidad.

Capítulo 5.- En este capítulo se presentan las conclusiones generales del trabajo realizado, así como las respectivas recomendaciones para trabajos futuros.

Finalmente se presentan las referencias de este trabajo.

Capítulo 2

Metodología de análisis y criterios de diseño

Para poder cumplir con el objetivo general de este trabajo se requiere estimar la respuesta estructural extrema más probable del riser en estudio, lo cual conlleva realizar una serie de análisis estructurales ante cargas ambientales extremas generadas por estados de mar de corto plazo. En este capítulo se brindan los conceptos y procedimientos para obtener la respuesta extrema mediante la metodología de contornos ambientales y la teoría de extremos, requerida para el análisis de confiabilidad estructural.

Inicialmente se brinda una breve introducción de las características de los risers en catenaria y se explica sobre el modelo numérico utilizado para simular la respuesta de dicho riser. Enseguida se describe la filosofía de análisis estructural adoptada en este trabajo. Después se continúa con los modelos probabilistas de los fenómenos ambientales y se definen los parámetros característicos que definen las cargas ambientales extremas. Después se explica de forma más detallada el proceso de análisis estructural dinámico para obtener las simulaciones de la respuesta en el tiempo. Y finalmente se explica sobre el análisis de extremos de la respuesta.

2.1 Comportamiento del riser en catenaria libre y modelo numérico de análisis

La geometría del riser en catenaria tiene la capacidad de absorber parcialmente los desplazamientos de la unidad flotante, por ello se ha considerado como una de las soluciones técnicamente viables, sin embargo, estos risers cuentan con un comportamiento dinámico bastante complejo, debido a que son geoméricamente no lineales y por tanto admiten grandes deformaciones. Su respuesta estructural es influenciada en gran medida por los movimientos de la unidad flotante en su extremo superior, por las cargas ambientales como la corriente marina, por su interacción con el suelo marino y por su propio comportamiento no lineal (Godoy et al.,2018).

2.1.1 Modelo de análisis basado en formulaciones desacopladas

La integridad estructural de un riser conlleva una cierta cantidad de análisis estructurales, en los cuales se simulan los esfuerzos impuestos por la presencia de las acciones oceanográficas durante las distintas fases de su vida útil. De esta manera, la simulación numérica es considerada como la herramienta más adecuada para la solución a este tipo de estructuras. Los análisis generalmente se realizan a través de modelos numéricos basados en el método de los elementos finitos (FEM). Estos modelos son bastante complejos y se toman en consideración los diversos esfuerzos actuantes en el riser, por ejemplo, los debidos al peso propio, presión interna y externa, interacción suelo-ducto, y demás efectos debidos a las cargas ambientales de oleaje, viento y corriente marina.

En la práctica, los diseñadores realizan los análisis estructurales de los componentes del SFP por separado; de esta manera las simulaciones numéricas se basan en ciertas hipótesis y formulaciones desacopladas. En estos análisis desacoplados clásicos se utilizan un conjunto de estrategias para tratar de forma separada los movimientos de la unidad flotante y el comportamiento dinámico no lineal del riser (Cruces, 2013). Los resultados han sido aceptables cuando los risers y demás componentes tienen poca influencia en el comportamiento global del SFP, sin embargo, esta práctica podría contraer errores graves cuando es aplicada a plataformas con gran número de risers, ya que en dichos casos estos risers pueden tener gran influencia en términos de masa, amortiguamiento y rigidez de la plataforma. En este trabajo, se lleva a cabo un análisis estructural desacoplado para obtener la respuesta dinámica no lineal del riser sujeto a estados de mar extremos que incluyen las acciones del viento y del oleaje.

El objetivo del análisis desacoplado del riser flexible es obtener la variación dinámica de las tensiones efectivas en la sección más crítica del riser. El análisis estructural desacoplado consta de forma general de las siguientes etapas, Cruces (2013).

1. Análisis del movimiento de la unidad flotante. – En estos análisis el comportamiento hidrodinámico de la unidad flotante es caracterizado en el dominio de la frecuencia por los operadores de amplitud de la respuesta RAOs (por las siglas en inglés de Response Amplitude Operator) y por medio de análisis dinámicos se calculan los movimientos debidos a las variables ambientales como viento y oleaje.
2. Análisis estructural de las líneas y risers. - En esta segunda etapa se analiza el riser por separado de la unidad flotante. El análisis se efectúa en dos pasos, aplicando las cargas debidas

a las acciones de la corriente marina a lo largo de su longitud y también aplicando los movimientos de la unidad flotante en el extremo superior del riser como se explica a continuación:

2.1 El primer paso consta de un análisis estático no lineal. Inicialmente se aplica el peso propio del riser, en pasos posteriores se aplica incrementalmente las fuerzas debidas a la corriente marina y los desplazamientos laterales prescritos en el extremo superior del riser (denominados en adelante por su término en ingles offset) para considerar el equilibrio del SFP.

2.2 A partir del último paso del análisis estático no lineal, se realiza el análisis dinámico en el dominio del tiempo donde se incluyen los movimientos de la unidad flotante y las olas actuando directamente sobre el extremo superior del riser.

Es posible mencionar que algunos programas (informáticos) comerciales utilizados para los análisis de risers y estructuras offshore (costa afuera) son: SESAM-DeepC (DNV), ANFLEX (2010), Flexcom (WoodGroup) y Orcaflex (ORCINA). En dichos software, generalmente se modela la unidad flotante como un cuerpo rígido con 6 grados de libertad (i.e. tres traslacionales y tres rotacionales). El riser flexible se modelan de forma general mediante elementos finitos tipo barra con 6 grados de libertad por nodo (i.e. tres de traslación y tres de rotación). En la figura 2.1 se ilustra el modelo de análisis, sin embargo, es necesario tener en cuenta que la solución se obtiene de forma desacoplada como se ha explicado previamente:

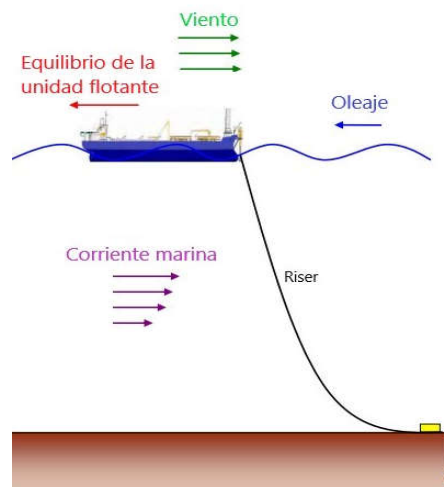


Figura 2.1 Modelo de análisis de SFP, (Tomado de Godoy (2018), y modificado por el autor)

La respuesta estructural del riser se obtiene por medio de análisis dinámicos no lineales, lo cual se explican a continuación.

2.1.2 Análisis dinámico no lineal del riser flexible

El cálculo de la respuesta estructural del riser conlleva un análisis dinámico no lineal utilizando la teoría de desplazamientos grandes.

En el análisis dinámico no lineal, las cargas aplicables varían en el tiempo, con lo que se obtiene una respuesta dinámica en la que las deformaciones no lineales del sólido también varían con el tiempo, dando lugar a un campo de velocidades y de aceleraciones que provocan las fuerzas de inercia. La solución del problema se obtiene por medio de modelos numéricos basados en el FEM, con lo cual se genera un sistema de ecuaciones no lineales que describen el equilibrio dinámico entre las acciones externas, las fuerzas de inercia, el amortiguamiento y la rigidez que actúan sobre la estructura de análisis. Las ecuaciones de movimiento son establecidas a continuación:

$$\bar{M} \cdot \ddot{\bar{U}} + \bar{C} \cdot \dot{\bar{U}} + \bar{K} \cdot \bar{U} = F(\ddot{\bar{U}}, \dot{\bar{U}}, \bar{U}, t) \quad (1)$$

Donde \bar{M} , \bar{C} , \bar{K} son las matrices de masa, amortiguamiento y de rigidez, respectivamente, y el vector $F(\cdot)$ representa todo el sistema de fuerzas. La matriz de masa está compuesta por la masa estructural y la masa de agua adherida la cual surge de la interacción de la estructura con el agua. El número de ecuaciones del sistema depende principalmente de discretización de todo el riser. Para la solución en el dominio del tiempo, las ecuaciones de equilibrio de movimientos son integradas en el tiempo usando un método paso a paso. En algunos software el usuario puede elegir entre distintos esquemas de integración en el tiempo como lo son: el de “Newmark (1959)” y el de “Hilber-Huguest-Taylor (HHT, 1977)”.

2.2 Criterio de análisis estructural basado en la respuesta extrema

Existen distintos fenómenos ambientales que influyen en el análisis y diseño de estructuras conectadas a sistemas flotantes de producción, tales como risers, líneas de anclaje y umbilicales. Los principales fenómenos ambientales que influyen en el análisis de este tipo de estructuras marinas son las cargas debidas a: oleaje, viento y corriente marina, como se muestra en la figura 2.2.

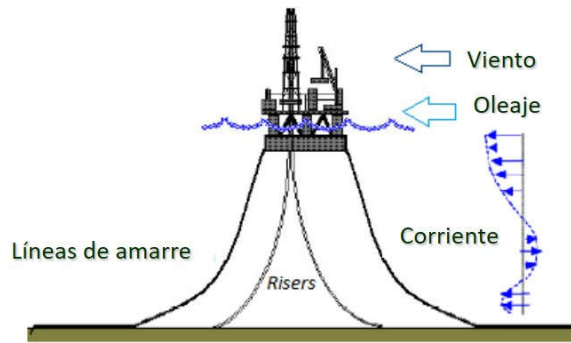


Figura 2.2 Principales fenómenos ambientales en SFP, (Tomado de Godoy (2017), y modificado por el autor)

Diversas prácticas recomendadas, normas y estándares internacionales como API RP 2RD (API, 2013) y API RP 17B (API, 2014-1) sugieren que el cálculo de la respuesta estructural de un riser sea a partir de combinaciones de cargas ambientales extremas. Estas metodologías asocian la respuesta extrema de un riser a la ocurrencia de una condición ambiental extrema, definida a través de su periodo de retorno (usualmente 100 años), es decir, se asume que la respuesta extrema del riser está asociada a la ocurrencia de una condición ambiental extrema, y esta consideración no es necesariamente adecuada en estructuras conectadas a un SFP, debido a que la respuesta extrema de un riser depende en gran medida del comportamiento hidrodinámico del SFP, así como de la dirección de incidencia de las cargas ambientales, entre otros factores. De esta manera, la respuesta extrema no depende directamente de la ocurrencia de una condición ambiental extrema. Por lo anterior, normas como la DNV-OS-F201 (DNV, 2010) indican que una mejor forma de realizar el análisis y diseño de risers es en función del estudio estadístico de la respuesta. Por ello en este trabajo se realiza el análisis aleatorio de la respuesta extrema bajo condiciones de corto plazo, las cuales son obtenidas mediante la metodología de contorno ambiental y con los resultados obtenidos se planea el análisis de confiabilidad estructural.

Es importante mencionar que a pesar de que la respuesta extrema durante la vida útil de la estructura sea estimada de forma más realista mediante metodologías basadas en estadística de largo plazo de la respuesta como se menciona en DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1); estas presentan altos costos computacionales debido a la gran cantidad de análisis requeridos, por lo que dichas metodologías de largo plazo quedan fuera del alcance de este trabajo y es por ello que en el caso de estudio desarrollado

en este trabajo se estima la respuesta extrema bajo condiciones de corto plazo como se ha mencionado en el párrafo anterior.

El análisis basado en la respuesta y no en la ocurrencia de una condición ambiental extrema es una de las formas más adecuadas para obtener la respuesta extrema del riser asociada a un periodo de retorno preestablecido como lo mencionan varios autores como Videiro (1999) y Naess y Moan (2005).

De acuerdo con lo anterior, y de forma resumida a continuación se mencionan las actividades necesarias para obtener la respuesta estructural extrema de corto plazo de un riser flexible:

1. Obtener los parámetros que definen las condiciones ambientales extremas presentes en la ubicación del riser en estudio mediante la metodología de contornos ambientales.
2. Aplicar las condiciones ambientales extremas al modelo de análisis estructural desacoplado para conocer la variación de la respuesta estructural en el tiempo ante dichas cargas extremas.
3. Para llevar a cabo el análisis estructural basado en la respuesta se calcula el valor extremo más probable de la respuesta estructural mediante análisis de extremos.

En los siguientes subcapítulos se abordan los temas y fundamentos involucrados en la secuencia de pasos mostrada.

2.3 Modelado probabilista de fenómenos ambientales

Desde un enfoque estadístico las olas, la corriente y el viento son considerados como procesos aleatorios (también denominados procesos estocásticos), ya que cuentan con incertidumbres que varían en el tiempo y espacio. Para intervalos de largo plazo (e.g., uno o más años), estos procesos no pueden ser considerados estrictamente como estacionarios, ya que un proceso estacionario no tiene comienzo ni fin (Newland, 1993). Sin embargo, estos fenómenos pueden ser considerados como pseudo-estacionarios, i.e., estos procesos presentan características de estacionariedad para intervalos de corto tiempo (denominados como periodos de tiempo de corto plazo), que en la práctica se definen en intervalos de 3 h de duración. Dichos procesos en tales intervalos de corto plazo son denominados estados de mar.

Para corto plazo, los procesos aleatorios de oleaje y de viento pueden ser caracterizados por funciones de densidad espectral los cuales dependen de parámetros estadísticos característicos. Debido a que el caso de aplicación desarrollado en este trabajo es de carácter académico, para la generación de los estados de mar de corto plazo se consideraron las hipótesis simplificadoras presentadas por Bitner-Gregersen y Haver (1991), de tal forma que los estados de mar de corto plazo se basan únicamente en una distribución conjunta de dos parámetros ambientales, i.e., altura de ola significativa (H_s) y periodo de picos (T_p).

2.3.1 Fuerzas debidas a corriente marina

Las fuerzas de arrastre a lo largo del riser debidas a la acción de la corriente marina son calculadas a partir de la ecuación de Morison (Chakrabarti, 1987) (ecuación 2):

$$F_{X_k}(z_k) = \frac{1}{2} CD \cdot \rho_a \cdot D_{ext} \cdot dx_s \cdot vc_x(z_k) \cdot |vc_x(z_k)| \cdot \cos \alpha - \frac{1}{2} CD \cdot \rho_a \cdot D_{ext} \cdot dx_s \cdot vc_z(z_k) \cdot |vc_z(z_k)| \cdot \sen \alpha \quad (2)$$

donde:

CD coeficiente de arrastre longitudinal;

ρ_a masa específica del agua;

D_{ext} diámetro externo del riser;

dx_s longitud de un elemento infinitesimal;

$vc_x(z_k)$ velocidad de corriente en el plano longitudinal de la línea;

$vc_z(z_k)$ velocidad de corriente en la dirección transversal de la línea;

z_k elevación en relación con fondo del mar de cada elemento k del modelo discreto de elementos finitos del riser en estudio;

α ángulo que define la inclinación del elemento de longitud dx_s .

2.3.2 Fuerzas debidas a oleaje

De acuerdo con la teoría de Airy (Chakrabarti, 1987), una ola irregular puede ser representada como una superposición de una gran cantidad de olas regulares, y su elevación está dada por la ecuación 3;

$$\eta(t) = \sum_{k=1}^n A_k \cos(k_k x - \omega_k t - \varphi_k) \quad (3)$$

donde:

- t tiempo;
- η elevación de la superficie del mar;
- A_k amplitudes de las olas regulares individuales;
- ω_k frecuencia circular de la k-ésima ola regular;
- x es la distancia horizontal desde el origen del sistema referencia global al punto donde es aplicada la ola regular
($x = y \cos \theta + z \sin \theta$);
- θ es el ángulo de la dirección de incidencia del oleaje medido de forma antihorario a partir del eje que denota la dirección de surge en la unidad flotante (ver figura 2.4);
- k_k número de ola de la k-ésima ola regular;
- φ_k Ángulo de fase aleatorio uniformemente distribuido entre 0 y 2π de la k-ésima ola regular;
- n número de las olas utilizadas en la representación del espectro de mar.

Las amplitudes de las olas individuales son calculadas directamente a partir de la densidad espectral del modelo modificado de Pierson-Moskowitz de dos parámetros (Faltinsen, 1990), mostrada en la ecuación 4:

$$S_{\eta}(\omega) = \frac{4\pi^3 H_s^2}{\omega^5 T_p^4} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{\omega^4 T_p^4}\right) \quad (4)$$

donde:

- H_s altura significativa de ola
- T_p periodo pico

ω frecuencia circular

Así mismo, las amplitudes de las olas individuales están dadas por:

$$A_k = \sqrt{2S_k(\omega_k)\Delta\omega} \quad (5)$$

donde:

$S_k(\omega_k)$ valor de la densidad espectral en la frecuencia ω_k ;

$\Delta\omega$ incremento de frecuencias utilizado en la discretización del espectro.

2.3.2.1 Parámetros característicos de condiciones ambientales extremas

En el diseño y la verificación estructural de un riser flexible y para varias estructuras offshore (costa afuera), dos de las incertidumbres, que se asocian con los problemas de confiabilidad estructural son: 1) determinación de las fuerzas ambientales, y 2) la estimación de la respuesta extrema del sistema estructural. Referente a la primera incertidumbre, Winterstein et al. (1993) presentaron una metodología de contornos ambientales basado en el método de confiabilidad FORM inverso, para la determinación de los parámetros ambientales que definen las cargas ambientales extremas debidas al oleaje y viento.

De esta manera los contornos ambientales, se define como un conjunto de estados de mar extremos con una correspondiente probabilidad de ocurrencia asociada con cierto periodo de retorno (usualmente 100 años). Es posible crear los contornos ambientales en función de dos parámetros ambientales como lo son H_s y T_p , (Winterstein et al.,1993).

Debido a que el ejemplo que se desarrolla en este trabajo es de carácter académico es posible considerar las hipótesis simplificadoras propuestas por Bitner-Gregersen y Haver (1991) para modelar las variables ambientales, y a partir de ello llevar a cabo alguna metodología probabilista como la presentada por Winterstein et al. (1993) para definir casos de cargas ambientales extremas. Este tipo de metodologías son recomendadas por la norma DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018), como un procedimiento racional para definir condiciones ambientales extremas. Se ha notado que la respuesta estructural extrema puede resultar subestimada si no se considera este tipo de metodologías dentro del proceso de cálculo, así que una gran cantidad de investigadores las adoptan para su aplicación en estructuras offshore (Raed et al., 2019). Por ejemplo, esta metodología ha sido utilizada

por Winterstein y Engebretsen (1998) para estimar las cargas de diseño extremas y respuesta extrema para dos plataformas, una SPAR bouy y una plataforma de piernas tensionadas (TLP).

El contorno ambiental utilizado en este trabajo se tomó de Pérez (2019); el cual se generó utilizando una función de probabilidad conjunta de dos parámetros ambientales, H_s y T_p , la cual fue aproximada mediante el modelo de Nataf, i.e., mediante las distribuciones marginales de H_s y T_p , y una matriz de correlación lineal (Silva, Heredia y Montes, 2013).

2.4 Procedimiento de análisis estructural del riser flexible

Con los conceptos y procedimientos planteados en las secciones anteriores de este capítulo, a continuación, se explica el procedimiento para efectuar el análisis estructural del riser flexible en catenaria.

2.4.1 Tensiones medias

El procedimiento inicia con la generación de la configuración media del riser (configuración estática). Dicha configuración de la geometría inicial, tal como se muestra en la figura 2.3, está basada en la ecuación de la catenaria. La configuración estática del riser es considerada como un punto de referencia inicial, ya que los análisis dinámicos se realizan considerando tres posiciones iniciales de equilibrio del SFP; cercano, lejano y transversal (denominados en adelante por sus términos en inglés near, far y transverse); las cuales se asocian a un desplazamiento lateral (denominado en adelante por su término en inglés offset) prescrito en el extremo superior del riser para la posición de equilibrio del SFP, respectivamente. En este trabajo se estableció un offset distinto de acuerdo con los estados de mar utilizados en la parte dinámica del análisis estructural.

La condición near se asocia a un desplazamiento lateral hacia el punto de conexión en el lecho marino a partir de la posición media del sistema flotante. La condición far se asocia con un offset positivo con referencia a la configuración estática del riser (ver figura 2.3), y finalmente la condición transverse se define con un offset perpendicular al plano del riser. El efecto de la corriente a lo largo del riser es tomado en cuenta mediante el término de arrastre de la ecuación de Morison (descrita en la sección 2.3.1). Al aplicar las condiciones anteriores se obtiene la respuesta media del riser flexible en catenaria.

2.4.2 Simulación de la variación dinámica de los movimientos de la unidad flotante de corto plazo

Los movimientos dinámicos en el extremo superior del riser son representados por ondas de primer orden inducidas por los movimientos de la unidad flotante, los cuales son definidos en el dominio de la frecuencia por sus correspondientes operadores de amplitud de la respuesta denominados RAOs, los cuales están asociados con cada grado de libertad del SFP y basados en la teoría de difracción/radiación (Wamit, 1995). Los grados de libertad para un SFP son: retraso, deriva, sustentación, balanceo, cabeceo y giro, denominados en adelante por sus términos en inglés: surge, sway, heave, roll, pitch y yaw, respectivamente y como se muestran en la figura 2.4.

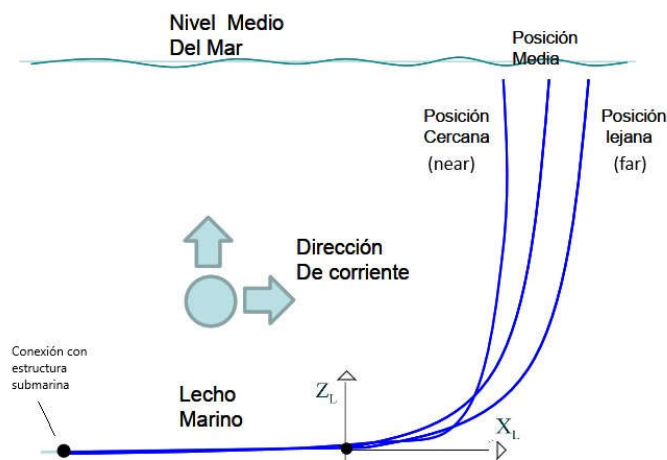


Figura 2.3 Configuración del riser media, cercana y lejana, (Tomado de Castelazo (2010), y modificado por el autor)

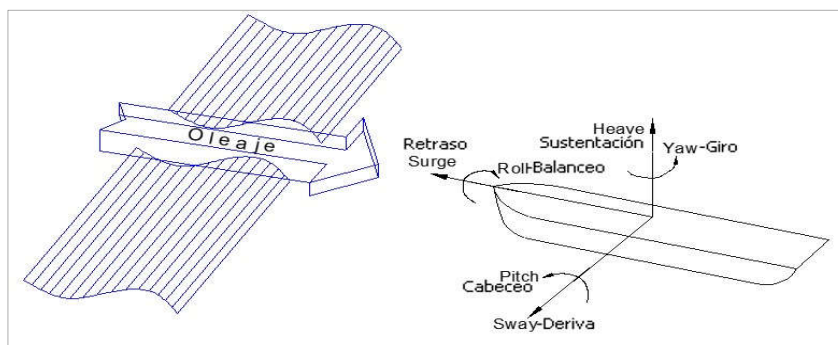


Figura 2.4 Grados de libertad de una unidad flotante de producción, (Tomado de Godoy (2017), y modificado por el autor)

Los movimientos en la conexión superior del riser se obtienen mediante la transferencia desde el centro de movimiento del SFP (i.e. punto donde los RAOs del SFP fueron generados) hacia el punto de conexión del riser con la unidad flotante, para una frecuencia dada ω_k , y son calculados por la ecuación 6:

$$H_j(\omega_k) = A_j(\omega_{ki})e^{i\varphi_j(\omega_k)} = A_j(\omega_{ki})\{\cos[\varphi_j(\omega_k)] + i \sin[\varphi_j(\omega_k)]\} \quad (6)$$

donde $A_j(\omega_k)$ y $\varphi_j(\omega_k)$ representan la amplitud y el ángulo de fase del RAO, respectivamente. Para las frecuencias ω_k ; i representa la unidad imaginaria $i = \sqrt{-1}$, y j representa los grados de libertad de la unidad flotante. De acuerdo con Naess (1988) y De Sousa (2011), el RAO del movimiento en la dirección tangente al riser en su extremo superior (H_U) está dado por:

$$H_U(\omega_k) = A_3(\omega_i)e^{i\varphi_3(\omega_k)} \cos \varphi_T + A_1(\omega_k)e^{i\varphi_1(\omega_k)} \cos \theta \cdot \sin \varphi_T + A_2(\omega_k)e^{i\varphi_2(\omega_k)} \sin \theta \cdot \sin \varphi_T \quad (7)$$

donde φ_T es el ángulo formado por el eje vertical y la recta definida por el riser en su extremo superior en conexión con la unidad flotante y θ es el ángulo formado por el plano longitudinal de la unidad flotante y el plano del riser. A_1, A_2 y A_3 son los RAOs en las direcciones de movimientos surge (1), sway (2) y heave (3), respectivamente.

La densidad espectral de los movimientos en la dirección tangente al riser $S_{U|S}(\omega_k)$ para una condición de ola específica $\mathbf{S} = \mathbf{s}$, está dada por:

$$S_{U|S=s}(\omega_k) = |H_U(\omega_k)|^2 S_\eta(\omega_k, \mathbf{s}) \quad (8)$$

donde $S_\eta(\omega_k, \mathbf{s})$ es la densidad espectral de la elevación de la superficie del mar (densidad espectral de oleaje). En este trabajo $S_\eta(\omega_k, \mathbf{s})$ está dada por la ecuación 4.

Las series temporales de los movimientos en la dirección tangente al riser en su extremo superior pueden ser generadas numéricamente de acuerdo con Naess (1988), mediante la ecuación 9:

$$U(t) = \sum_{k=1}^{n_\omega} \sqrt{2S_{U|S=s}(\omega_k)\Delta\omega} \cos(k_k x - \omega_k t + \varphi_k - \delta_k) \quad (9)$$

donde n_ω es el número de olas usadas en la discretización del espectro del mar, φ_k y δ_k son los ángulos de fase de las olas aleatorias y de los movimientos en la dirección tangente, respectivamente y están uniformemente distribuidos entre 0 y 2π .

El procedimiento explicado anteriormente se puede ver esquemáticamente en la figura 2.5.

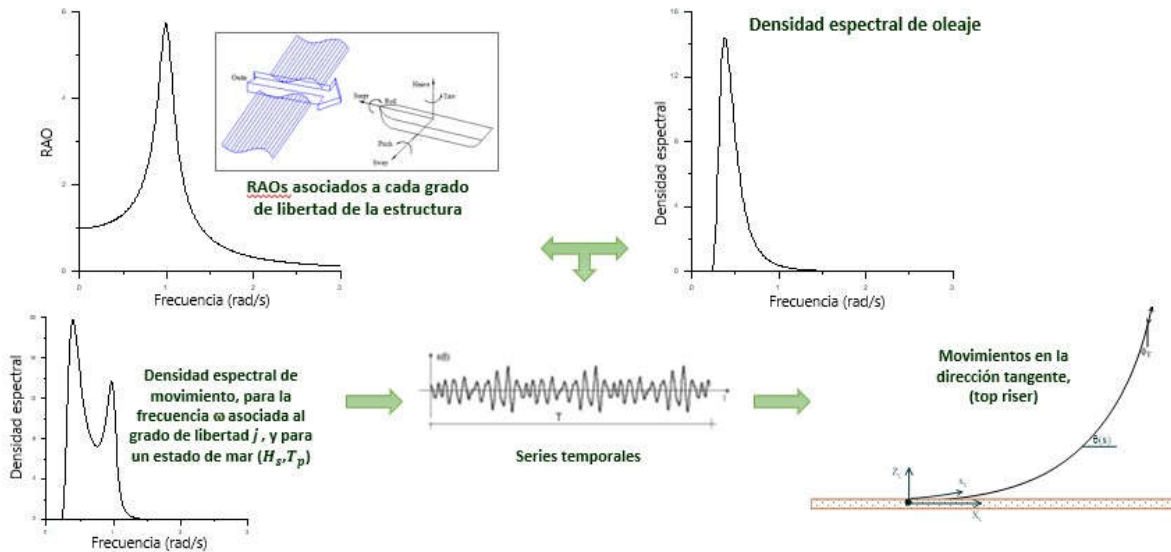


Figura 2.5 Metodología para calcular los movimientos en la dirección tangente del riser (top riser) y la variación dinámica de la respuesta, (Tomado de Godoy (2017), y modificado por el autor)

Al aplicar la variación dinámica de los movimientos de la unidad flotante en el extremo superior del riser es posible obtener la respuesta dinámica de esta estructura.

2.5 Análisis de la respuesta extrema de un riser flexible

Una vez obtenida la simulación de la variación dinámica de los movimientos del SFP aplicando la metodología mencionada en el subcapítulo anterior, es posible realizar un estudio estadístico para obtener el valor extremo más probable de la respuesta dinámica de corto plazo en algún punto crítico del riser flexible, el cual es de interés para obtener la confiabilidad de la estructura.

En este trabajo se asume que una serie temporal de la respuesta dinámica del riser es una realización del proceso estacionario y ergódico, por lo que la serie temporal es capaz de representar estadísticamente todo el proceso de la respuesta aleatoria (Newland, 1993).

El cálculo de los valores extremos de la respuesta puede realizarse mediante una distribución de probabilidad analítica de los picos de las simulaciones de la variación de la respuesta estructural en el tiempo. Una de las funciones más utilizadas para ajustar los picos de la respuesta dinámica en el análisis de estructuras offshore es la distribución de Weibull, cuya función de densidad de

probabilidad (ecuación 10) y función de distribución acumulada (ecuación 11) son funciones condicionales a un estado de mar de corto plazo ($S=s$).

$$f_{R|S}(r|s) = \frac{(r - u_w(s))^{\lambda_w(s)-1}}{(\alpha_w(s))^{\lambda_w(s)}} \lambda_w(s) \exp\left(-\left(\frac{r - u_w(s)}{\alpha_w(s)}\right)^{\lambda_w(s)}\right) \quad (r > 0) \quad (10)$$

$$F_{R|S}(r|s) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{r - u_w(s)}{\alpha_w(s)}\right)^{\lambda_w(s)}\right) \quad (11)$$

donde $u_w(s)$, $\alpha_w(s)$ y $\lambda_w(s)$ son los parámetros de localización, escala y forma, respectivamente, y son calculados a partir de la variación dinámica de la respuesta del riser. Existen varios criterios para obtener los picos de la serie temporal de la respuesta dinámica, los cuales son utilizados para estimar los parámetros anteriores. En este trabajo el criterio utilizado consiste en localizar dos cruces por cero consecutivos y con pendiente positiva de la serie temporal y tomar el valor del mayor pico ocurrido en dicho intervalo.

El valor más probable r_{MPV} del pico extremo de la respuesta ante una condición ambiental de corto plazo se puede obtener a través de la siguiente ecuación (Ang y Tang, 1984):

$$F_{R|S}(r_{MPV}|s) = 1 - \frac{1}{N_p(s)} \quad (12)$$

donde $N_p(s)$ es el número de picos esperados de la respuesta en un periodo de corto plazo con una duración T_{st} igual a 3 h. Este valor puede calcularse mediante:

$$N_p(s) = \nu_p(s)T_{st} \quad (13)$$

donde $\nu_p(s)$ representa la tasa media de picos de una serie temporal de la respuesta.

Para obtener el valor de $\nu_p(s)$, la serie temporal completa es dividida en N_e intervalos de duración t_e . A continuación, se considera que la serie temporal obtenida como respuesta del análisis aleatorio es una serie temporal de valores igualmente espaciados, de esta manera, la tasa media de picos es obtenida a partir del periodo de picos promedio de la señal T_p , mediante la ecuación 14.

$$v_p(\mathbf{s}) = \frac{1}{T_p} \quad (14)$$

$$T_p = \frac{t_e}{N_p^+} \quad (15)$$

Donde t_e es la duración de cada intervalo de tiempo en la que es dividida la serie temporal completa y N_p^+ es el número de picos positivos presentes en dichos intervalos de tiempo.

Capítulo 3

Análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible

Al haber determinado la respuesta del sistema estructural, ésta debe evaluarse desde el punto de vista de desempeño y de seguridad. Si la respuesta es aleatoria, la solución a este problema debe darse en términos probabilistas.

En ingeniería estructural el procedimiento para evaluar la respuesta se realiza en términos de estados límite. Una estructura alcanza un estado límite cuando un parámetro específico de la respuesta alcanza un valor crítico o umbral.

A continuación, se pueden distinguir los siguientes estados límite:

- Estados límite últimos, los cuales corresponden al colapso o a grandes deformaciones que hacen necesario el remplazo de la estructura (e.g. pérdida de equilibrio de una parte de una estructura o de la estructura completa, ruptura localizada en un punto o sección de la estructura, etc.)
- Estado límite de servicio, los cuales se relacionan al uso y comportamiento normal de la estructura (e.g. deformaciones que pueden afectar negativamente a la eficiencia de la estructura, vibraciones excesivas que puedan causar alarma y/o causar incomodidades, etc.).

El diseño por estado límite es un proceso en el cual debe tomarse en cuenta las incertidumbres existentes en la evaluación de las variables de diseño con el fin de obtener una probabilidad de falla aceptable. Cada estado límite tiene diferentes márgenes de seguridad debido a que las consecuencias difieren considerablemente en cada uno de ellos.

En este contexto, es posible obtener diseños más racionales si se consideran en términos cuantitativos las incertidumbres de las cargas, de los materiales, de los modelos matemáticos, etc., dentro del proceso de análisis. De esta manera es como surge el diseño basado en confiabilidad estructural.

En términos generales la confiabilidad de una estructura se define como su capacidad de cumplir con su objetivo de diseño durante un tiempo específico. Y de forma más puntual, es la probabilidad de que dicha estructura cumpla con algún estado límite especificado (último, de servicio, etc.) durante un periodo de referencia. La confiabilidad no es una propiedad física del sistema, sino más bien, es una medida nominal de su seguridad, dado un cierto modelo de análisis y una cantidad y calidad de información. La confiabilidad depende del tiempo, debido a la variación incierta de cargas y a veces también de la resistencia del material.

En este capítulo se presentan los conceptos básicos para el análisis de confiabilidad del riser flexible presentado en el caso de estudio del siguiente capítulo 4.

3.1 Fundamentos de análisis de confiabilidad estructural.

Sea \bar{X} el vector aleatorio formado por las variables aleatorias de cargas y resistencias, así como por las variables aleatorias geométricas, estadísticas y de modelado asociadas a un sistema estructural. Sea \bar{x} una realización de \bar{X} . Es posible plantear, mediante un análisis estructural, una función $g(\bar{x})$, llamada función de estado límite (o función de falla), que defina los siguientes tres casos esenciales (figura 3.1): la región de falla $g(\bar{x}) \leq 0$, la región segura $g(\bar{x}) > 0$ y la frontera entre ambas regiones $g(\bar{x}) = 0$. Sea $g(\bar{X}) = M(\bar{X})$ el margen de seguridad, es decir la función que resulta de considerar que las variables básicas del problema son variables aleatorias.

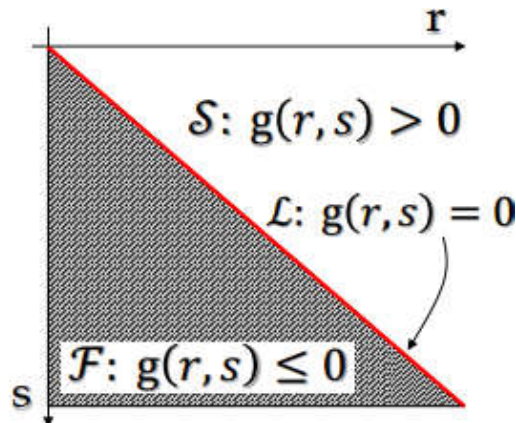


Figura 3.1 Representación gráfica de función de estado límite, (Tomado de Silva (2019), y modificado por el autor)

La probabilidad de falla está dada por la ecuación 16:

$$p_F = \int_{g(\bar{x}) \leq 0} f_{\bar{X}}(\bar{x}) d\bar{x} \quad (16)$$

Donde $f_{\bar{X}}(\bar{x})$ es la función de densidad conjunta de \bar{X} . Es preciso notar que la solución de la ecuación 16 es complicada cuando se tienen tres o más variables aleatorias, por lo que deben utilizarse métodos aproximados como Monte Carlo, FORM, SORM, etc.

En términos del margen de seguridad, la probabilidad de falla está dada por:

$$p_F = P(M(\bar{X}) \leq 0) \quad (17)$$

Por otra parte, la confiabilidad estructural se mide por medio del índice de confiabilidad denotado por β , dicho índice indica el nivel de confiabilidad y sus valores son números reales.

Geoméricamente el índice β en un espacio normal estándar no correlacionado, representa la distancia que existe entre el punto de diseño y el origen de dicho espacio; escrito con otras palabras, β es la distancia del punto más cercano de la superficie de falla (lugar geométrico expresado por la función de estado límite) al origen del espacio normal estándar no correlacionado. De esta manera, una de las soluciones para el valor del índice de confiabilidad β , se traduce en obtener la distancia mínima de la superficie de falla en el espacio normal no correlacionado al origen de dicho espacio. Esta última es una de las alternativas de solución adoptadas en este trabajo para solucionar el caso de estudio como se menciona a continuación.

Generalmente para funciones de estado límite no lineales, el análisis de confiabilidad estructural se resuelve mediante métodos de simulación numérica de Montecarlo, o mediante métodos numéricos de primer o segundo orden, FORM (por las siglas en inglés de First Order Reliability Method) o SORM (por las siglas en inglés de Second Order Reliability Method) respectivamente. El concepto básico de la solución a través del método FORM y SORM ha sido presentado esquemáticamente por Bjørset (2000) y es mostrado en la figura 3.2.

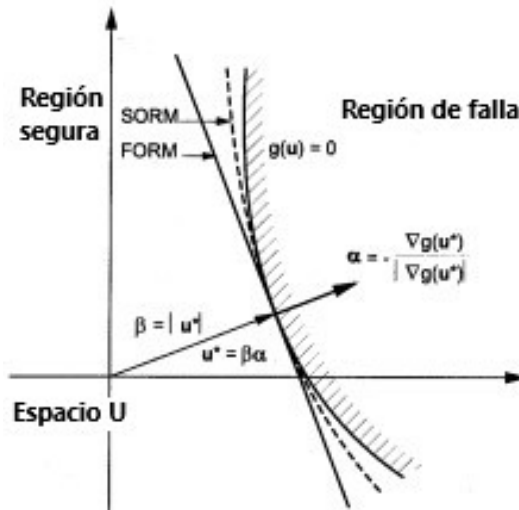


Figura 3.2 Representación gráfica de la solución de confiabilidad por métodos FORM y SORM, (Tomado de Bjørset (2000), y modificado por el autor)

En este trabajo el índice β se calcula con el método FORM y el algoritmo que se explica a continuación y para validar los resultados obtenidos, también se obtiene la solución por el método de simulación numérica de Monte Carlo.

3.1.1 Método FORM

En este método la función de estado límite es linealizada de forma iterativa en diversos puntos del espacio estándar no correlacionado U. Lo anterior con el objetivo de encontrar el punto de diseño, el cual es definido como el punto más cercano de la superficie de falla al origen del espacio normal estándar no correlacionado, solucionado como un problema de optimización restringido; y a partir de dicha solución también se obtiene el índice de confiabilidad β .

La solución a través de este método conlleva transformar las variables aleatorias del espacio real \bar{X} a un espacio normal estándar no correlacionado U, mediante dos posibles transformaciones: la transformación de Nataf o mediante la transformación de Rosenblatt. Es posible precisar que en este trabajo se empleó el método FORM con la transformación de Rosenblatt para transformar las variables aleatorias del espacio real $\bar{X} = (X_1, X_2, \dots, X_n)$ a un espacio reducido con variables aleatorias normales estándar no correlacionadas $\bar{U} = (U_1, U_2, \dots, U_n)$. De esta manera, la transformación de Rosenblatt queda definida por la ecuación 18 (Rosenblatt, 1952).

$$\Phi(u_1) = F_{X_1}(x_1) \tag{18}$$

$$\Phi(u_i) = F_{X_i|\bar{X}_{i-1}}(x_i|\bar{x}_{i-1}), \quad i = 2, \dots, n$$

Donde $F_{X_i}(x_i)$ es la función de distribución de probabilidad marginal y $F_{X_i|\bar{X}_{i-1}}(x_i|\bar{x}_{i-1})$ es la función de distribución de probabilidad condicional de X_i dada $\bar{X}_{i-1} = (X_1 = x_1, \dots, X_{i-1} = x_{i-1})$.

Las funciones de distribución de probabilidad condicionales requeridas en la ecuación 18, se pueden determinar a partir de la distribución conjunta de \bar{X} . Esta última se puede obtener al hacer las consideraciones y las formulaciones propuestas por (Silva et al., 2012), donde a partir de la hipótesis de que el vector aleatorio \bar{X} tiene una estructura de asociación dada por una cópula Gaussiana, la distribución conjunta puede modelarse mediante la función de probabilidad conjunta de Nataf dada por la ecuación 19 (Silva et. al, 2015):

$$f_{H_s, T_p}(H_s, T_p) = \frac{f_{H_s}(h) f_{T_p}(t)}{\phi(\Phi^{-1}(F_{H_s}(h))) \phi(\Phi^{-1}(F_{T_p}(t)))} \times \phi_2(\Phi^{-1}(F_{H_s}(h)), \Phi^{-1}(F_{T_p}(t)), \rho_N) \tag{19}$$

Donde $F_{H_s}(h)$ y $F_{T_p}(t)$ son las funciones de distribución de probabilidad marginales de H_s y T_p , respectivamente, $f_{H_s}(h)$ y $f_{T_p}(t)$ son sus correspondientes funciones de densidad de probabilidad marginales. $\phi(\cdot)$ es la función de densidad de probabilidad normal estándar y $\Phi^{-1}(\cdot)$ es su función de distribución inversa. $\phi_2(\cdot, \cdot, \rho_N)$ es la función de densidad conjunta bidimensional de dos variables normales estándar y el coeficiente de correlación equivalente de Nataf, ρ_N , el cual es obtenido mediante la evaluación de la ecuación 20.

$$\rho_{H_s, T_p} = \int_0^\infty \int_0^\infty \left(\frac{F_{H_s}^{-1}(\Phi^{-1}(x)) - \mu_{H_s}}{\sigma_{H_s}} \right) \left(\frac{F_{T_p}^{-1}(\Phi^{-1}(y)) - \mu_{T_p}}{\sigma_{T_p}} \right) \times \phi_2(y, x, \rho_N) dx dy \tag{20}$$

Donde ρ_{H_s, T_p} es el coeficiente de correlación lineal entre H_s y T_p calculado a partir de los datos disponibles de dichas variables aleatorias; $F_{H_s}^{-1}(\cdot)$ y $F_{T_p}^{-1}(\cdot)$ son las funciones de distribución inversas marginales de H_s y T_p , respectivamente. μ_{H_s} y μ_{T_p} son los valores medios de H_s y T_p ; σ_{H_s} y σ_{T_p} sus correspondientes desviaciones estándar. Finalmente, la función de distribución de probabilidad condicional se obtiene a través de la siguiente ecuación 21 (Silva et al., 2012).

$$F_{X_i|\bar{x}_{i-1}}(x_i|\bar{x}_{i-1}) = \Phi\left(\frac{\Phi^{-1}(F_{X_i}(x_i)) - \mu_{ci}}{\sigma_{ci}}\right), \quad i = 2, \dots, n \quad (21)$$

Donde μ_{ci} y σ_{ci}^2 son la media condicional y varianza condicional respectivamente (Papoulis, 1991).

$$\mu_{ci} = \mu_{ci}(\bar{x}_{i-1}) = R_{i,i-1}R_{i-1}^{-1}\bar{y}_{i-1}(\bar{x}_{i-1}) \quad (22)$$

$$\sigma_{ci}^2 = 1 - R_{i,i-1}R_{i-1}^{-1}R_{i,i-1}^T \quad (23)$$

$R_{i-1} = E[\bar{Y}_{i-1} \bar{Y}_{i-1}^T]$, $R_{i,i-1} = E[Y_i \bar{Y}_{i-1}^T]$ son submatrices de $R_Y = E[\bar{Y} \bar{Y}^T]$

A pesar de que el método FORM conlleva un procedimiento bien definido, se han sugerido nuevos algoritmos dentro de dicho proceso con el objetivo de obtener la confiabilidad de forma eficiente y con bajos costos computacionales. En este trabajo la confiabilidad del caso de estudio se realiza por medio del método FORM y el algoritmo de Rackwitz Fiessler; este último es presentado de manera precisa a continuación.

3.1.1.1 Algoritmo de Rackwitz Fiessler - Normal tail approximation principle

En este trabajo la solución del índice de confiabilidad se obtiene en el espacio real mediante el algoritmo de “Rackwitz-Fiessler” el cual se basa en la idea de aproximar las colas de las funciones de distribución de probabilidad de las variables aleatorias originales a las colas de funciones de distribuciones de probabilidad normales (Ditlevsen y Madsen, 2007). Este algoritmo conlleva un proceso iterativo con el objetivo de converger a la solución del punto de diseño, es decir, conocer los valores de las variables aleatorias en el espacio real con mayor probabilidad de ocurrencia.

Al igual que cualquier otro método numérico, el algoritmo inicia con valores iniciales propuestos en la iteración $k=0$, el cual puede ser el punto medio, definido por los valores medios de las variables aleatorias reales.

En cada iteración “ k ” el valor de β se calcula con índice de confiabilidad generalizado dado por la ecuación 24:

$$\beta_{x,k} = \frac{g(\bar{X}_k) + \nabla g(\bar{X}_k)^T (E[\bar{Z}_{x,k}] - \bar{X}_k)}{\sqrt{\nabla g(\bar{X}_k)^T Cov[\bar{Z}_{x,k}, \bar{Z}_{x,k}^T] \nabla g(\bar{X}_k)}} \quad (24)$$

Donde:

$$\bar{Z}_x = A_x \bar{U} + \bar{\mu}_x \quad (25)$$

$$\bar{\mu}_x = \bar{X} - A_x \bar{U} \quad (26)$$

$$E[\bar{Z}_x] = \bar{\mu}_x \quad (27)$$

$$Cov[\bar{Z}_x, \bar{Z}_x^T] = A_x A_x^T \quad (28)$$

A_x Matriz jacobiana de la transformación de Rosenblatt (Ditlevsen y Madsen, 2007);

\bar{U} Vector aleatorio que contiene a las variables básicas en el espacio normal estándar no correlacionado;

\bar{X} Vector aleatorio que contiene a las variables básicas en el espacio real.

Los valores de las variables aleatorias básicas en la $(k + 1)$ -ésima iteración se calculan con la ecuación 29.

$$\bar{X}_{k+1} = E[\bar{Z}_{x,k}] - Cov[\bar{Z}_{x,k}, \bar{Z}_{x,k}^T] \nabla g(\bar{X}_k) \frac{g(\bar{X}_k) + \nabla g(\bar{X}_k)^T (E[\bar{Z}_{x,k}] - \bar{X}_k)}{\nabla g(\bar{X}_k)^T Cov[\bar{Z}_{x,k}, \bar{Z}_{x,k}^T] \nabla g(\bar{X}_k)} \quad (29)$$

Los valores del punto de diseño se obtienen cuando se satisface el criterio de convergencia, el cual se es expresado como:

$$|\bar{X}_{k+1} - \bar{X}| \leq \delta \quad (30)$$

donde comúnmente $\delta = 0.001$.

De acuerdo con (Ditlevsen y Madsen, 2007) el “algoritmo de Rackwitz-Fiessler” funciona conceptualmente como el método de iterativo de Newton-Raphson, en paralelo con métodos de optimización.

3.1.2 Método de simulación numérica de Monte Carlo

La simulación de Monte Carlo consiste en usar generadores apropiados de números aleatorios, para obtener muestras de valores de cada una de las variables aleatorias de acuerdo con su distribución de probabilidad y con ellas sustituirlas y evaluar el margen de seguridad. Esta técnica ha sido presentada esquemáticamente por Bjørset (2000) y es mostrado en la siguiente figura:

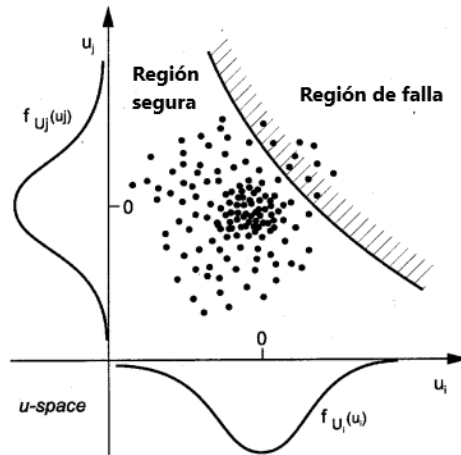


Figura 3.3 Representación gráfica del método de simulación de Monte Carlo, (Tomado de Bjørset (2000), y modificado por el autor)

Uno de los métodos utilizados para realizar la simulación de valores numéricos de las variables aleatorias es el de la distribución de probabilidad inversa, dada por la ecuación 31:

$$x_i = F_X^{-1}(u_i) \quad (31)$$

Continuando con la evaluación del margen de seguridad; dado que $M \leq 0$ corresponde a la falla, la probabilidad de falla puede expresarse con la ecuación 32:

$$p_F = P(M \leq 0) = \lim_{n \rightarrow \infty} \left(\frac{n_f}{n} \right) \quad (32)$$

Donde n es el número total de simulaciones y n_f es el número de fallas definidas cuando $g(\bar{x}) \leq 0$.

Para poder estimar en primera instancia el número de simulaciones n necesarias para obtener una baja incertidumbre en el cálculo de la p_F , es posible despejar del coeficiente de variación propuesto por (Ayyub y Haldar, 1985), el cual se muestra en la siguiente expresión.

$$CoV(p_F) = \delta(p_F) \approx \frac{\sqrt{\frac{(1-p_F)p_F}{n}}}{p_F} \quad (33)$$

Es posible mencionar que existe otra técnica para estimar la probabilidad de falla mediante la simulación de Monte Carlo, ya que con una gran cantidad de evaluaciones del margen de seguridad M se puede simular su distribución de probabilidad usando la muestra de sus valores obtenidos, y con ello calcular la probabilidad de falla como a continuación.

$$p_F \approx \int_{-\infty}^0 f_M(m) dm \quad (34)$$

En este trabajo se utiliza la primera técnica para la estimación de la probabilidad de falla mediante simulación numérica.

3.2 Análisis de confiabilidad de un riser flexible en catenaria

De acuerdo con el objetivo planteado al inicio de este trabajo, se realiza el análisis de confiabilidad estructural ante estado límite último de ruptura generado por tensiones axiales en un riser en catenaria libre. De acuerdo con ello, en esta sección se establecen los aspectos necesarios para el cálculo de la confiabilidad en este trabajo.

3.2.1 Definición de la función de estado límite para un riser flexible en catenaria

La función de estado límite para este trabajo (ecuación 35), se define por la capacidad resistente del material ante tensiones axiales y las tensiones en la zona crítica del riser, determinada por aquella sección del riser que presenta mayor concentración de esfuerzos de acuerdo con los resultados obtenidos del análisis estructural:

$$M(R, H_s, T_p) = R - T_{med}(H_s, T_p) - \mu_{T_{din,ext}}^{cp}(H_s, T_p) \quad (35)$$

Donde R es la capacidad resistente del riser ante tensiones axiales, T_{med} es la tensión media en el riser debido a las cargas típicas en condiciones normales (e.g. peso propio, offset, fuerzas debidas a la presencia de la corriente marina, etc.) y $\mu_{T_{din,ext}}^{cp}$ es el valor extremo más probable de la tensión dinámica debido a eventos extremos de corto plazo (i.e., tormentas extremas de corto plazo). Ambas T_{med} y $\mu_{T_{din,ext}}^{cp}$ son obtenidas en la zona crítica del riser con mayor concentración de esfuerzos y

están en función de los parámetros ambientales H_s y T_p , los cuales definen a los estados de mar extremos.

Sin embargo, como es de esperarse, se tiene incertidumbre en la capacidad resistente del riser y en su respuesta debido a las condiciones de carga aleatorias. De cualquier manera, se considera que la capacidad resistente del riser es estadísticamente independiente de las tensiones que producen los fenómenos ambientales. Por lo anterior, las incertidumbres en la respuesta y en su capacidad resistente, pueden ser estimadas a través de un análisis cuantitativo de cada una de sus variables involucradas, lo cual da origen al análisis de confiabilidad estructural. De esta manera a continuación, se describen las variables aleatorias introducidas en dicho análisis.

3.2.1.1 Caracterización estadística de las variables aleatorias

Las variables aleatorias para el análisis de confiabilidad dependen de la función de falla y de la información disponible del estado límite seleccionado. De esta manera, una vez definida la función de falla con anterioridad, podemos decir que para este trabajo las variables aleatorias son la capacidad resistente y la respuesta estructural ante condiciones ambientales aleatorias. Ambas se caracterizan estadísticamente a continuación.

3.2.1.1.1 Capacidad resistente del riser

La capacidad resistente de un material está en función de diferentes factores los cuales introducen incertidumbre en su determinación, como lo son las propiedades fisicoquímicas de los materiales, los procesos de fabricación del riser, y los esfuerzos residuales debidos a su manufactura. De acuerdo con la (API 17J, 2002) se presentan coeficientes de variación de hasta el 15% en la determinación de dicha resistencia. Por esta razón en este trabajo la capacidad resistente ante tensión se considera como una variable aleatoria caracterizada estadísticamente por medio de una función de distribución de probabilidad log-normal definida únicamente para valores positivos. Los parámetros de dicha distribución se muestran en la tabla 4.

3.2.1.1.2 Respuesta estructural del riser flexible

Las tensiones efectivas en el riser obtenidas a través del modelo numérico basado en el método de elementos finitos, son inciertas debido a distintos parámetros con diferentes incertidumbres cada uno como, por ejemplo, efectos del peso sumergido del riser, incremento en el tirante de agua, por la geometría de la configuración en catenaria, así como por la interacción suelo-ducto, y entre otros

parámetros como los mostradas en la tabla 3. En este trabajo se considera que la incertidumbre en la respuesta de tensiones efectivas en el ducto es generada principalmente por la presencia de cargas ambientales inciertas, i.e., la incertidumbre que se tiene en la respuesta estructural es producida mayoritariamente por que los valores de los parámetros ambientales de corto plazo H_s y T_p , los cuales definen a los estados de mar de corto plazo utilizados como cargas en el análisis estructural. De esta manera la respuesta estructural es una función aleatoria que depende de las variables aleatorias definidas por los parámetros característicos H_s y T_p . En este trabajo el parámetro ambiental H_s se define estadísticamente con una función de distribución de probabilidad tipo Weibull de tres parámetros. T_p se define estadísticamente con una distribución de probabilidad log normal. Los parámetros de ambas distribuciones han sido tomados de Pérez (2019), los cuales se calcularon a partir de información disponible del Golfo de México y los cuales se muestran en la siguiente tabla 4.

Tabla 3 Variables que introducen incertidumbre en el cálculo de la respuesta estructural del riser.

Tipo	Variable aleatoria	Origen de la incertidumbre
Geométricas	<ul style="list-style-type: none"> • Espesor 	Proceso de manufactura.
Modelo numérico	<ul style="list-style-type: none"> • Geometría de la catenaria • Acciones ambientales • Propiedades de la sección transversal • Interacción suelo-ducto • Comportamiento hidrodinámico del SFP 	Hipótesis consideradas. Disponibilidad y calidad de datos.
Funcionales	Presiones internas	Flujo manejado

Tabla 4 Variables aleatorias y sus distribuciones de probabilidad involucradas en el análisis de confiabilidad.

Variable aleatoria	Tipo de distribución	Parámetros						
		Localización	Escala	Forma	Media	Desviación		
		(λ)	(ζ)	(β)	(μ)	Estándar	Co.V.	
					(σ)	(δ)		
R	Incertidumbre de resistencia última axial.	Log-normal	15.6362	0.149166	N/A	6.245×10^6	936823	0.15
H_s	Incertidumbre de la altura de ola significativa H_s .	Weibull de tres parámetros	5.24	0.6499	0.8804	5.9323	0.7883	0.10
T_p	Incertidumbre de periodo pico T_p .	Log-normal	2.3364	0.1585	N/A	10.4747	1.67072	0.26
Coeficiente de correlación (ρ) entre H_s y T_p						0.4990		

3.2.2 Superficie de respuesta para modelar las tensiones en el riser

En el subcapítulo anterior se ha definido el margen de seguridad de acuerdo con el estado límite establecido para el análisis de confiabilidad estructural de este trabajo; y se han seleccionado variables aleatorias las cuales sirven para introducir las incertidumbres dentro del modelo de confiabilidad (subcapítulo 3.2.1). Sin embargo, como lo menciona Sagrilo (1994), para llevar a cabo cualquiera de los métodos de confiabilidad, se requiere que la función de falla $g(\bar{x})$ esté matemáticamente bien definida. Sin embargo, en ocasiones la evaluación de dicha función puede resultar complicada, haciendo que los métodos de simulación e integración numérica no sean considerados como una

opción para la solución de la confiabilidad. En otras situaciones, aparte de que la evaluación de la función de falla es compleja, el valor del gradiente no puede ser obtenido fácilmente, lo que hace que los métodos numéricos como FORM o SORM tampoco sean una solución óptima para el análisis de confiabilidad. En este contexto es cómo surgió la definición de una función de falla aproximada $g^*(\bar{x})$, la cual es fácil de ser evaluada y que se aproxima de manera aceptable a la función de falla real $g(\bar{x})$. La obtención de $g^*(\bar{x})$ es mediante la técnica de superficies de respuesta (Karamchandani, 1987). De esta manera, la técnica de superficies de respuesta es adoptada para la solución del caso de estudio presentado en el capítulo 4 de este trabajo, en la cual se utiliza un ajuste no lineal de un polinomio usando algunos resultados representativos de la respuesta del riser. De esta manera se cuenta con una función de falla fácil de ser evaluada para el cálculo de la confiabilidad estructural utilizando los métodos descritos en los subcapítulos 3.1.1 y 3.1.2.

3.2.3 Procedimiento resumido para el análisis de confiabilidad estructural de un riser flexible

De acuerdo con los conceptos y procedimientos planteados en los capítulos 2 y 3, a continuación, se mencionan de forma resumida las actividades para obtener la confiabilidad de un riser flexible:

1. Calcular la respuesta estructural extrema del riser con lo presentado en el capítulo 2.
2. Definir la función de estado límite de acuerdo con el estado límite establecido para el análisis de confiabilidad estructural y calcular los parámetros estadísticos de las variables aleatorias contenidas en el vector aleatorio \bar{X} (subcapítulo 3.2.1).
3. Ajuste de la superficie de respuesta.
4. Calcular la confiabilidad estructural mediante el algoritmo de Rackwitz-Fiessler (subcapítulo 3.1.1).
5. Por otra parte, y para contar con un punto de comparación, calcular la confiabilidad estructural mediante el método de simulación numérica de Monte Carlo (subcapítulo 3.1.2).
6. Realizar verificación de los resultados de acuerdo con la norma pertinente y comparación entre resultados obtenidos de ambos métodos utilizados para el cálculo de la confiabilidad estructural.

Capítulo 4

CASO DE ESTUDIO

4.1 Descripción del modelo

La estructura analizada en este trabajo es un riser flexible que tiene una configuración en catenaria libre con un ángulo de salida en su extremo superior de 10° , conectado a una plataforma flotante tipo FPSO (por las siglas en inglés de Floating Production, Storage and Offloading) e instalado hipotéticamente en aguas profundas, en un tirante de agua igual a 1500 m, en el Golfo de México. Es importante mencionar que dicho riser se considera de muy altas consecuencias de falla desde un punto de vista comercial, de seguridad y ambiental. El modelo de análisis fue desarrollado con el software de simulación numérica basado en elementos finitos Flexcom® (2019) en su versión académica. Para la construcción de este modelo, mostrado en la figura 4.1, se utilizaron 2600 elementos tipo barra con 6 grados de libertad por nodo (i.e. 3 de traslación y 3 de rotación). La tabla 5 muestra las características y propiedades principales del riser estudiado.

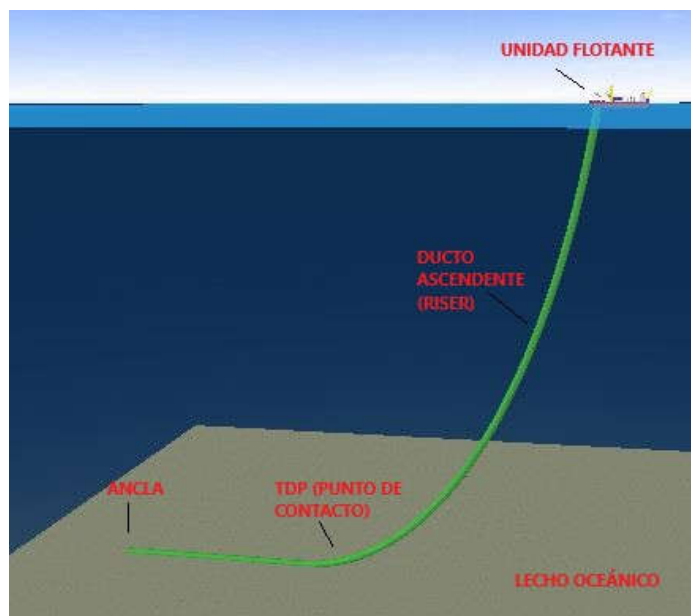


Figura 4.1 Modelo de análisis de elementos finitos del riser flexible, (Flexcom, 2018)

Tabla 5 Propiedades consideradas para análisis del riser flexible.

Parámetro	Valor	Parámetro	Valor
Angulo de salida (°)	10.000	Rigidez axial- EA (N)	393,756,978
Diámetro externo (m)	0.218	Rigidez a la flexión - EI (N/ m ²)	12,630
Espesor (m)	0.065	Esfuerzo último del acero que constituye la armadura de tensión (N/ m ²)	1.40× 10 ⁹
Área de la sección transversal total de armaduras de tensión (m ²)	0.003	Radio de curvatura mínimo para almacenamiento (m)	1.420
Masa húmeda por unidad de longitud (kg/m)	53.470	Offset permisible 10% de Tirante de agua (m)	150
Densidad del agua (kg/m ³)	1025	Densidad del fluido de producción (kg/m ³)	900

Con el objetivo de llevar a cabo la metodología descrita en este trabajo se realizaron análisis ante nueve casos de carga (i.e., 9 estados de mar de corto plazo) por cada una de las tres condiciones de equilibrio estático inicial: near, far y transverse, es decir se llevaron a cabo un total de 27 casos de carga.

Los offsets de la unidad flotante se obtuvieron en forma proporcional al valor de cada H_s y se aplicaron en la dirección de propagación de la misma, con una tasa de proporcionalidad del 5% del tirante de agua. En todos los análisis se consideró un único perfil de corriente marina de tipo triangular con una velocidad en la superficie de 1 m/s y nula en el lecho marino. Los análisis dinámicos aleatorios se realizaron en el dominio del tiempo con una duración de $T_{st}=11,000$ s, esto con el objetivo de obtener series temporales de tensiones efectivas y radios de curvatura de tres horas de duración. Los parámetros característicos de la distribución de probabilidad conjunta de las variables ambientales (tabla 4), así como el contorno ambiental se tomaron del trabajo de Pérez (2019). La figura 4.2 muestra este contorno ambiental, el cual es característico de las condiciones extremas asociadas con un periodo de retorno igual a 100 años de un sitio de la parte mexicana del Golfo de México donde se supone ubicado el FPSO. Cabe señalar que los 9 estados de mar de corto plazo, definidos por los parámetros característicos H_s y T_p , corresponden a un área del extremo superior derecho del contorno ambiental (figura 4.2) y son mostrados en la tabla 6.

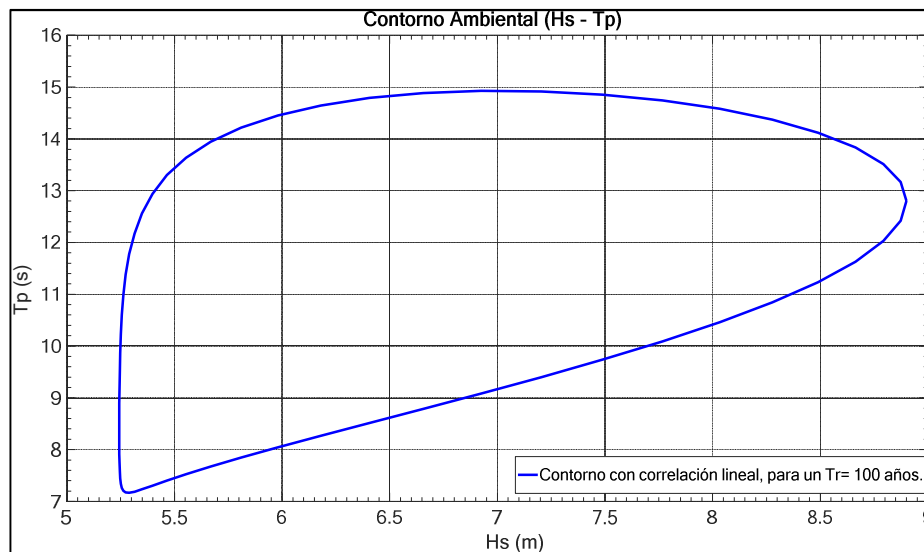


Figura 4.2 Contorno ambiental centenario característico del sitio del GdM donde se supone ubicado el FPSO, (Tomado de Pérez (2019), y modificado por el autor)

Tabla 6 Estados de mar de corto plazo aplicados a cada una de las condiciones de offset de la unidad flotante.

Estado de Mar	H _s (m)	T _p (s)	Estado de mar	H _s (m)	T _p (s)
1	10.352	13.640	6	8.927	15.248
2	10.103	14.568	7	8.498	13.143
3	9.854	15.497	8	8.249	14.072
4	9.425	13.392	9	8.000	15.000
5	9.176	14.320			

Dado que en este trabajo el modelo de densidad espectral de oleaje empleado se definió en la ecuación 4, el cual es función de H_s y T_z , la relación entre el periodo de cruzamiento por cero (T_z) con el periodo de picos (T_p) dado en segundos, se calculó de acuerdo con la práctica recomendada DNVGL-RP-C205 (DNV, 2019) con la ecuación 36:

$$T_p = 1.4049T_z \quad (36)$$

En todos los análisis dinámicos realizados en este trabajo las direcciones de las variables ambientales consideradas siguen la convención oceanográfica; para el caso de oleaje, la dirección de incidencia (de donde viene), y para corriente marina la dirección de propagación (hacia dónde va). De esta forma, la definición de las direcciones de las cargas ambientales se realizó acorde con la figura 4.3.

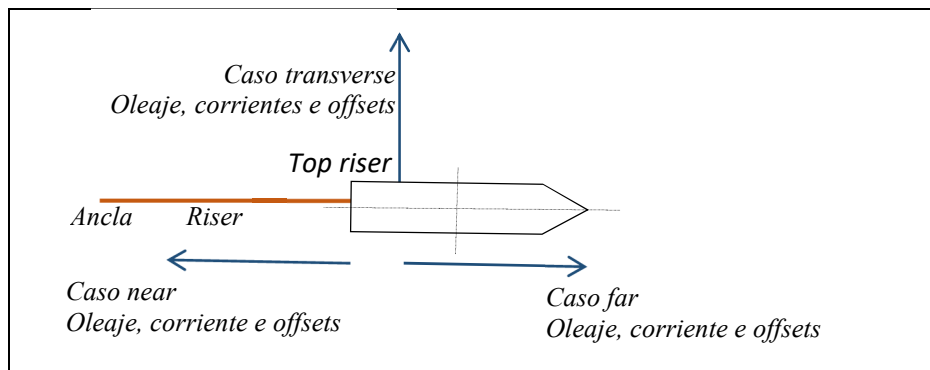


Figura 4.3 Definición de las direcciones de las variables ambientales y offsets, (Tomado de Godoy (2017), y modificado por el autor).

Es posible mencionar que la respuesta estructural obtenida del modelo numérico basado en elementos finitos se da en términos de tensiones efectivas y curvaturas. Las tensiones efectivas son calculadas mediante la ecuación 37:

$$T_e = N - (P_i A_i - P_o A_o) \quad (37)$$

Donde T_e es la tensión efectiva, N es la fuerza axial, P_i es la presión interna debida a la presencia de fluido dentro del riser, A_i es el área interna del riser, P_o es la presión externa debida a la fuerza de arrastre de la corriente marina de acuerdo con la ecuación de Morison (ecuación 2) y A_o es el área externa del riser. La presión interna se considera de forma conservadora, considerando únicamente la presión hidrostática generada por la presión del aceite de producción dentro del riser, dicha presión interna es calculada por la siguiente expresión:

$$P_h = \gamma h \quad (38)$$

Donde γ es el peso específico del fluido producido y h es la altura a partir del lecho marino.

A partir de los resultados obtenidos, se realizan la revisión preliminar de la armadura de tensión del riser y posteriormente se realiza al análisis de confiabilidad estructural, a continuación, se describen los parámetros que definen estas dos actividades.

4.1.1 Parámetros para la revisión preliminar del diseño

Las especificaciones API Spec 17J (API, 2014) brindan los aspectos correspondientes a la revisión de la capa de la armadura de tensión, la cual es de interés para la verificación preliminar del diseño en este trabajo. En esta norma se define el “factor de utilización” como parámetro de verificación de primera instancia en el diseño de la armadura de tensión. Dicho factor de utilización es calculado por dividir el máximo esfuerzo en el elemento entre el esfuerzo resistente del material. El máximo factor de utilización permisible de la armadura de tensión es 0.67 de acuerdo con la especificación API Spec 17J (API, 2014).

Por otra parte, para efectuar la revisión del radio de curvatura, se obtuvieron las curvaturas en los nodos cercanos a la TDZ, debido a que en dicha zona se presentan las curvaturas más críticas a lo largo del riser. Las verificaciones se realizaron de acuerdo con la especificación API Spec 17J (API, 2014), en el cual se estipula que los radios de curvatura en el riser no deben ser menores que el radio de curvatura especificado por el fabricante (que corresponde a la condición de almacenamiento en fábrica del riser, ver tabla 5).

El radio de curvatura se calcula a partir de la ecuación 39.

$$\rho = \frac{1}{\kappa} \quad (39)$$

donde κ es la curvatura.

4.1.2 Parámetro del análisis de confiabilidad estructural

Después de brindar los resultados de la verificación preliminar del diseño. El siguiente aspecto de interés para este trabajo es obtener la confiabilidad estructural, evaluada a partir de los principios y los procedimientos descritos en el capítulo 3 de este trabajo y verificar que dicho valor sea aceptable bajo un nivel de consecuencias altas de acuerdo con la norma DNVGL-ST-F201 (2018-1).

Como se ha mencionado en el capítulo 3 la confiabilidad estructural se obtiene mediante la implementación del método FORM y simulación numérica de Monte Carlo.

4.2 Resultados de análisis dinámicos y verificación preliminar del diseño

A continuación, para cada condición de análisis (near, far y transverse) se muestran las gráficas de envolventes de tensiones efectivas y de curvaturas, respectivamente, para poder identificar los valores más críticos de estas dos respuestas estructurales a lo largo del riser (es importante mencionar que la longitud del riser se mide a partir del punto de conexión del riser con la estructura submarina en el lecho marino). Enseguida se muestran dos series temporales: una de tensiones efectivas y otra de curvaturas, obtenidas de los nodos cercanos a las zonas localizadas como críticas dentro de la estructura. Finalmente, en la tabla 7 se muestran los factores de utilización y radios de curvaturas máximos para las tres condiciones de análisis, los cuales nos sirven para concluir con la verificación preliminar del diseño de la armadura de tensión.

4.2.1 Respuesta estructural en la condición near

4.2.1.1 Tensiones efectivas

La figura 4.4 muestra las gráficas de las envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser, para determinar la ubicación de donde existen mayores concentraciones de dicha respuesta estructural.

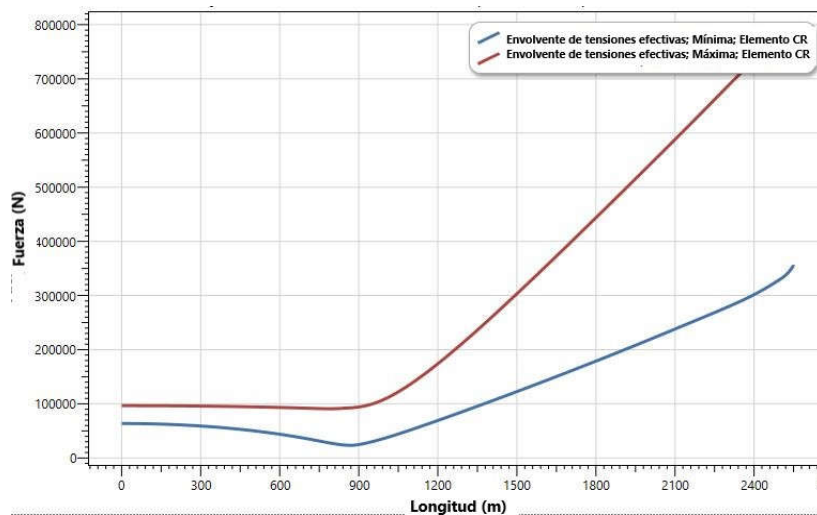


Figura 4.4 Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición near

Es posible apreciar que las máximas tensiones efectivas se presentan en el nodo superior del riser (nodo 2552 dentro del modelo estructural) con un valor próximo a 730 kN. La figura 4.5 muestra una serie temporal de tensiones efectivas en el nodo del elemento 2551, es decir, donde se observaron las máximas tensiones de acuerdo con las envolventes presentadas en la figura 4.4.

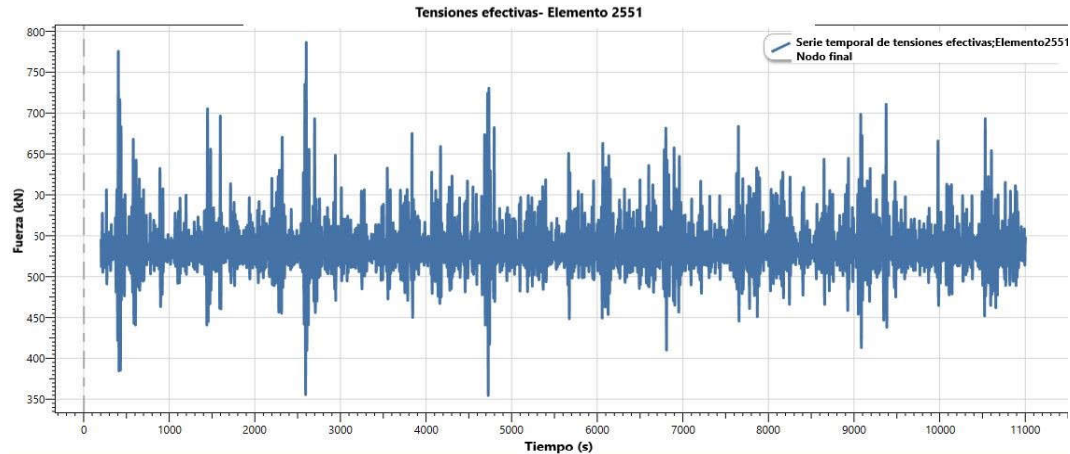


Figura 4.5 Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2552

4.2.1.2 Curvaturas

De igual forma, la figura 4.6 muestra las gráficas de las envolventes de curvaturas a lo largo del riser para determinar la ubicación donde existen mayores concentraciones de dicha respuesta estructural.

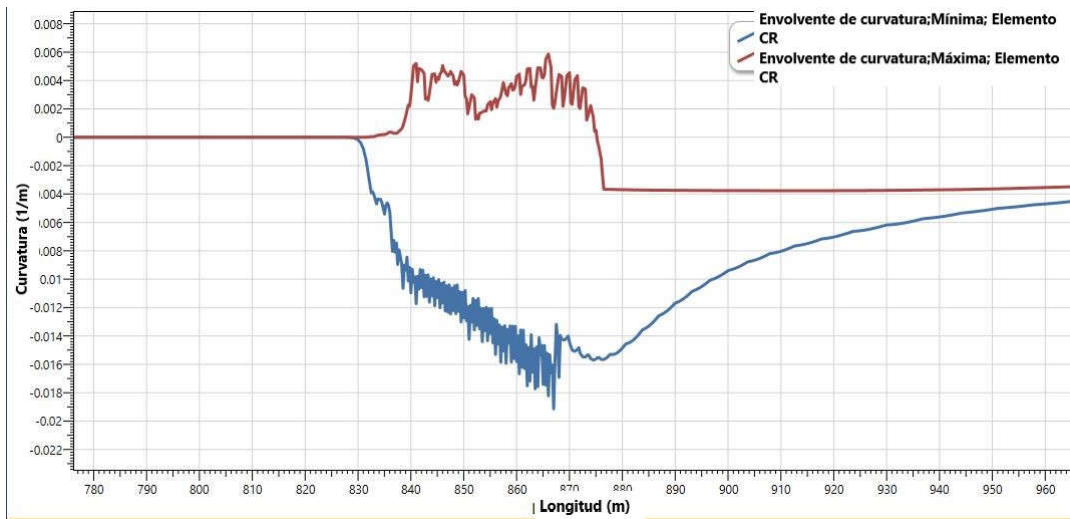


Figura 4.6 Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición near

Dentro de la longitud del riser las curvaturas máximas se presentan en la TDZ (nodo 1055) a una distancia de 860 m del punto de conexión del riser con el lecho marino, con valor de radio de curvatura próximo a 71 m. En la figura 4.7 se muestra una serie temporal de la curvatura en el nodo 1055 donde se presentan las máximas curvaturas de acuerdo con las envolventes mostradas en la figura 4.6.

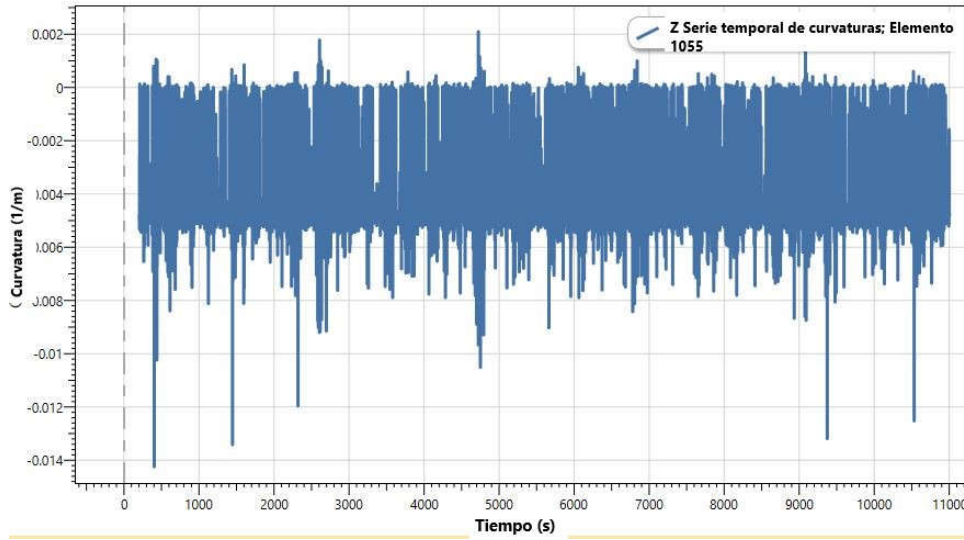


Figura 4.7 Serie temporal de curvaturas en el nodo 1055

4.2.2 Respuesta estructural en la condición far

4.2.2.1 Tensiones efectivas

La figura 4.8 muestra las gráficas de las envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser, para determinar la ubicación donde existen mayores concentraciones de dicha respuesta estructural.

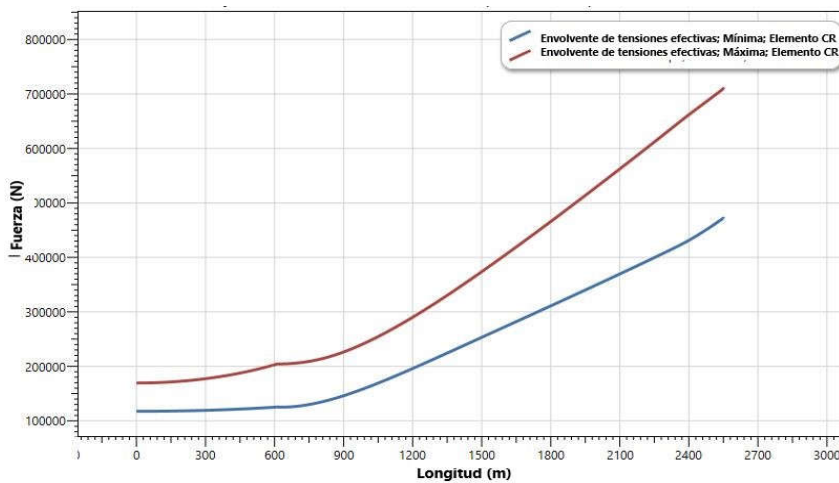


Figura 4.8 Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición far

De igual manera que en la condición de near, se aprecia que las máximas tensiones efectivas se presentan en el nodo superior del riser (nodo 2602 dentro del modelo estructural) con un valor próximo a 710 kN. La figura 4.9 muestra una serie temporal de tensiones efectivas en el nodo del

elemento 2601, es decir, donde se observaron las máximas tensiones de acuerdo con las envolventes presentadas en la figura 4.8.

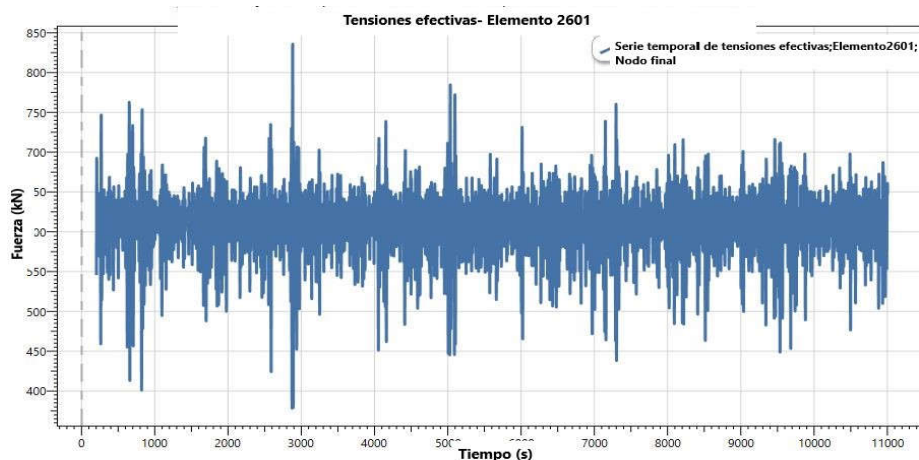


Figura 4.9 Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2602

4.2.2.2 Curvaturas

La figura 4.10 muestra las gráficas de las envolventes de curvaturas a lo largo del riser para determinar la ubicación donde existen mayores concentraciones de esta respuesta estructural.

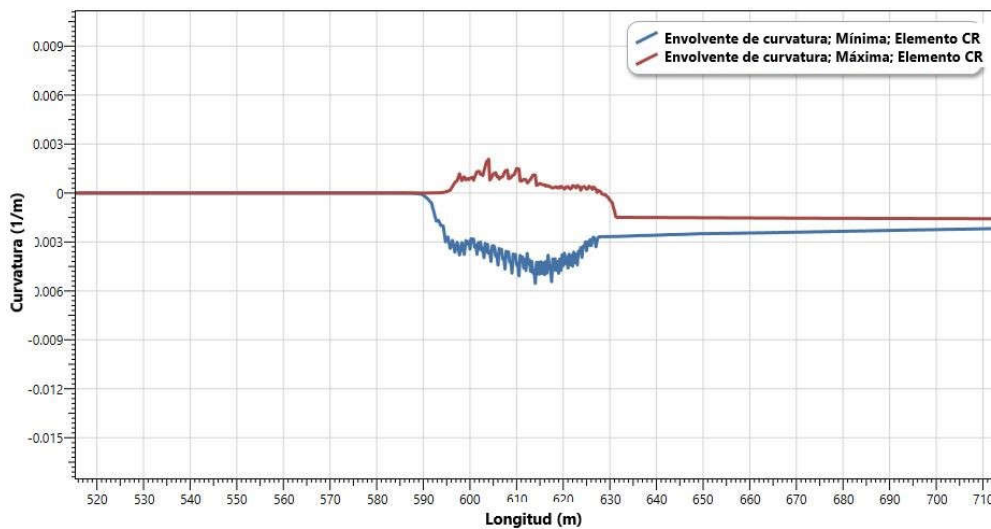


Figura 4.10 Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición far

Dentro de la longitud del riser las máximas curvaturas se presentan en la TDZ (nodo 685) a una distancia de 615m del punto de conexión del riser con el lecho marino, con un radio de curvatura de

166 m. En la figura 4.11 se muestra una serie temporal de la curvatura en el nodo 685 donde se encuentran las máximas curvaturas de acuerdo con las envolventes mostradas en la figura 4.10.

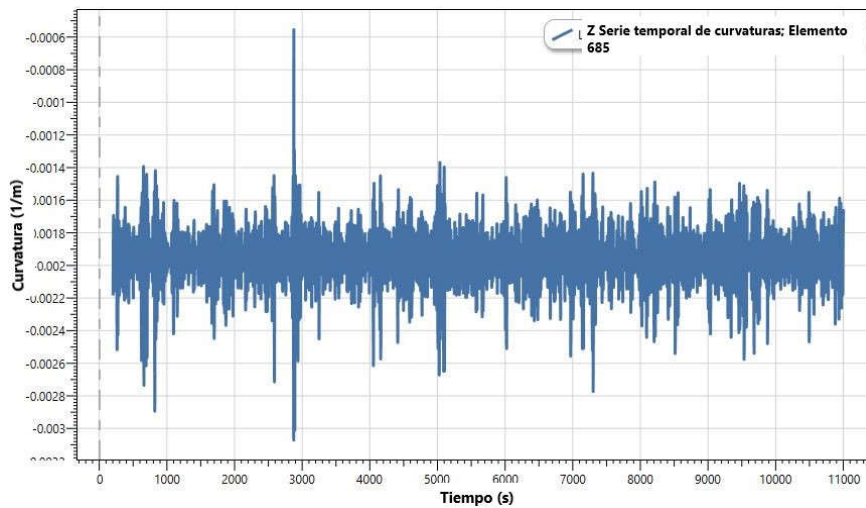


Figura 4.11 Serie temporal de curvaturas en el nodo 685

4.2.3 Respuesta estructural en condición transverse

4.2.3.1 Tensiones efectivas

La figura 4.12 muestra las gráficas de las envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser, para determinar la ubicación donde existen mayores concentraciones de dicha respuesta estructural.

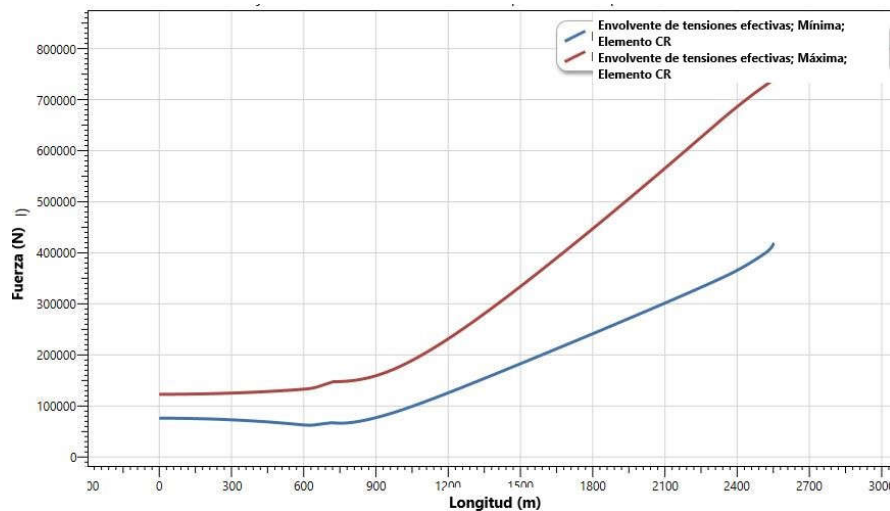


Figura 4.12 Envolventes de tensiones efectivas a lo largo del riser en condición transverse

De igual manera las máximas tensiones efectivas se presentan en el nodo superior del riser (nodo 2522 dentro del modelo estructural) con un valor próximo a 750 kN. En la figura 4.13 se muestra una serie temporal de tensiones efectivas en el nodo del elemento 2521, es decir, donde se observaron las máximas tensiones de acuerdo con las envolventes presentadas en la figura 4.12.

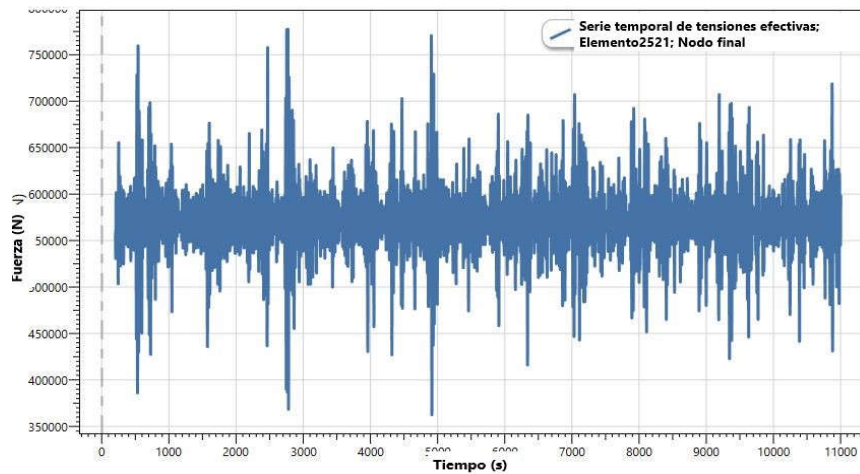


Figura 4.13 Serie temporal de tensiones efectivas en el nodo 2522

4.2.3.2 Curvaturas

La figura 4.14 muestra las gráficas de las envolventes de curvaturas a lo largo del riser para determinar la ubicación donde existen mayores concentraciones de esta respuesta estructural.

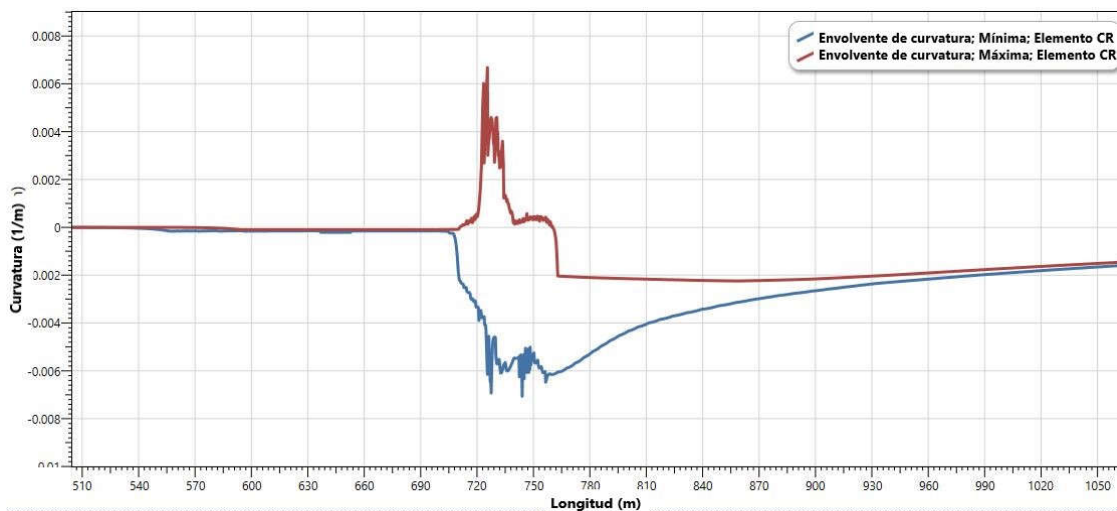


Figura 4.14 Envolventes de curvatura a lo largo del riser en condición transverse

Dentro de la longitud del riser las máximas curvaturas se presentan en la TDZ (nodo 805) a una distancia de 740 m del punto de conexión del riser con el lecho marino. En la figura 4.15 se muestra una serie temporal de la curvatura en el nodo 805 donde se presentan las máximas curvaturas de acuerdo con las envolventes mostradas en la figura 4.14.

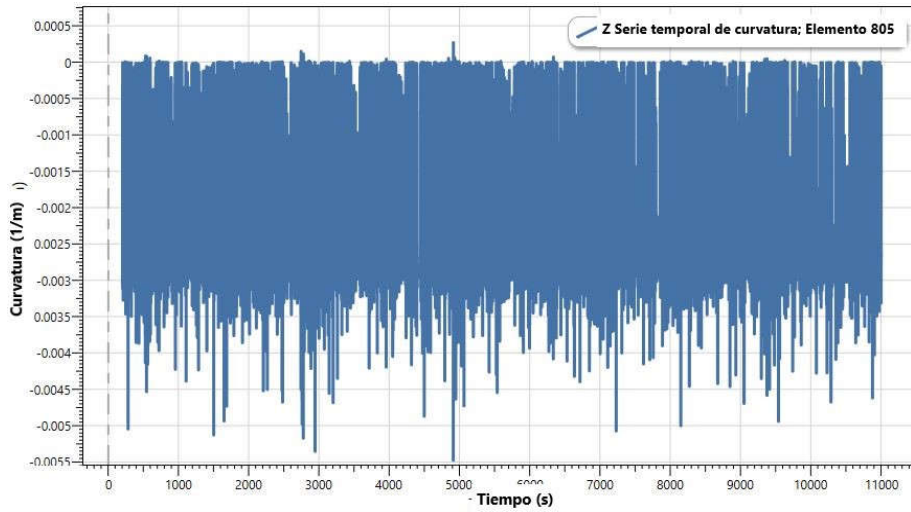


Figura 4.15 Serie temporal de curvaturas en el nodo 804

4.2.4 Verificación de la armadura de tensión

De acuerdo con las respuestas dinámicas del riser flexible es posible observar que la zona crítica de tensiones efectivas se presenta en el extremo superior del riser en la conexión con la unidad flotante, este resultado es acorde a lo obtenido de forma regular para este tipo de riser en configuración en catenaria.

La zona crítica de curvaturas se da en la TDZ, ya que en esta parte inferior del riser se dan grandes deformaciones influenciadas en gran medida por el comportamiento altamente no lineal del riser aunado a la interacción con el suelo marino.

Otro aspecto importante es la verificación del desplazamiento horizontal de la unidad flotante a partir de la condición inicial de equilibrio estático; dichos desplazamientos son debidos principalmente a la presencia de las condiciones oceanográficas y al comportamiento hidrodinámico de la unidad flotante caracterizado por los RAOs. De acuerdo con los análisis dinámicos bajo condiciones extremas de corto plazo, los desplazamientos obtenidos en la dirección surge (ver figura 2.4) son del orden de 76 m. La práctica recomendada API RP 2SK (API, 2005) establece que el desplazamiento de la unidad

flotante permisible es de 10% del tirante de agua (i.e. de 150 m para este caso de estudio); de esta manera, se comprueba que los desplazamientos de la unidad flotante para este caso de estudio se encuentran muy por debajo de los permisibles.

Finalmente, a partir de tomar el máximo valor extremo calculado de las tensiones efectivas y el mínimo valor extremo de radio de curvatura para cada condición de análisis, se han calculado los factores de utilización y radios de curvatura (definidos en el subcapítulo 4.1.1), respectivamente. En la tabla 7 se muestran los resultados para cada condición de análisis y finalmente se brinda una conclusión de esta revisión preliminar.

Tabla 7 Factores de utilización máximos y radios de curvatura calculados para cada condición de análisis.

	Condición de análisis		
	Near	Far	Transverse
Factor de utilización máximo	0.18	0.19	0.178
Radio de curvatura mínimo (m)	62.89	166	181

De acuerdo con los resultados presentados en la tabla 7 se verifica en primera instancia que los factores de utilización para las tres condiciones de análisis se encuentran dentro de lo establecido por la especificación API Spec 17J (API, 2014). En esta norma se establece que el máximo factor de utilización permisible de la armadura de tensión es igual a 0.67. De la misma manera los valores de radios de curvaturas no son menores que el radio de curvatura mínimo especificado por el fabricante (ver tabla 5) por lo que se cumple con lo establecido en la norma mencionada.

4.3 Análisis de confiabilidad estructural del riser flexible en catenaria

Tratando de seguir una secuencia congruente con los conceptos y procedimientos previamente presentados en este trabajo, a continuación, se muestran los datos y resultados más significativos del proceso de análisis de confiabilidad estructural ante estado último de ruptura debido a las tensiones efectivas en el extremo superior del riser en estudio. Inicialmente se presentan los valores de las tensiones efectivas medias y los valores máximos registrados de las series temporales de tensiones efectivas dinámicas en el extremo superior del riser para cada uno de los 9 estados de mar de corto plazo analizados y para las 3 direcciones de análisis (near, far y transverse); así mismo se presentan los valores extremos de las tensiones dinámicas calculados en base al capítulo 2.5 y utilizando de las series temporales obtenidas en subcapítulo 4.2

Después con los valores de tensiones medias y valores extremos más probables de las tensiones dinámicas en el top riser se ajustan las superficies de respuesta para cada una de las 3 direcciones de análisis. Finalmente, con los modelos matemáticos del proceso de ajuste anterior se obtienen las funciones de estado límite con las cuales se obtiene la confiabilidad estructural mediante el método FORM y el algoritmo de Rackwitz-Fiessler presentados en el capítulo 3.1.1. Para contar con un punto de comparación también se obtiene la confiabilidad del riser flexible implementando el método de simulación numérica de Monte Carlo, de acuerdo con el capítulo 3.1.2. Finalmente se comparan los resultados de confiabilidad obtenidos por ambos métodos y se realiza la verificación con respecto a la norma DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1).

4.3.1 Tensiones medias, dinámicas máximas y dinámicas extremas más probables.

En las siguientes tablas (8, 9 y 10) se muestran los valores de las tensiones efectivas registradas para cada una de las condiciones de análisis. Las tensiones medias en el riser son calculadas a través de análisis estáticos no lineales, al aplicar las cargas típicas en condiciones normales de operación (e.g. peso propio, offset, corriente marina). Las tensiones dinámicas máximas corresponden a los máximos valores registrados de las series temporales de variación de la respuesta dinámica del riser, obtenida al aplicar la simulación de movimientos dinámicos en el extremo superior del riser inducidos por los movimientos de la unidad flotante (ver capítulo 2.4.2).

Los valores extremos más probables de las tensiones dinámicas se obtienen a partir del procesamiento de las simulaciones de la respuesta dinámica y empleando la ecuación 12 (ver capítulo 2.5).

4.3.1.1 Condición de análisis near

En la tabla 8 se muestran las tensiones efectivas registradas en el extremo superior del riser para cada uno de los estados de mar mediante la solución del modelo de elementos finitos para la condición near.

Tabla 8 Tensiones efectivas en condición near.

Estado de mar	Parámetro ambiental H_s	Parámetro ambiental T_p	Tensiones efectivas en el top riser (TeE)		
			TeE medias (N)	TeE dinámica máxima registrada (N)	TeE dinámicas extremas (N)
1	10.352	13.64	527540.87	166950	169600
2	10.103	14.568	528134.06	197080	270550
3	9.854	15.497	528726.187	324220	393110
4	9.425	13.392	529741.56	110870	142510
5	9.176	14.32	530343.5	141820	195970
6	8.927	15.248	530953.75	255620	323990
7	8.498	13.143	532002.5	107020	116920
8	8.249	14.072	532614.25	128860	140160
9	8	15	533252.12	186990	230770

4.3.1.2 Condición de análisis far

La tabla 9 muestra las tensiones efectivas registradas en el extremo superior del riser para cada uno de los estados de mar mediante la solución del modelo de elementos finitos para la condición far.

Tabla 9 Tensiones efectivas en condición far.

Estado de mar	Parámetro ambiental H_s	Parámetro ambiental T_p	Tensiones efectivas en el top riser (TeE)		
			TeE medias (N)	TeE dinámica máxima registrada (N)	TeE dinámicas extremas (N)
1	10.352	13.64	617246	144460	167340
2	10.103	14.568	616260	200350	223790
3	9.854	15.497	615293.812	237080	302040
4	9.425	13.392	613634.688	122470	133940
5	9.176	14.32	612573.06	155580	175540
6	8.927	15.248	611628	207250	236890
7	8.498	13.143	609962.31	93596	115800
8	8.249	14.072	609005.435	114650	136040
9	8	15	608051.875	165430	182480

4.3.1.3 Condición de análisis transverse

En la tabla 10 se muestran las tensiones efectivas registradas en el extremo superior del riser para cada uno de los estados de mar mediante la solución del modelo de elementos finitos para la dirección de análisis transverse.

Tabla 10 Tensiones efectivas en condición transverse.

Estado de mar	Parámetro ambiental H_s	Parámetro ambiental T_p	Tensiones efectivas en el top riser (TeE)		
			TeE medias (N)	TeE dinámica máxima registrada (N)	TeE dinámicas extremas(N)
1	10.352	13.64	570731.5	149690	131760
2	10.103	14.568	570630.937	168860	193370
3	9.854	15.497	570531.875	207050	281110
4	9.425	13.392	570366.25	117470	103710
5	9.176	14.32	570270.8749	139710	144110
6	8.927	15.248	570178.625	164900	218090
7	8.498	13.143	570019.687	85642	89726
8	8.249	14.072	569931	114220	106980
9	8	15	569839.437	134980	150970

4.3.2 Ajuste de superficies de respuesta y funciones de estado límite

Para cada una de las condiciones de análisis (near, far, transverse) se ajustaron superficies de respuesta a los valores de tensiones efectivas medias y de tensiones efectivas dinámicas extremas mostradas en las tablas 8, 9 y 10, utilizando polinomios de segundo grado definidos mediante la siguiente expresión:

$$T(H_s, T_p) = a_0 + a_1 H_s + a_2 T_p + a_3 H_s^2 + a_4 T_p^2 + a_5 H_s T_p \quad (40)$$

A continuación, se muestran los modelos ajustados a los valores de las tensiones efectivas para cada una de las condiciones de análisis.

4.3.2.1 Condición de análisis near

Ajuste de superficie de respuesta tensiones medias.

Ajuste de superficie de respuesta tensiones dinámicas extremas.

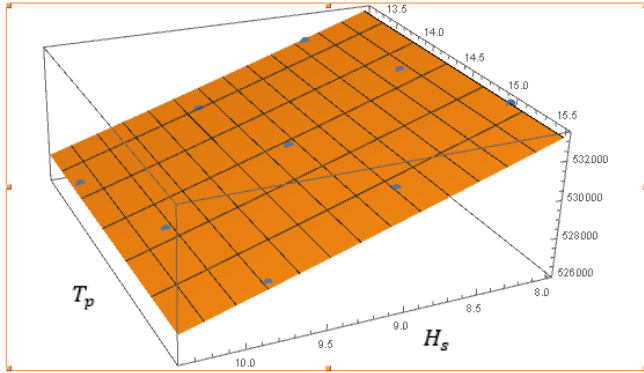


Figura 4.16 Superficie de respuesta de tensiones medias near

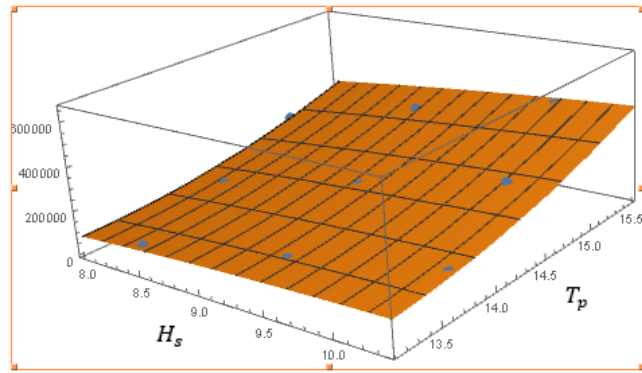


Figura 4.17 Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas near

Modelo de ajuste resultante:

$$T_{med}(H_s, T_p) = 556284.197 - 3096.227H_s + 37.232H_s^2 - 91.647T_p - 0.682H_sT_p + 3.591T_p^2$$

Modelo de ajuste resultante:

$$\mu_{T_{din,ext}}^{cp}(H_s, T_p) = 6455090.739 - 5149.713H_s - 6117.712H_s^2 - 994593.582T_p + 10620.098H_sT_p + 34901.760T_p^2$$

Sustituyendo los dos modelos de ajuste de tensiones medias y de tensiones dinámicas extremas en la ecuación 35, se obtiene la siguiente función de estado límite que es utilizada posteriormente para la solución del análisis de confiabilidad:

$$M(R, H_s, T_p) = R - (556284.197 - 3096.227H_s + 37.232H_s^2 - 91.647T_p - 0.682H_sT_p + 3.591T_p^2) - (6455090.739 - 5149.713H_s - 6117.712H_s^2 - 994593.582T_p + 10620.098H_sT_p + 34901.760T_p^2) \quad (41)$$

4.3.2.2 Condición de análisis far

Ajuste de superficie de respuesta tensiones medias.

Ajuste de superficie de respuesta tensiones dinámicas extremas.

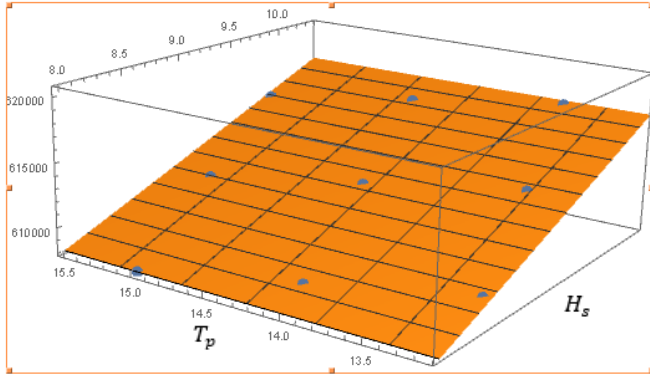


Figura 4.18 Superficie de respuesta de tensiones medias far

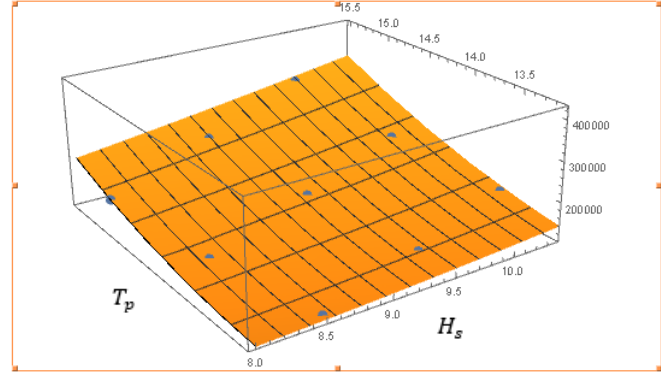


Figura 4.19 Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas far

Modelo de ajuste resultante:

$$T_{med}(H_s, T_p) = 582605.315 + 3504.918H_s + 29.474H_s^2 - 563.795T_p - 9.014H_sT_p + 22.462T_p^2$$

Modelo de ajuste resultante:

$$\begin{aligned} \mu_{T_{din,ext}}^{cp}(H_s, T_p) &= 4255529.004 - 194263.792H_s \\ &+ 2069.806H_s^2 - 527172.931T_p \\ &+ 12991.782H_sT_p + 16430.889T_p^2 \end{aligned}$$

Sustituyendo los dos modelos de ajuste de tensiones medias y de tensiones dinámicas extremas en la ecuación 35, se obtiene la siguiente función de estado límite que es utilizada posteriormente para la solución del análisis de confiabilidad:

$$\begin{aligned} M(R, H_s, T_p) = R - & (582605.315 + 3504.918H_s + 29.474H_s^2 - 563.795T_p - 9.014H_sT_p \\ & + 22.462T_p^2) - (4255529.004 - 194263.792H_s + 2069.806H_s^2 \\ & - 527172.931T_p + 12991.782H_sT_p + 16430.889T_p^2) \end{aligned} \quad (42)$$

4.3.2.3 Condición de análisis transverse

Ajuste de superficie de respuesta tensiones medias.

Ajuste de superficie de respuesta tensiones dinámicas extremas.

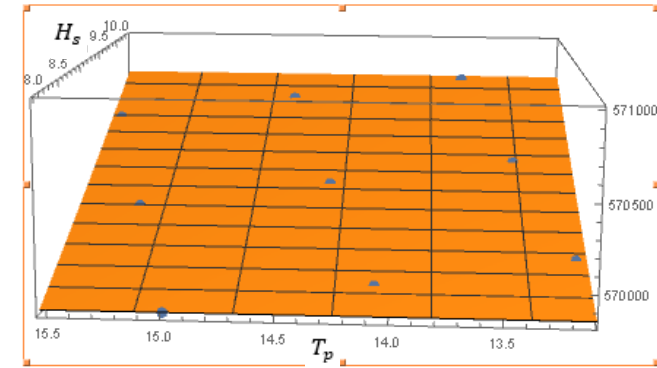


Figura 4.20 Superficie de respuesta de tensiones medias transverse

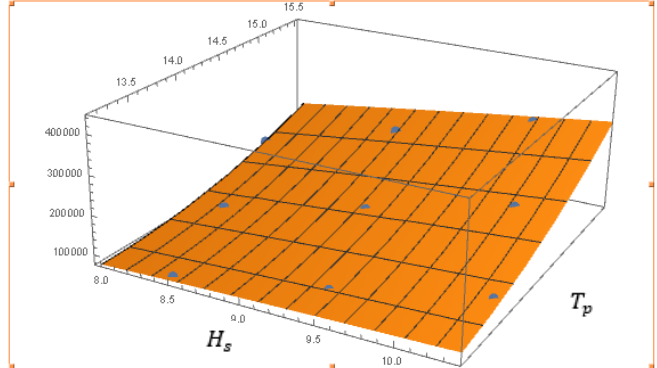


Figura 4.21 Superficie de respuesta de tensiones dinámicas extremas transverse

Modelo de ajuste resultante:

$$T_{med}(H_s, T_p) = 567604.045 + 188.660H_s + 10.270H_s^2 + 9.591T_p + 0.089H_sT_p - 0.376T_p^2$$

Modelo de ajuste resultante:

$$\begin{aligned} \mu_{T_{din,ext}}^{cp}(H_s, T_p) &= 5050101.547 - 162079.058H_s \\ &- 1203.642H_s^2 - 665625.939T_p \\ &+ 14871.343H_sT_p + 20783.222T_p^2 \end{aligned}$$

Sustituyendo los dos modelos de ajuste de tensiones medias y de tensiones dinámicas extremas en la ecuación 35, se obtiene la siguiente función de estado límite que es utilizada posteriormente para la solución del análisis de confiabilidad:

$$\begin{aligned} M(R, H_s, T_p) = R - & (567604.045 + 188.660H_s + 10.270H_s^2 + 9.591T_p + 0.089H_sT_p \\ & - 0.376T_p^2) - (5050101.547 - 162079.058H_s - 1203.642H_s^2 \\ & - 665625.939T_p + 14871.343H_sT_p + 20783.222T_p^2) \end{aligned} \quad (43)$$

4.3.3 Cálculo de confiabilidad estructural por método FORM

A partir de contar con las funciones de estado límite para cada una de las condiciones de análisis (obtenidas en el subcapítulo 4.3.2), a continuación, se obtuvo la confiabilidad aplicando el método FORM mediante el proceso brindada en el capítulo 3.1.1. De igual manera se obtiene la probabilidad de falla mediante el método de simulación numérica de Monte Carlo brindado en el capítulo 3.1.2.

Los parámetros de las variables aleatorias son las mismas para las tres direcciones de análisis (near, far, transverse) y son presentadas en la tabla 4. En la tabla 11 se brindan los valores de la confiabilidad y probabilidades de falla obtenidos.

4.3.3.1 Solución de confiabilidad por método FORM

Tabla 11 Resultados de análisis de confiabilidad estructural.

	Condición de análisis		
	Near	Far	Transverse
Índice de confiabilidad	6.673	8.769	7.972
Probabilidad de falla	1.249×10^{-11}	8.943×10^{-19}	7.756×10^{-16}
Vector unitario normal (α)	(-0.701, -0.151, -0.696)	(-0.812, -0.147, -0.564)	(-0.777, -0.153, -0.609)
Punto de diseño en el espacio real	(3.055×10^6 , 5.327, 4.868)	(2.123×10^6 , 5.289, 4.603)	(2.437×10^6 , 5.296, 4.676)
Ecuación del hiperplano tangente a la superficie de falla en el espacio reducido.	$6.673 + 0.701 u_1 + 0.151 u_2 + 0.696 u_3 = 0$	$8.769 + 0.812 u_1 + 0.147 u_2 + 0.564 u_3 = 0$	$7.972 + 0.777 u_1 + 0.153 u_2 + 0.609 u_3 = 0$

4.3.3.1.1 Interpretación de resultados de confiabilidad obtenida por método FORM

Es posible mencionar que la literatura recomienda llevar a cabo el diseño de risers flexibles de acuerdo con las disposiciones contenidas en las normas API (2013, 2014 y 2014-1). En dichas normas existen comentarios puntuales sobre la posibilidad de llevar a cabo diseños basados en confiabilidad, sin embargo, no establecen con claridad las probabilidades de falla de diseño (permisibles) para ser

tomadas como referencia dentro de un diseño basado en confiabilidad, por ello en este trabajo es posible utilizar como punto de referencia la norma DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1) la cual en su origen ha sido destinada para risers rígidos, pero permite extrapolar su contenido para este caso de estudio donde se considera que las cargas en la sección transversal de la capa de la armadura de tensión son uniformemente distribuidas.

Las normas DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018) y DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1) recomiendan llevar a cabo diseños basados en confiabilidad con el fin de evitar daños fatales y asegurar la integridad del sistema de risers, basado en un nivel de consecuencias, y tomando en cuenta los riesgos inherentes para el riser y la unidad flotante; algunos de los procedimientos llevados a cabo para obtener la confiabilidad en este trabajo se realizaron con ayuda de estas normas DNV vigentes. A continuación, en la tabla 12 se brindan los valores de las probabilidades de falla permisibles de acuerdo con DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1).

Tabla 12 Probabilidades de falla aceptables vs nivel de seguridad DNVGL-ST-F201.

<i>Estado límite</i>	<i>Nivel de seguridad</i>		
	<i>Bajo</i>	<i>Normal</i>	<i>Alto</i>
SLS	10^{-1}	$10^{-1} - 10^{-2}$	$10^{-2} - 10^{-3}$
ULS			
FLS	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}
ALS			

El riser analizado en este trabajo se considera de muy altas consecuencias de fallas desde un punto de vista comercial, de seguridad y ambiental, por ello es posible hacer la comparación entre la probabilidad de falla obtenida y el valor de la probabilidad de falla ante estado límite último (ULS por las siglas en inglés de Ultimate Limit State) para consecuencias elevadas de la tabla 12. De acuerdo con los resultados obtenidos es posible notar que la probabilidad de falla del riser analizado en este trabajo resulto muy baja para las condiciones del Golfo de México consideradas; dichos resultados son congruentes con la revisión preliminar de diseño (mostrada en el subcapítulo 4.2.4) en la cual se ha mostrado que el factor de utilización de tensiones efectivas obtenido está muy por debajo del factor de utilización permisible API Spec 17J (API, 2014), por tanto, la confiabilidad es muy alta.

Lo anterior sugiere que el riser propuesto está sobrediseñado ante las condiciones oceanográficas a las que es sometido considerando el estado límite último de ruptura, ya que la probabilidad de falla permisible es de 1×10^{-5} y la mayor probabilidad de falla obtenida es 1.249×10^{-11} . Se considera necesario llevar a cabo una revisión completa del diseño ante estado límite de servicio, fatiga, etc., para poder determinar si es necesario optimizar la propuesta del riser, hasta hallar las dimensiones adecuadas para el nivel de seguridad brindado por la norma DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1). Sin embargo, estas revisiones necesarias ante estado límite de servicio y fatiga queda fuera del alcance de este trabajo. Finalmente, de acuerdo con los valores obtenidos del vector normal a la superficie de falla, $\alpha = (-0.701, -0.151, -0.696)$, es posible notar que la probabilidad de falla es más sensible ante la variación de la primera variable aleatoria, la cual corresponde a la resistencia R del riser flexible, debido a que su valor en el vector normal es el mayor; en segundo lugar se observa que la variable que influye de mayor manera es la variable aleatoria ambiental T_p , así que dichas variables deben ser tratadas con cierta atención y sensatez durante el proceso de diseño del riser flexible.

4.3.3.2 Confiabilidad por método de simulación numérica de Monte Carlo

De la ecuación 33 es posible obtener la expresión para estimar la cantidad de simulaciones requeridas para obtener la probabilidad de falla mediante el método de simulación numérica de Monte Carlo, lo cual resulta en la siguiente expresión:

$$n = \frac{(1 - p_F) p_F}{(COV(p_F) \cdot p_F)^2} \quad (44)$$

Tomando las probabilidades de falla obtenidas con el método FORM y estableciendo un coeficiente de variación de 0.10 para la probabilidad de falla obtenida mediante el método de simulación de Monte Carlo, en la tabla 13 se brindan la cantidad de simulaciones requeridas y efectuadas.

Tabla 13 Cantidad de simulaciones requeridas para cálculo de p_F por medio de simulación numérica.

	Condición de análisis		
	Near	Far	Transverse
Cantidad de simulaciones (n)	8.006×10^{12}	1.118×10^{20}	1.289×10^{17}

Las probabilidades de falla obtenidas para las tres condiciones de análisis resultaron ser del orden de las obtenidas con el método FORM.

5 CONCLUSIONES

En este trabajo en primera instancia se presentó la metodología para obtener la respuesta dinámica de corto plazo de un riser ascendente denominado riser. La filosofía de análisis adoptada se basada en contornos ambientales, la cual conlleva análisis estructurales ante estados de mar de corto plazo. El modelo de análisis se desarrolló con el software de simulación numérica Flexcom® basado en el método de elementos finitos. De acuerdo con la respuesta estructural obtenida a lo largo del riser, se identificaron como secciones críticas para el diseño la TDZ y la región del extremo superior del riser en conexión con la unidad flotante. El valor máximo más probable de las tensiones efectivas es igual a 829,000 N, y valor extremo más probable del radio de curvatura es igual a 62.89 m. Se realizó la verificación del diseño de la armadura de tensión en términos de la respuesta extrema más probable tanto de tensiones efectivas y radios de curvatura, evaluadas de acuerdo con la especificación API Spec 17J (API, 2014). Los resultados obtenidos muestran que el diseño de la armadura de tensión no supera los valores permisibles del factor de utilización de tensiones efectivas, sin embargo, con esta revisión se puede notar que el riser se encuentra sobrediseñado para las condiciones a las que se encuentra sometido, de la misma manera no se supera el radio de curvatura mínimo especificado por el fabricante. También se ha llevado a cabo el análisis de confiabilidad estructural del riser flexible en catenaria libre ante estado límite último de ruptura por tensiones axiales. Dicho análisis se realiza siguiendo las recomendaciones de las normas DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1), DNVGL-OS-E301 (DNV, 2018) y especificación API Spec 17J (API, 2014). Los resultados de confiabilidad y probabilidades de falla se muestran a continuación en la tabla 14.

Tabla 14 Resultados de análisis de confiabilidad estructural por método numérico FORM.

	Condición de análisis		
	Near	Far	Transverse
Índice de confiabilidad	6.673	8.769	7.972
Probabilidad de falla	1.249×10^{-11}	8.943×10^{-19}	7.756×10^{-16}

Por otra parte, se obtuvo la probabilidad de falla por medio del método de simulación numérica de Monte Carlo para estimar la probabilidad de falla del riser flexible, con la cantidad de simulaciones

mostradas en la tabla 13. Se ha corroborado que las probabilidades de falla obtenidas con el método FORM y la simulación numérica de Monte Carlo son muy próximos a los presentados en la tabla 14.

Los resultados corroboran nuevamente que el riser está sobrediseñado ante el estado límite último de ruptura analizado en este trabajo, por lo que se considera necesario llevar a cabo una revisión completa del diseño ante estado límite de servicio, fatiga, etc., para poder determinar si es necesario optimizar el diseño hasta hallar las dimensiones adecuadas para el nivel de seguridad brindado por la norma DNVGL-ST-F201 (DNV, 2018-1).

5.1 RECOMENDACIONES FINALES PARA TRABAJOS POSTERIORES

- En este trabajo se ha realizado análisis desacoplado, considerando que los riser y líneas de amarres tienen poca influencia en el comportamiento hidrodinámico del SFP, sin embargo se presenta un verdadero reto cuando los risers, líneas de amarre, y otros componentes tienen una influencia significativa en términos de masa, amortiguación, rigidez del sistema flotante de producción, por lo cual sería necesario llevar a cabo metodologías de modelos numéricos basados en formulaciones acopladas, lo cual conlleva elevados costos computacionales, por lo que el reto sería lograr generar dichos análisis con mayor eficiencia computacional.
- Utilizar el método SORM para solucionar la confiabilidad y comparar los resultados obtenidos.
- En el ejemplo de aplicación desarrollado en este trabajo solo se consideraron tres de las variables aleatorias presentes en el diseño del riser flexibles, sin embargo, la aproximación en la estimación de la confiabilidad depende en gran medida de una buena selección de las variables aleatorias tomadas en cuenta para su cálculo. Por lo que sería necesario realizar un análisis de sensibilidad para saber cuáles son otras posibles variables aleatorias que influyan de manera significativa en la estimación de la confiabilidad, y de esa manera se estaría teniendo un valor de la confiabilidad con mayor credibilidad.

REFERENCIAS

- Ang A.H.S. y Tang W.H., (1984). Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Vol. II, John Willey and Sons, New York, USA.
- API (1998). Design of risers for Floating Production Systems (FPSs) and Tension Leg Platforms (TLPs), API RP 2RD. American Petroleum Institute, segunda edición.
- API (2005). Design and analysis of station keeping systems for floating structures, API RP 2SK. American Petroleum Institute, tercera edición.
- API (2013). Dynamic Risers for Floating Production Systems, API RP 2RD. American Petroleum Institute, primera edición.
- API (2010). Recommended practice for planning, designing and constructing tension leg platforms, API RP 2T. American Petroleum Institute, segunda edición.
- API (2014). Specification for unbonded flexible pipe, API Spec 17J. American Petroleum Institute, cuarta edición.
- API (2014-1). Recommended practice for flexible pipe, API RP 17B, American Petroleum Institute, quinta edición.
- API (2015). Recommended practice. Design, construction, operation, and maintenance of offshore hydrocarbon pipelines (Limit State Design), API RP 1111. American Petroleum Institute, tercera edición.
- Ayayi, O.O, y Aribike O.O. (2015). Modelling and simulation of subsea umbilical dynamics: A numerical approach. Nigeria: University of Lagos.
- Bai Y., Igland R.T., Moan T. (1997). Tube collapse under combined external pressure, tension and bending. *Marine structures*. Vol. 10.
- Barranco Cicilia F. (2004). Critério de projeto baseado em confiabilidade para sistema de tendões de una TLP. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Bectarte F., Secher P. y Felix-Henry A. (2011). Qualification testing of flexible pipes for 3000m water depth. Offshore Technology Conference OTC-21490, Houston, Texas.
- Bitner-Gregersen E.M., Haver S., (1991). Joint model for reliability calculations, Proceedings of the ISOPE conference, Edinburgh, Scotland.
- Bjørset, A. (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,

- Blue Marine (2018). YUUM K'AK NAAB. Recuperado el 13 de mayo de 2019 de http://bluemarine.com.mx/wp/wp-content/uploads/2018/06/yuum_k'ak_naab_2018.pdf
- Braga Lemos H., (2012). Análise Estocástica da Resposta Analítica de Riser Vertical Ancorado por Amarras. Tesis de maestría, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- BW Offshore (2017). YUUM K'AK'NÁAB. Recuperado el 13 de mayo de 2019 de <https://www.bwoffshore.com/business/fleet-map/yuum-kaknaab/>
- Cao J., Li T., y Ye W. (2016). Application of Flexible Risers in South China Sea. Vigésima sexta Conferencia Internacional de Ingeniería Oceánica y Polar Rodas, Grecia, 125-131.
- Castelazo Carrillo, C., (2010). Análisis de confiabilidad estructural de tuberías ascendentes de acero en catenaria (SCR). Tesis de maestría. Instituto Politécnico Nacional.
- Celigueta, J., (2009). Análisis de estructuras con no linealidad geométrica. España: Tecnum.
- Chakrabarti, S.K., (1987). Hydrodynamics of offshore structures. Great Britain: Springer-Verlag.
- Chakrabarti S.K., (2005). Handbook of Offshore Engineering, Elsevier, Oxford, U.K.
- Chakrabarti, S.K. y Frampton, R.E., (1982). Review of riser analysis techniques. Applied Ocean Research, Vol. 4, 73-90
- Chen, Y., Lin F., (1989). General Drag-Force linearization for nonlinear analysis of marine risers. Great Britain.
- Corona R. y Cabrera J.M. (2015), Confiabilidad operativa de embarcaciones tipo FPSO para limpieza y pruebas de aforo de pozos y FPSO para pruebas de alcance extendido, Ingeniería Petrolera, Vol. 55 No. 3, Marzo 2015 • ISSN 0185-3899
- Crager, B. (2015). Tracking floating production in Mexico. Offshore Engineer. Recuperado el 13 de mayo de 2019 de <https://www.oedigital.com/regions/north-america/item/8936-tracking-floating-production-in-mexico>
- Cruces Girón A.R., (2013). Projeto Integrado de Sistemas de Ancoragem e Risers em Plataformas Flutuantes de Produção de Petróleo. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- da Silva Pereira V. M. (2016). Metodologias Analíticas para Análise da Configuração de Riser Suspenso e Ancorado por Amarras (RSAA). Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- De Sousa, 2011. Calibração de condições de projeto baseada na tração de longo-prazo para risers em catenária. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Ditlevsen, O. y Madsen, H.O. (2007). Structural Reliability Methods. John Wiley & Sons Ltd.

- DNV (2001). Dynamic risers: Offshore standard, DNV-OS-F201. Det Norske Veritas, primera edición.
- DNV (2010). Dynamic riser: Offshore standard, DNV-OS-F201. Det Norske Veritas.
- DNV (2018). Position mooring, DNVGL-OS-E301. Det Norske Veritas.
- DNV (2018-1). Dynamic risers. DNVGL-ST-F201. Det Norske Veritas.
- DNV (2019). Recommended practice. Environmental conditions and environmental loads, DNVGL-RP-C205. Det Norske Veritas
- Faltinsen, O.M., (1990). Sea loads on ships and offshore structures, Cambridge University Press, Cambridge, England.
- Fernandes, J.V.V., Sagrilo, L.V.S., Videiro, P.M. y Liang, D.A. (2016). Stochastic analysis of TLP's tendons. *Marine Systems & Ocean Technology*, 68-75.
- Eni.com (2018). Eni announces the approval of the Development Plan for Area 1 discoveries offshore Mexico. Recuperado el 13 de mayo de 2019 de https://www.eni.com/en_IT/media/2018/08/eni-announces-the-approval-of-the-development-plan-for-area-1-discoveries-offshore-mexico
- Garder, T.N. y Kotch, M.A., (1976). Dynamic analysis of risers and caissons by the element method. *Proc. Offshore Tech.*
- Guerrero Zurita, B.I., (1999). Análise estatística de valores extremos de séries temporais Gaussianas e não Gaussianas. Tesis de maestría, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Godoy Marroquin, O.A., (2017). Condições equivalentes de projeto baseadas no fator de utilização de longo prazo na TDZ para risers de aço em catenária. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Godoy-Marroquin O. A., De Sousa F.J.M., Sagrilo L.V.S., (2018). Response-based environmental conditions for the design of steel catenary risers. *Applied Ocean Research*, Vol. 70C, pp. 41-53, <https://doi.org/10.1016/j.apor.2017.12.001>, 0141-1187/© 2017 Elsevier.
- Gonzalez G.M., De Sousa J.R.M., Sagrilo L.V.S. (2015). An unbonded flexible pipe finite element model. XXXVI Congreso Latino-Americano Ibérico de Métodos Computacionales en Ingeniería, 2015.
- Ismail, N., Nielsen, R., Kanrellis, M. (1992). Design considerations for selection of flexible riser configuration. *Offshore and Arctic Operations*, Vol. 42. ASME 1992.
- ISO (2006). Petroleum and natural gas industries-Pipeline transportation systems - Reliability-based limit state methods, ISO-16708. International Standard Organization.

- ISO (2006-1). Petroleum and natural gas industries - design and operation of subsea production systems - Part 2 Unbonded flexible pipe systems for subsea and marine applications. ISO 13628-2 (API Specification 17J). International Standard Organization. Segunda edición.
- ISO (2007). Industrias de petróleo y gas natural - diseño y operación de sistemas de producción de subsea - Parte 11: Sistemas de tuberías flexibles para aplicaciones de subsea y marina. ISO 13628-11. International Standard Organization. Primera edición.
- ISO (2015). General principles on reliability for structures, ISO-2394. International Standard Organization. Segunda edición.
- Leira, B.J., Olufsen A.N. y Jiao G. (1993). Reliability Analysis of Flexible Riser Systems. International Journal of Offshore and Polar Engineering, Vol. 3.
- Lopes Xavier M. 2006. Instalação de dutos flexíveis em águas ultraprofundas. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Madsen, H.O., Krenk, S. y Lind, N.C. (2006). Methods of Structural Safety. Dover Publications, Inc. Mineola, New York.
- Martins Mourelle M. (1993). Análise dinâmica de sistemas estruturais constituídos por linhas marítimas. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- McCann D., Smith F. y O'Brien P. (2003). Guidelines for compression modeling in flexible risers for deepwater applications. Offshore Technology Conference OTC-21490, Houston, Texas.
- MCS International, (2001). State of the Art Flexible Riser Integrity Issues.
- Mendes de Sousa F.J., (2011). Calibração de Condições de Projeto Baseada na Tração de Longo Prazo para Risers em Catenária. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Moan, T., Estefen, S.F., Sævik, S. y 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.
- Narzul P., Dumay J.M., y Rigaud, J. (1997). "Contribution of Flexible Pipes and Riser Systems to the Development of Subsea Hydrocarbon Resources". *Offshore Technology Conference OTC-8561, Houston, Texas*, 611-618.
- Naess, A., (1998). A study of linear combination of load effects .J. Sound Vibr. 129 (2) 83–98.
- Naess, A. y Moan, T. (2005) Probabilistic Design of Offshore Structures. Chapter 5 In Handbook Of Offshore Engineering, Elsevier, S.K. CHAKRABARTI (ED.), 197-278, 2005.
- Newland, D.E., (1993). An introduction to random vibrations, spectral y wavelet analysis. Tercera edición. Longman Scientific and Technical, Harlow, England.

- NRF, (2006). Diseño de líneas submarinas en el Golfo de México, NRF-013-PEMEX-2005, 2006. Comité de normalización de petróleos mexicanos y organismos subsidiarios.
- Oehlers, D.J. and Bradford, M.A., (1995). Composite Steel and Concrete Structural Members, Pergamon, Oxford, U.K.
- Offshore Magazine (2015). Poster 2015 Deepwater production riser systems & components. Status Of The Technology From Seabed To Surface.
- Papoulis, A. (1991). Probability, Random Variables and Stochastic Processes. Tercera edición, McGraw-Hill Inc.
- Patel, M.H., (1989). Dynamics of offshore structures. London, England: Butterworths.
- Patel, M.H. y Seyed, F.B. (1995). Review of flexible riser modelling and analysis techniques. Engineering Structures, Vol. 17, No.4, 293- 304.
- Pérez Castro, R., (2019). Protocolo de tesis doctoral, División de Estudios de Posgrado de la Facultad de Ingeniería, UNAM.
- Raed, K., Teixeira, A.P. y Guedes Soares C. (2019). Assessment of long-term extreme response of a floating support structure using the environmental contour method. Advances in Renewable Energies Offshore. Guedes Soares (Ed.) © 2019 Taylor & Francis Group, London.
- Reyes, R.A, Rideout G. y Butt S.D., (2016). Dynamic analysis of a deep water marine riser using bond graphs. Canada: Memorial University St. John's.
- Rosenblatt, M. 1952. Remarks on a multivariate transformation. Ann. Math. Stat. 23, 470-472.
- Sagrilo L.V.S., Prates de Lima, E.C., de Sousa, F.J.M., Silva Dantas, C.M., de Siqueira, M.Q., Lima Torres, A.L.F. (2005). Steel Lazy Wave Riser Design: API-RP-2RD and DNV-OS-F201 Criteria. 24th Intl. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering Halkidiki, Greece; OMAE2005-67040.
- Sagrilo L.V.S (1994). Análise de confiabilidade estrutural utilizando os métodos analíticos FORM e SORM. Tesis de doctorado, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.
- Sagrilo, L.V.S., Prates de Lima, E.C., Papaleo, A. (2011). A joint probability modelo for environmental parameters. J. Offshore Mech. Arct. Eng. 133 (3), 7.
- Silva-González F., Heredia-Zavoni E., y Montes-Iturrizaga R., (2012). Development of Environmental Contours Using Nataf Distribution Model. *Ocean Engineering* 58, 27-34. ISSN: 0029-8018, doi: 10.1016/j.oceaneng. 2012.08.008.
- Vargas Londoño T., (2013). Análises Teórica-Experimental de Dutos Flexíveis. Tesis de maestría, COPPE/Universidad Federal de Rio de Janeiro.

- Videiro, P.M., Moan, T., Soares, C.G., Salama, M.M. y Sodhi, D.S. (1999). Reliability Based Design of Marine Structures. International conference; 18th, Offshore mechanics and Arctic engineering; OMAE 1999; 1999; St John's, Canadá, 295-302.
- Wamit, (1995). A Radiation-Diffraction Panel Program for Wave-Body Interactions. Versión 5.3, Manual de usuario, Department of Ocean Engineering Massachusetts Institute of Technology.
- Wilson, J.F., (1984). Dynamics of offshore structures. E.U.A: John Wiley & Sons, Inc.
- Wilson, J. F. (2003). Dynamic of offshore structures, John Wiley & Sons, Inc.
- Winterstein, S.R., Ude, T.C., Cornell, C.A., Bjerager, P. y Haver, S. (1993). Environmental contours for extreme response: Inverse form with Omission Factors. ICOSSAR-93 Innsbruck.
- Winterstein y Engebretsen (1998). Reliability-Based prediction of design loads and responses for floating ocean structures. 17th Intl. Conf. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering Lisbon