



**INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
ESCUELA SUPERIOR DE INGENIERÍA Y ARQUITECTURA
UNIDAD PROFESIONAL ADOLFO LÓPEZ MATEOS
SECCIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO E INVESTIGACIÓN**

**DETECCIÓN DE DAÑO EN SOLDADURA DE RISERS RÍGIDOS
EN AGUAS PROFUNDAS,
UNA METODOLOGÍA PROPUESTA**

TESIS

PARA OBTENER EL GRADO DE:

MAESTRO EN INGENIERÍA CIVIL

INGENIERÍA CIVIL-ESTRUCTURAS
PRESENTA:

ING. VICTOR FELIPE HERNÁNDEZ ABRAHAM

DIRECTORES:

**DR. RAMSÉS RODRÍGUEZ ROCHA
DR. FAUSTINO PÉREZ GUERRERO**



México D.F., julio de 2012



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL

SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

ACTA DE REVISIÓN DE TESIS

En la Ciudad de México D. F., siendo las 18:00 horas del día 18 del mes de junio del 2012 se reunieron los miembros de la Comisión Revisora de Tesis, designada por el Colegio de Profesores de Estudios de Posgrado e Investigación de E.S.I.A.-U.Z. para examinar la tesis titulada:

"Detección de daño en soldadura de risers rígidos en aguas profundas, una metodología propuesta."

Presentada por el alumno:

Hernández

Apellido paterno

Abraham

Apellido materno

Víctor Felipe

Nombre(s)

Con registro:

A	1	0	0	2	9	8
---	---	---	---	---	---	---

aspirante de:

MAESTRO EN INGENIERÍA CIVIL

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

LA COMISIÓN REVISORA

Directores de tesis

Dr. Ramsés Rodríguez Rocha

Dr. Faustino Pérez Guerrero

Dr. Jorge Luis Alamilla López

Dr. Norberto Domínguez Ramírez

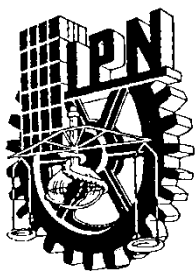
Dr. Héctor Adreliano Sánchez Sánchez

PRESIDENTE DEL COLEGIO DE PROFESORES

M. en C. Pino Durán Escamilla



SECCIÓN DE ESTUDIOS DE
POSGRADO E INVESTIGACIÓN



INSTITUTO POLITÉCNICO NACIONAL
SECRETARÍA DE INVESTIGACIÓN Y POSGRADO

CARTA CESIÓN DE DERECHOS

En la Ciudad de **México** el día **18** del mes **junio** del año **2012**, el que suscribe **Victor Felipe Hernández Abraham** alumno del Programa de **Maestría en Ingeniería Civil** con número de registro **A100298**, adscrito a **Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura, Unidad Zacatenco**, manifiesta que es autor intelectual del presente trabajo de Tesis bajo la dirección del **Dr. Ramsés Rodríguez Rocha** y **Dr. Faustino Pérez Guerrero** y cede los derechos del trabajo intitulado “**Detección de daño en soldadura de risers rígidos en aguas profundas, una metodología propuesta**”, al Instituto Politécnico Nacional para su difusión, con fines académicos y de investigación.

Los usuarios de la información no deben reproducir el contenido textual, gráficas o datos del trabajo sin el permiso expreso del autor y/o director del trabajo. Este puede ser obtenido escribiendo a la siguiente dirección **vhernandeza0902@ipn.mx**. Si el permiso se otorga, el usuario deberá dar el agradecimiento correspondiente y citar la fuente del mismo.

Ing. Victor Felipe Hernández Abraham

RESUMEN

Históricamente, el crecimiento económico de los países industrializados depende directamente de sus recursos naturales, de entre los cuales destaca el petróleo, por esto se prevé el agotamiento de las reservas en aguas someras en el corto plazo. Por esta razón, la industria petrolera internacional ha incursionado en localizaciones cada vez más inaccesibles debido a las profundidades en la que se encuentran los yacimientos para la exploración y explotación de petróleo. La industria petrolera mexicana no es la excepción, motivado por la rápida declinación de sus yacimientos localizados en aguas someras.

No es sencillo llevar a cabo el proceso de exploración y explotación de petróleo en aguas profundas; con ello, se alcanzan los límites de la ingeniería y la tecnología de extracción con retos y dificultades diferentes a los que se presentan en aguas someras. Uno de los problemas más importantes es la fatiga en las juntas soldadas de los ductos ascendentes o *risers*, principalmente de aquellas juntas que se localizan en las zonas con mayor susceptibilidad a la fatiga debido a la configuración de la estructura. La falla de un riser puede ocasionar daños ambientales severos y pérdidas económicas importantes.

El presente estudio aporta una nueva metodología para la detección de daño (pérdida de rigidez) en juntas soldadas de *risers* rígidos de acero en aguas profundas. La metodología hace uso del Método de Índice de Daño (Stubbs et al., 1993) y del Método de Diferencias de Pendientes Modales, métodos de monitoreo estructural no destructivo. Los métodos antes mencionados analizan los cambios en las pendientes del sistema en estado sin daño y en estado dañado. La relación entre ambos estados se utiliza para la localización de un daño simple o múltiple (dos daños simultáneos). Además dichos métodos con la utilización de las primeras derivadas de las formas modales pueden obtener mejor información del estado de integridad del *riser* que utilizando únicamente las formas modales.

ABSTRACT

Historically, economic growth in industrialized countries is depends directly on natural resources, such as oil, depletion of oil in shallow water is expected. For this reason, the international oil industry has moved to inaccessible locations because of the depths in which deposits are for oil exploration and exploitation. The Mexican oil industry is not the exception.

It is not easy to carry out the oil exploration and exploitation process in deep waters, pushing the limits of engineering and technology as they face greater challenges and difficulties than those in shallow water. One of the problems is fatigue in welded joints of risers, of those joints located in areas with higher susceptibility to fatigue. The failure of a production *riser* could cause severe environmental damages with high economic losses.

This study provides a new methodology for detecting fatigue damage (loss of stiffness) in welds of steel rigid risers in deep water. The methodology uses the Index Damage Method, IDM (Stubbs et al., 1993) and the Difference Modal Slopes Method. These methods analyze the changes of the slopes of the system in a state of the *riser* without damage with respect to a damaged *riser*. The relationship between the two states is used to locate damage, which not depend if a single or multiple damages (two damages simultaneous). In addition it was corroborated that damage results using the first derivatives of the modal shapes are more precise than the ones from just modal shapes.

Dedico este trabajo a:
mi mamá Victoria Abraham Hernández
a mi papá Efrén Hernández Gallegos
a mis hermanos Eunice, Efraín, Raquel, Ruth y Sarai
a mis sobrinos Betsabe, Emilio Fernando e Itzayana
a mi novia Daniela Acosta Candia
por su apoyo, comprensión, motivación y lo que significan para mí.

Nuestro miedo más profundo no es que seamos inadecuados. Nuestro miedo más profundo es que somos poderosos más allá de toda medida. Nos preguntamos: ¿Quién soy yo para ser brillante, magnifico, talentoso, fabuloso? En realidad ¿Quién eres para no serlo? Nacimos para manifestar la gloria de Dios que está dentro de nosotros. Y cuando permitimos que nuestra luz brille, inconscientemente permitimos que otros hagan lo mismo.

Marianne Williamson

“...lo que ha hecho Dios.” Núm. 23:23

AGRADECIMIENTOS

Expreso mi más sincero agradecimiento al Instituto Politécnico Nacional por brindarme la oportunidad de continuar mis estudios a nivel postgrado, al CONACyT por apoyarme económicamente durante la realización de esta tesis y al Instituto Mexicano del Petróleo por recibirme en sus instalaciones para la colaboración de los resultados de este trabajo.

Al Dr. Ramsés Rodríguez Rocha por su paciencia, dirección y consejos que llevaron a buen término este trabajo.

Al Dr. Faustino Pérez Guerrero por su paciencia, interés, dirección, consejos y oportunidad de explorar en esta área.

Al M. en I. Nelson Rommel Burbano Bolaños por su apoyo, comentarios y colaboración en la generación de la información necesaria para la obtención de los resultados aquí mostrados.

A los investigadores del IMP que conocí, quienes me brindaron su compañerismo y comprensión en las visitas y estancias en esta institución.

A los Doctores y Maestros de la SEPI-ESIA-UZ, por sus enseñanzas y comentarios durante mis estudios.

A compañeros y amigos, viejos y que conocí, que siempre estuvieron conmigo y compartieron parte de su vida, tristezas y alegrías.

Y principalmente agradezco a Dios Padre porque a él le debo la gloria y honra de todo lo que se me ha dado.

CONTENIDO

RESUMEN	IV
ABSTRACT	V
AGRADECIMIENTOS	VII
CONTENIDO	VIII
ÍNDICE DE FIGURAS.....	X
ÍNDICE DE TABLAS.....	XII
CAPÍTULO I INTRODUCCIÓN.....	1
I.1 INTRODUCCIÓN.....	1
I.2 ANTECEDENTES.....	4
I.3 PROBLEMÁTICA.....	5
I.4 OBJETIVO	6
I.5 JUSTIFICACIÓN	6
I.6 ALCANCES.....	6
CAPÍTULO II MARCO TEÓRICO	7
II.1 GEOMETRÍA DE GRIETA POR FATIGA	7
II.2 MÉTODO DE DESCOMPOSICIÓN EN EL DOMINIO DE LA FRECUENCIA (DDF)	8
II.3 CRITERIO DE ASEGURAMIENTO MODAL (CAM)	9
II.4 MÉTODO DE ÍNDICE DE DAÑO (MID)	10
II.5 DIFERENCIA DE PENDIENTE MODAL (DPM)	12
CAPÍTULO III CÁLCULO DE LA DEGRADACIÓN DE RIGIDEZ NUMÉRICA	13
CAPÍTULO IV METODOLOGÍA PROPUESTA.....	16
CAPÍTULO V EJEMPLOS DE APLICACIÓN.....	18
V.1 MODELOS NUMÉRICOS	18
V.1.1 SCR 1800.....	18
V.1.2 SCR 2000.....	18
V.2 DETECCIÓN DE DAÑO UTILIZANDO PARÁMETROS MODALES DEL PROGRAMA FLEXCOM	21
V.3 APLICACIÓN DE LA METODOLOGÍA PROPUESTA	31
V.3.1 Daño en 900m	31
V.3.2 Daño en 1600m	37
V.3.3 Daño en 360m, SCR 2000.....	40

CONCLUSIONES.....	43
TRABAJOS A FUTURO.....	45
REFERENCIAS	46
APENDICE I. FIGURAS DE RESULTADOS	48
APENDICE II. ARTÍCULOS PUBLICADOS.....	65

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.	Presentación del Director de PEMEX, Juan José Suárez Coppel.	1
Figura 2.	Sección transversal dañada del riser.	13
Figura 3.	Degradación de rigidez respecto a la profundidad de grieta.	14
Figura 4.	Porcentaje de daño con respecto a la profundidad de grieta.	15
Figura 5.	Localización de daños para el SCR 2000.	21
Figura 6.	Índices de daño para los cuatro métodos en el CD12.	23
Figura 7.	Índices de daño para los cuatro métodos en el CDM14.	24
Figura 8.	Índices de daño para los cuatro métodos en el CD12, un solo modo.	24
Figura 9.	Índices de daño para los cuatro métodos en el CDM14, un solo modo.	25
Figura 10.	Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 360m.	26
Figura 11.	Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 1344m.	27
Figura 12.	Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 2525m.	27
Figura 13.	Errores relativos, daño múltiple inferior y superior del SCR.	28
Figura 14.	Errores relativos, daño múltiple inferior y medio del SCR.	28
Figura 15.	Errores relativos, daño múltiple medio y superior del SCR.	29
Figura 16.	Pendiente modal del primer modo en el CD2, ambos estados.	30
Figura 17.	Pendiente modal para el primer modo en el CD2, sección dañada.	30
Figura 18.	Posición de sensores para SCR 1800.	31
Figura 19.	Aceleración numérica a 1800m.	32
Figura 20.	PSD en relación a sus periodos, ambos estados.	33
Figura 21.	Ocho modos de ambos estados.	33
Figura 22.	DFM para modo con 4.52s de periodo.	34
Figura 23.	DFM para modo con periodo de 7.70s.	35
Figura 24.	DPM para modo con periodo de 7.70s.	35
Figura 25.	ID para modo con periodo de 7.70s.	36
Figura 26.	Indicador en la severidad para el modo con periodo de 7.70s.	36
Figura 27.	DFM para el modo con periodo de 7.74s con daño en 1600m.	37
Figura 28.	DPM para el modo con periodo de 7.74s con daño en 1600m.	38
Figura 29.	DFM para el modo con periodo de 5.7s.	38
Figura 30.	DPM para el modo con periodo de 5.7s.	39
Figura 31.	ID para el modo de 5.7s de periodo.	39
Figura 32.	Ubicación de aceleraciones para el SCR 2000.	40
Figura 33.	PSD para el SCR 2000 con daño de 16.86% en 360m.	41
Figura 34.	DFM para el modo con periodo de 9.94s.	41

Figura 35.	DPM para el modo con periodo de 9.94s.	42
Figura 36.	ID para daño de 16.85% simulado a 360m.	48
Figura 37.	DPM para daño de 16.85% simulado a 360m.	48
Figura 38.	CD1.....	50
Figura 39.	CD2.....	50
Figura 40.	CD3.....	51
Figura 41.	CD4.....	51
Figura 42.	CD6.....	52
Figura 43.	CD7.....	52
Figura 44.	CD8.....	53
Figura 45.	CD9.....	53
Figura 46.	CD11.....	54
Figura 47.	CD12.....	54
Figura 48.	CD13.....	55
Figura 49.	. CD14.....	55
Figura 50.	CDM1.	57
Figura 51.	CDM2.	57
Figura 52.	CDM3.	58
Figura 53.	CDM4.	58
Figura 54.	CDM5.	59
Figura 55.	CDM6.	59
Figura 56.	CDM7.	60
Figura 57.	CDM8.	60
Figura 58.	CDM9.	61
Figura 59.	CDM10.	61
Figura 60.	CDM11.	62
Figura 61.	CDM12.	62
Figura 62.	CDM13.	63
Figura 63.	CDM14.	63
Figura 64.	CDM15.	64

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1.	Propiedades del suelo.	18
Tabla 2.	Datos de estado de mar.....	18
Tabla 3.	Propiedades estructurales del SCR.	19
Tabla 4.	Datos de velocidad de la corriente submarina.	20
Tabla 5.	Características de oleaje.....	20
Tabla 6.	Métodos de índice de daño.....	21
Tabla 7.	Escenarios con un solo daño.	22
Tabla 8.	Escenarios con daño múltiple.....	22

Capítulo I INTRODUCCIÓN

I.1 Introducción

Petróleos Mexicanos (PEMEX) ha incursionado en actividades exploratorias en aguas profundas del Golfo de México en donde se estima que existen recursos prospectivos del orden de 29.5 MMMbpce. Al 2011 se han perforado aproximadamente 20 pozos exploratorios en profundidades de 512 a 1945 m; para el 2012 se planea perforar 6 pozos en profundidades de 1800 a 2933 m [PEMEX, noviembre de 2011]. Figura 1 más adelante.



Figura 1. Presentación del Director de PEMEX, Juan José Suárez Coppel.

Un sistema de producción es aquel que tiene la capacidad de transportar fluido del yacimiento hasta la superficie y separarlo en petróleo, gas y agua. Si es necesario, el petróleo y el gas, son tratados y preparados para la venta o el transporte desde el Campo. Cualquier caudal de agua producido, también es tratado y preparado para su re-inyección en el reservorio.

Los elementos mecánicos básicos del sistema de producción son:

1. Sistemas submarinos
2. Ductos submarinos y risers
3. Sistema flotante

Los *risers* de acero en catenaria (*steel catenary risers, SCR*) son la continuación del ducto de acero que se curva hacia arriba desde el lecho marino, en forma de catenaria, Saint-Marcoux (2004), los cuales cuelgan en una orientación casi vertical desde un punto del sistema flotante y que se utilizan para transportar fluidos entre el sistema submarino y la plataforma en la superficie.

Los SCR deben soportar las acciones estáticas y dinámicas derivadas de los movimientos del sistema flotante, las generados por oleaje, viento y corriente marina. El análisis dinámico se realiza para obtener simulaciones de respuestas del sistema estructural en el tiempo, las cuales se interpretan para determinar los valores extremos posibles.

El enfoque del monitoreo de salud estructural (MSE), Madsen-Velasco (2004), es la adquisición de información continua o periódica sobre el estado actual de la estructura sin requerir de la inspección visual. Una vez que estas técnicas han proporcionado información sobre el estado actual de la estructura, también proveen de soluciones con el fin de mantener la vida útil de las instalaciones y evitar así cualquier consecuencia fatal. Estas pueden variar desde fugas, un colapso estructural, afectaciones humanas, derrames al medio ambiente y pérdidas económicas.

La administración de la integridad estructural (AIE) tiene como objetivo el mantener la estructura en buen estado, en cumplimiento con la normatividad durante su vida de servicio. Para ello, se identifican los peligros y modos de falla de los componentes estructurales; con los datos de probabilidad y consecuencias de fallas se determinan los niveles de riesgo, lo cuales permiten priorizar los componentes estructurales. El paso siguiente es la estrategia de AIE integrada por el monitoreo, inspección, pruebas y análisis, procedimientos operacionales y mantenimiento preventivo. Tradicionalmente la inspección física visual y con pruebas no destructivas realizada por buzos ha sido la actividad más relevante para mantener la integridad de los sistemas. Sin embargo, con la incursión en

aguas profundas, la inspección ya no puede realizarse con buzos sino con vehículos operados remotamente con mayores tiempos y costos. El monitoreo de los sistemas estructurales por medio de sensores pre instalados permite dar seguimiento continuo al comportamiento de los sistemas y detectar daños que son confirmados mediante inspecciones con ROV's (*Remote Operated Vehicles*). Los sensores empleados en el monitoreo deben ser seleccionados para los elementos y ductos de interés.

El campo del MSE no es el mismo que el de la inspección no destructiva. Los métodos no destructivos son las herramientas para MSE porque dan información de la integridad de la estructura sin afectar a la instalación en sí. Otra diferencia es por definición, el MSE implica la comparación de algunos indicadores en dos estados de la estructura en el tiempo (estado intacto y dañado).

Los métodos de MSE pueden ser clasificados como locales o globales. Los métodos locales pueden detectar daños en una estructura en regiones localizadas usando técnicas tales como radiografía, ultrasonido, rayos X y dispositivos piezoeléctricos.

Por otro lado, los métodos globales del MSE, también llamados como métodos basados en la vibración, pueden detectar el daño (de forma indirecta la una disminución en rigidez) la captura de los modos de falla. Otra de las ventajas de la utilización de métodos globales es que ofrecen una visión general de la salud estructural, sin importar si el daño es accesible, los métodos basados en la vibración son capaces de proporcionar información de las propiedades estructurales de la estructura completa. Los métodos globales de MSE se puede aplicar a las condiciones de excitación tanto del ambiente y conocidos y ser usado para la detección de daños (Doebeling, 1996). En general los métodos globales de MSE usan los cambios en los parámetros estructurales y/o modales entre el estado sano (de referencia) y el dañado.

I.2 Antecedentes

Recientemente ha sido estudiada una amplia gama de métodos de detección de daño, Rodríguez (2002). En la última década, otros investigadores han estudiado varios métodos de vibración usando diferentes indicadores para la detección de daño. Zimmerman y Kaouk (1994), utilizaron un indicador basado en cambios de rigidez estructural para la detección de daño. Los autores han tratado de solucionar el problema de falta de eficiencia computacional encontrada en otros métodos. Ellos encontraron que el error modal está presente en los métodos, lo que puede considerarse como una desventaja en la investigación. Básicamente, hay tres ventajas que ofrece el método de Zimmerman y Kaouk: 1) la estimación de la magnitud del daño se mejora cuando el valor singular ligeramente dañado y los pares de vectores singulares son eliminados, 2) la descomposición de la detección del daño en dos subproblemas (localización y magnitud) es computacionalmente atractivo, 3) se requieren únicamente simples operaciones matriciales, tales como la multiplicación y la inversión.

El método de Cambio en la Matriz de Flexibilidad fue usado para la detección de daño por Pandey y Biswas (1991). El propósito de la investigación fue acerca del rendimiento de los cambios en el parámetro de flexibilidad para detectar y localizar el daño que se compara con los cambios en el parámetro de rigidez. La mayor ventaja en el método de matriz de flexibilidad es que el daño se puede estudiar a partir de solo algunos de los modos de vibración de baja frecuencia. Los autores observaron y concluyeron que las condiciones de apoyo afectan los cambios en la matriz de flexibilidad y representa una desventaja para la sensibilidad del método.

Pandey y Biswas (1991) presentaron otro método basado en un parámetro llamado Curvatura en las Formas Modales, la cual es la segunda derivada del desplazamiento modal. Debido a la sensibilidad de este método, fue capaz de localizar daño de una manera más precisa que los métodos basados únicamente en los cambios en el desplazamiento modal. El parámetro de la curvatura modal tiene dos principales desventajas: 1) se requiere un conjunto de mediciones de la estructura, 2) la curvatura es más complicada de medir que los desplazamientos modales.

Zhang y Aktan (1995) desarrollaron el método Cambios en la Curvatura Uniforme de la Superficie de Carga. Este método es similar al método de Cambio en Flexibilidad pero usando una carga unitaria para excitar al sistema.

El método de Índice de Daño desarrollado por Stubbs, Kim y Topole (1992) utiliza información modal de ambos estados de la estructura (sin daño y con daño) en cada localización de daño posible de acuerdo al modelo matemático usado. El método de Índice de Daño ofrece las siguientes ventajas: 1) no es necesaria la normalización de las unidades de masas, 2) buenos resultados para estructuras en las cuales solo se dispone de algunos modos, 3) la aplicación puede extenderse para determinar el nivel de confiabilidad estructural usando algunas técnicas estadísticas para predecir las consecuencias en términos de confiabilidad de la vida de la estructura.

En lo que respecta a detección de daño para estructuras costa afuera se encuentra el estudio de Riveros (2007), donde se utiliza el método de ID para la detección de daño para el cual concluye que no es un método preciso en cuanto a la localización, así también muestran la detección de daño basado en vibraciones usando análisis en el dominio del tiempo con resultados óptimos en la localización del daño; sin embargo este estudio fue realizado para *risers* flexibles verticales, además de que utilizan señales obtenidas en las localidades con daño.

También Lozev et. al(2005), hicieron evaluaciones de métodos para la detección y monitoreo de daño en *risers*, en estos casos el daño es considerado por corrosión.

I.3 Problemática

El daño causado por cargas cíclicas en las uniones soldadas de *risers* rígidos puede degradar su capacidad estructural y por ende fallar, causando el derrame del hidrocarburo (aceite o gas) y en caso extremo el colapso del ducto, debido a la baja o nula redundancia en estos sistemas; ocasionando afectaciones humanas, ambientales, y económicas. Debido a las profundidades mayores de 500 metros en aguas profundas (en México), la supervisión presencial es nula y los costos de inspección mediante vehículos operados remotamente (*Remote Operated Vehicle, ROV*) son elevados.

I.4 Objetivo

Proponer una metodología no destructiva para la localización de daño (pérdida de rigidez a flexión) debido a grietas por fatiga en uniones soldadas de risers rígidos de acero empleados en la extracción de hidrocarburos de yacimientos en aguas profundas.

I.5 Justificación

La industria petrolera es de las que más participa para la economía de México. La rápida declinación de yacimientos en aguas someras (Cantarell) ha motivado la incursión en la exploración de campos en aguas profundas del Golfo de México. De finales de 2003 a 2011 se perforaron aproximadamente 20 pozos exploratorios, PEMEX (2005). Se tiene planeada la perforación de seis pozos exploratorios en tirantes de agua de 1800 a 2933 m para el presente año. Sin embargo, no se cuenta tecnología propia para el monitoreo de salud estructural de *risers* y se sigue dependiendo de empresas internacionales. Por otro lado, se han reportado daños debidos a fallas en uniones soldadas. Por lo tanto, es importante desarrollar metodologías para detectar el daño oportunamente y poder inspeccionar la soldadura en *risers* de una forma precisa en aguas profundas. Con esto se pueden optimizar los recursos de inspección y reparación reduciendo tiempos y costos.

I.6 Alcances

Este trabajo se aplicó únicamente a *risers* rígidos en catenaria con daños simulados en elementos que discretizan la longitud del *riser*. El tipo de daño considerado es la forma típica de grietas por fatiga en soldaduras con degradación de rigidez a flexión. El trabajo se limita a profundidades menores que 2000 m.

Capítulo II MARCO TEÓRICO

II.1 Geometría de grieta por fatiga

Se ha observado que el crecimiento de los defectos de la superficie en los componentes estructurales sometidos a cargas de fatiga adopta formas específicas. Las formas de los defectos durante el crecimiento dependen principalmente del modo de carga aplicada (tensión o flexión). Scott y Thorpe (1981), resumen las observaciones empíricas del desarrollo de grietas en forma de tracción o flexión pura.

De acuerdo con Scott y Thorpe (1981) las grietas por fatiga tratan de lograr un equilibrio en la forma. En tensión, para placas de espesor finito crecen preferentemente en una forma casi semicircular, mientras que la profundidad es menos de la mitad del espesor de la placa y luego se alargan a medida que crecen hacia la pared del fondo. Para el caso de flexión, las grietas por fatiga tienden a alargarse, produciéndose un ajuste relativamente rápido al equilibrio de la forma elíptica.

De los datos experimentales reportados por Rodriguez-Sanchez et al. (2003), una predicción de la forma de crecimiento del defecto en la superficie bajo flexión pura puede ser expresada:

$$\frac{a}{c} = \frac{a}{t} \quad \text{para} \quad 0 < \frac{a}{t} < 0.13 \quad (1)$$

$$0.1 < \frac{a}{c} < 0.13 \quad \text{para} \quad 0.13 < \frac{a}{t} < 1.0 \quad (2)$$

Donde:

a : profundidad de grieta.

t : espesor.

c : longitud de grieta.

Una menor proporción de aspecto vinculado a las grietas para juntas tubulares en costa afuera fue propuesto por Dover et al. (1988) y es descrito por las ecuaciones siguientes:

$$\frac{a}{c} = \frac{a}{t} \quad \text{para} \quad 0 < \frac{a}{t} < 0.1 \quad (3)$$

$$\frac{a}{c} = \frac{a}{5t} \quad \text{para} \quad 0.1 < \frac{a}{t} < 1.0 \quad (4)$$

Se puede observar una concordancia en las ecuaciones (1) y (3) y una aproximación cerrada en las ecuaciones (2) y (4). Esta concordancia es debida al hecho de que para juntas tubulares, el esfuerzo de fluencia cerca de la soldadura es predominantemente debido a flexión, incluso bajo carga axial.

II.2 Método de Descomposición en el Dominio de la Frecuencia (DDF)

Los parámetros modales de la respuesta dinámica del *riser* pueden ser calculados usando el método de Descomposición en el Dominio de la Frecuencia (DDF) propuesto por Brincker et al. (2000).

El método de DDF es sencillo y puede ser utilizado como el generador de la información modal de un sistema de Monitoreo de Salud Estructural (MSE).

Cualquier respuesta, $y(t)$, puede ser escrita en coordenadas modales:

$$y(t) = \phi_1 q_1(t) + \phi_2 q_2(t) + \dots = \Phi q(t) \quad (5)$$

donde ϕ y Φ son la forma modal y la matriz de formas modales respectivamente. Ahora obteniendo la matriz de covarianza, C , de la respuesta:

$$C_{yy}(t) = E y(t) y(t + \tau)^T \quad (6)$$

donde E es el modulo de elasticidad del sistema, t y τ es el tiempo, y el superíndice T la transpuesta. Usando la ecuación (5) lleva a:

$$\begin{aligned} C_{yy}(t) &= E \Phi q(t) q(t + \tau)^T \Phi^T \\ &= \Phi C_{qq}(\tau) \Phi^T \end{aligned} \quad (7)$$

aplicando la transformada de Fourier se obtiene la matriz de densidad espectral, G .

$$G_{yy}(f) = \Phi G_{qq}(f) \Phi^T \quad (8)$$

De esta manera, si las coordenadas modales no presentan una correlación, la matriz de densidad de potencia espectral $G_{qq}(f)$ de las coordenadas modales es diagonal y si las

formas modales son ortogonales, entonces la ec. (8) es una descomposición por valores singulares (DVS) de la matriz de respuesta espectral.

Por lo tanto, el DDF calcula los valores singulares de la matriz de densidad espectral

$$G_{yy}(\omega) = U(\omega) S(\omega) U^T(\omega) \quad (9)$$

La matriz $U=[u_1, u_2, \dots]$ es una matriz de vectores singulares y la matriz $[s_i]$ es una matriz diagonal de valores singulares. A partir de esta explicación, graficando los valores singulares de la matriz de densidad espectral será un diagrama superpuesto de la densidad espectral de las coordenadas modales. Nótese aquí que la matriz de vectores singulares $U=[u_1, u_2, \dots]$ es una función de la frecuencia debido al proceso de selección que se lleva a cabo como parte del algoritmo de DVS. Un modo es identificado observando en donde el valor singular tiene un pico, digamos en la frecuencia f_0 . Esto define en forma simple del método DDF el pico obtenido será la frecuencia modal. La correspondiente forma modal es obtenida como la correspondencia del primer vector singular u_1 en U :

$$\varphi = u_1 \quad (10)$$

Según Brincker et al.,(2000) la derivación del método continúa bajo la suposición de que la excitación es ruido blanco y por consiguiente su matriz espectral de potencia es constante con respecto a la frecuencia. Siempre y cuando la excitación se represente efectivamente por un ruido blanco el método proveerá óptimos resultados (MacMillan et al., 2004).

II.3 Criterio de Aseguramiento Modal (CAM)

La correlación de las formas modales ha sido siempre un trabajo difícil. El enfoque de la comparación elemento por elemento para un par de vectores puede conducir a resultados pocos razonables si las diferencias entre algunos de los elementos correspondientes de los dos vectores son grandes. La literatura recomienda la comparación entre parámetros modales usando el criterio de aseguramiento modal (Modal Assurance Criteria, MAC). La función del MAC es proporcionar una medida de la consistencia (grado de linealidad) entre las estimaciones de un vector modal. Esto proporciona un factor de confianza adicional en la evaluación de un vector modal desde diferentes lugares de excitación o diferentes

algoritmos de estimación de parámetros modales. Según Allemang et al. (1982) esto se puede calcular como:

$$MAC_{u,v} = \frac{u \cdot v}{u \cdot u \cdot v \cdot v} \quad (11)$$

Donde u y v son los vectores de modos a ser comparados y $\cdot$ representa la operación de producto escalar.

El MAC considera un valor de cero cuando no hay correspondencia constante y uno cuando la correspondencia es consistente. Por lo tanto, si los vectores modales en consideración verdaderamente muestran una relación constante y lineal, el criterio de aseguramiento modal debe acercarse a la correspondencia de la unidad la cual se considera razonable.

II.4 Método de índice de daño (MID)

De acuerdo con Pandey et al. (1991), la curvatura de las formas modales está relacionada a la rigidez a la flexión de la sección transversal de una viga. La curvatura en un punto está dada por:

$$v'' = \frac{M}{EI} \quad (12)$$

en donde v'' es la curvatura en una sección, M es el momento flexionante en una sección, E es el modulo de elasticidad e I es el segundo momento del área de la sección transversal.

Si una grieta u otro daño son introducidos a un elemento estructural, se reduce el momento de inercia de área (I) de la sección transversal de dicho elemento, en consecuencia se incrementa la magnitud de la curvatura en la sección de la estructura. Los cambios en la curvatura son de carácter local y por lo tanto pueden ser utilizados para detectar y localizar una grieta o un daño en la estructura.

El cambio en la curvatura incrementa con la reducción en el valor (I), y en teoría la cantidad del daño puede ser estimada de la magnitud del cambio en curvatura.

En este trabajo, la curvatura de las formas modales fue obtenida numéricamente usando una aproximación de diferencias finitas centrales a partir de las formas modales.

El método de Índice de Daño, Stubbs y Kim (1993), localiza el daño estructural con base en cambios de las formas modales. Para una estructura que puede ser representada como una viga, un índice de daño, β , basado en cambios en la curvatura del i -ésimo modo en la localización j es:

$$\beta_{ji} = \frac{\left(\int_a^b \Phi_i^{*''} \Phi_i^{''} dx + \int_0^L \Phi_i^{*''} \Phi_i^{''} dx \right) \cdot \int_0^L \Phi_i^{''} \Phi_i^{''} dx}{\left(\int_a^b \Phi_i^{''} \Phi_i^{''} dx + \int_0^L \Phi_i^{''} \Phi_i^{''} dx \right) \cdot \int_0^L \Phi_i^{*''} \Phi_i^{*''} dx} \quad (13)$$

Donde $\Phi''(x)$ y $\Phi^{*''}(x)$ son la segunda derivada de la i -ésima forma modal correspondiendo a las estructuras sin daño y con daño, respectivamente. L es la longitud de la viga y a y b son los límites de un segmento de la viga donde el daño está siendo evaluado. Cuando se aplica el ID, los valores de las amplitudes de la forma modal en un punto intermedio entre los puntos medidos con sensores son determinados mediante un ajuste, ya sea una interpolación lineal cúbica o un polinomio de tercer grado a los datos de los puntos de medición.

La ecuación anterior se puede expresar también de la forma siguiente:

$$\beta_j = \frac{\sum_i^{nm} \left\{ \frac{\left(\frac{-m_{j+2,i}^* + 16m_{j+1,i}^* - 30m_{j,i}^* + 16m_{j-1,i}^* - m_{j-2,i}^*}{12 \cdot h^2} \right)^2}{\sum_{j=2}^n \left(\frac{-m_{j+2,i}^* + 16m_{j+1,i}^* - 30m_{j,i}^* + 16m_{j-1,i}^* - m_{j-2,i}^*}{12 \cdot h^2} \right)^2} + 1 \right\}}{\sum_i^{nm} \left\{ \frac{\left(\frac{-m_{j+2,i} + 16m_{j+1,i} - 30m_{j,i} + 16m_{j-1,i} - m_{j-2,i}}{12 \cdot h^2} \right)^2}{\sum_{j=2}^n \left(\frac{-m_{j+2,i} + 16m_{j+1,i} - 30m_{j,i} + 16m_{j-1,i} - m_{j-2,i}}{12 \cdot h^2} \right)^2} + 1 \right\}} \quad (14)$$

Donde β es el índice de daño en la posición j ; m y m^* son las formas modales de la estructura sin daño y dañada, respectivamente; n y nm , el número total de posiciones interpoladas (elementos) y de modos utilizados; h es el tamaño de paso entre las posiciones o longitud del elemento.

Así mismo, los métodos estadísticos son usados para normalizar estos indicadores y proporcionar un criterio más sólido en la localización del daño. El índice de daño normalizado z_j , según Stubbs et al.(1992), para el elemento j , esta dado por:

$$z_j = \frac{\beta_j - \bar{\beta}}{\sigma_\beta} \quad (15)$$

Donde $\bar{\beta}$ y σ_β representan el promedio y la desviación estándar de todos los indicadores, respectivamente.

La magnitud del daño puede ser calculada con la ec. 16, en donde el daño es expresado como el cambio fraccional en la rigidez de un elemento:

$$\alpha_j = \frac{k_j^* - k_j}{k_j} = \frac{1}{\beta_j} - 1 \quad (16)$$

Un estado sin daño $\alpha_j=0$,y con daño $\alpha_j<0$ y si $\alpha_j=-1$ indica que el elemento ha perdido toda la capacidad de rigidez.

II.5 Diferencia de Pendiente Modal (DPM)

Es la diferencia entre la pendiente de la forma modal de un estado sin daño y la pendiente de la forma modal de un estado con daño. La DPM es definida como:

$$DPM_i = \phi'_i - \phi'^{*}_i \quad (17)$$

Donde i indica el i -ésimo modo, Φ' y Φ'^{*} denotan la pendiente o la primera derivada de la forma modal del estado sin daño y del estado con daño, respectivamente. Por lo que donde se observa un pico al graficar la DPM se considera como un indicador de la ocurrencia de daño y asociado a la discretización de la longitud del elemento proporciona la localización del daño.

Capítulo III CÁLCULO DE LA DEGRADACIÓN DE RIGIDEZ NUMÉRICA

Con base en lo explicado en el capítulo II respecto a la forma de grieta por fatiga se utilizó la ec. (1) y (2) para determinar la longitud media con respecto a su profundidad, posterior se obtiene los límites de la elipse en la intersección del tubo para que a través del cálculo integral obtener los momentos de inercia I_x e I_y correspondientes en las direcciones X e Y del plano de la sección transversal del risers, Figura 2. Los momentos de inercia así calculados se utilizaron para el cálculo de la rigidez a flexión en X y Y , respectivamente.

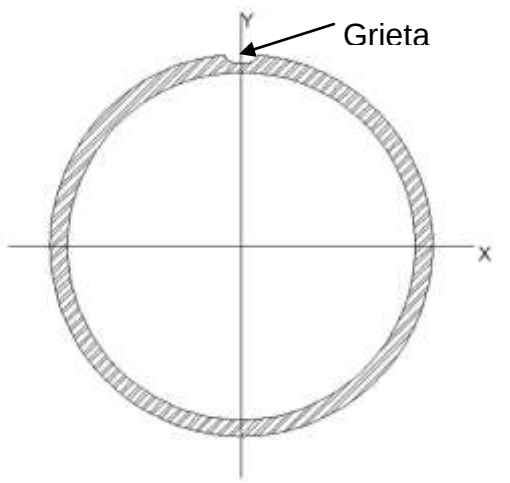


Figura 2. Sección transversal dañada del riser.

La Figura 3 muestra la tendencia de la degradación de la rigidez a flexión de una sección transversal de un tubular respecto a la profundidad de grieta por fatiga (daño incorporado en el caso de estudio). Se observa que la degradación corresponde a un comportamiento no lineal debido a la geometría del daño (grieta por fatiga), además en la degradación de la rigidez que corresponde al cambio de la inercia en la dirección X (I_x) es mayor que la degradación de la rigidez por el cambio de la inercia en la dirección Y (I_y), esto se debe a que se consideró exclusivamente un daño en la sección transversal del riser y ubicado paralelo al eje X .

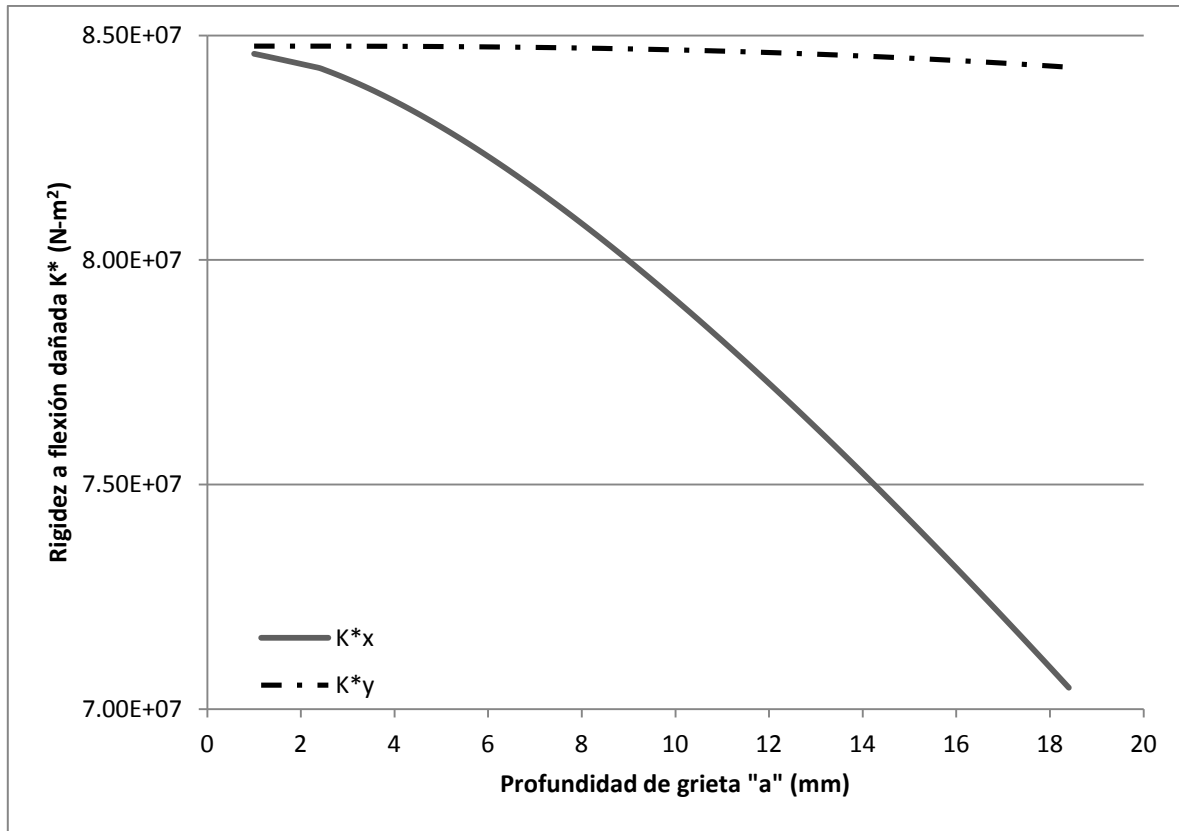


Figura 3. Degradación de rigidez respecto a la profundidad de grieta.

La Figura 4 muestra la tendencia del porcentaje de daño, %d, calculado con la ec. 18 respecto a la profundidad de la grieta por fatiga (valores tomados para el caso de estudio). De manera similar, se observa que el porcentaje de daño tiene un comportamiento no lineal debido a la dependencia del cambio de rigidez a flexión mostrado en la Figura 3 más atrás. Se observa que el porcentaje de degradación se incrementa en función de la profundidad de la grieta por fatiga.

$$\%d = \frac{1 - Kd}{K} \times 100 \quad (18)$$

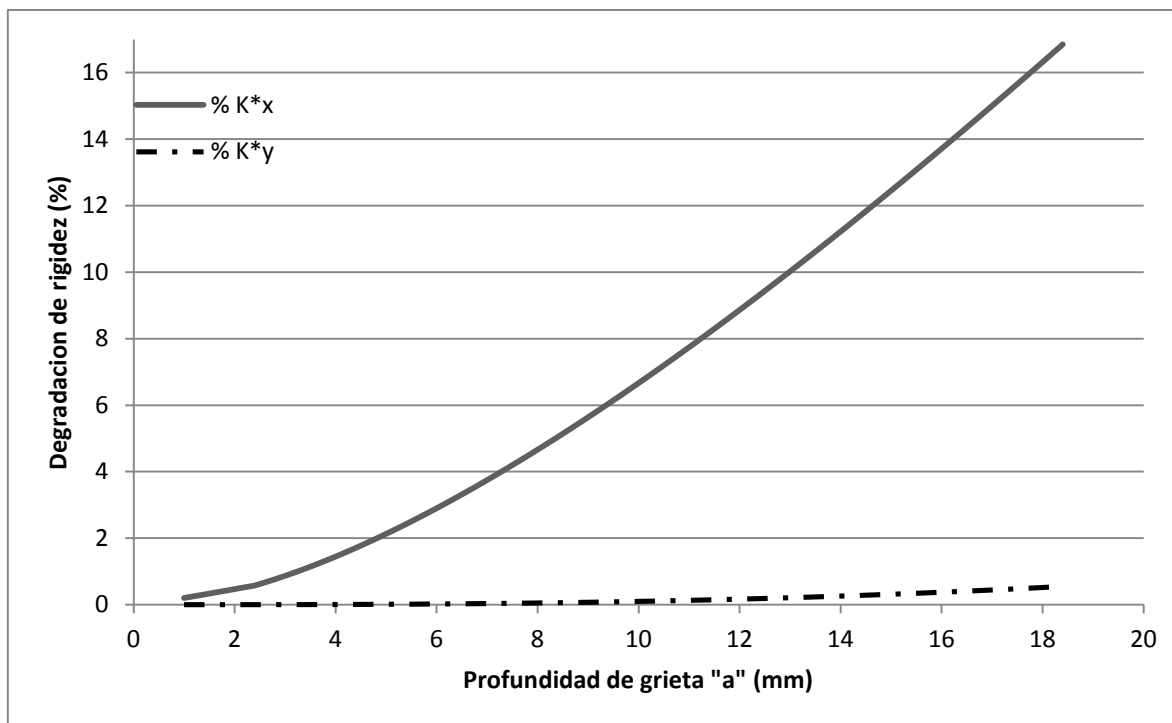


Figura 4. Porcentaje de daño con respecto a la profundidad de grieta.

Capítulo IV METODOLOGÍA PROPUESTA

Como parte de un programa de Monitoreo de Salud Estructural (MSE) se puede instrumentar el *riser* a fin de obtener las respuestas dinámicas en localizaciones estratégicas a lo largo del *riser*. Las aceleraciones para el estado intacto serán al inicio de la operación del *riser* y para el estado dañado cuando la respuesta dinámica indique la posible presencia de daño, principalmente durante la ocurrencia de eventos meteorológicos y oceanográficos en la etapa de operación. En los ejemplos de aplicación las aceleraciones son proporcionadas por el programa de análisis dinámico para las localizaciones solicitadas del modelo utilizado, ya sea sin o con daño, representado por un elemento con menor rigidez a flexión.

De acuerdo con el capítulo II se implementa un algoritmo que a partir de la respuesta dinámica del estado intacto y dañado del *riser* se aplica el método de Descomposición en el Dominio de la Frecuencia (DDF), se obtienen las formas modales de ambos estados; y para cada forma modal se normaliza respecto al valor máximo del desplazamiento modal.

Se aplica una derivación numérica para obtener la pendiente modal de ambos estados y se determina la Diferencia de Pendientes Modales (DPM) como lo muestra la ec. (17), en el grafico de DPM con respecto a la longitud del *riser* se identifica el pico (valor más alto) que estará asociado con la localización de daño.

Paralelamente, se hace una revisión de los indicadores de daño a fin de identificar los indicadores falsos, teniendo los modos del estado intacto y con daño del DDF, se utiliza el MAC, para obtener una comparación numérica para cada uno de estos modos y determinar la correlación con base en el valor máximo de MAC.

Con el propósito de identificar la localidad del daño se utiliza la ec. (14) y para determinar el índice de daño, el cual es normalizado empleando la ec. (15).

La ec. (14) se puede utilizar también con valores de las pendientes modales y de la misma forma obtener otro indicador de daño que verifica los valores obtenidos de las DPM.

A continuación se presenta la metodología propuesta de forma resumida, para la localización de un daño en el *riser* representado por un cambio en su rigidez a flexión.

1. Obtener registros de aceleraciones en localidades recomendadas en el *risers* en ambos estados (con y sin daño) provenientes de una medición o instrumentación.
2. Extraer a partir de los registros los modos de vibrar utilizando el DDF.
3. Calcular la pendiente modal.
4. Graficar la Diferencia de la Pendiente Modal (DPM) del estado con y sin daño.
5. Definir la localización de daño con base en los picos de la grafica de DPM.
6. Verificar la localidad de daño a través del método de Diferencia de Formas Modales (DFM).

Capítulo V EJEMPLOS DE APLICACIÓN

V.1 Modelos Numéricos

V.1.1 SCR 1800

Se utilizó un modelo numérico con elementos finitos de un *riser* de acero en catenaria, realizado por Rivero (2009). Con el programa FLEXCOM, Marine Computation Services Ltd (2008), para análisis no lineales dinámicos de *risers* en el dominio del tiempo. El *riser* propuesto tiene un diámetro interno de 22.86cm (9”) a 1800m de profundidad con 2720 elementos de 1m de longitud cada uno. Así mismo se consideró en el modelo una junta flexible en el extremo superior del *riser*.

De acuerdo a Rivero (2009), para la respuesta dinámica de primer orden de estructuras flotantes se representa usualmente a través de los operadores de amplitud de respuesta (*Response Amplitude Operators*, *RAOs*), por lo tanto, se utilizó el *RAOs* en una dirección de 135° para las propiedades del suelo, ver Tabla 1 y datos del estado de mar que se muestran en la Tabla 2, donde H_s y T_p son la altura de ola y el periodo pico respectivamente, datos utilizados para el espectro de mar Pierson-Moskowitz.

Tabla 1. Propiedades del suelo.

Propiedad (Unidades SI)	Valor
Rigidez del fondo marino	35, 850.0
Rigidez lateral del fondo marino	3,585.0
Rigidez de succión	358.5

Tabla 2. Datos de estado de mar.

H_s (m)	T_p (s)
4.4	9.1

V.1.2 SCR 2000

En este ejemplo se realizó el modelo de un *riser* de acero en catenaria (SCR) el cual está situado en un tirante de agua de 2000m y cuenta con 2706m de longitud curvilínea, se considera que es un *riser* de exportación de crudo con una presión interna de 1.9822E+07 Pa. El SCR se fija al fondo marino a una plantilla conocida como PLET, la cual esta fija al suelo marino. En el extremo superior, el *riser* está conectado el sistema flotante de

producción que en este caso es una plataforma semi-sumergible, la conexión es por medio de una junta flexible con una rigidez rotacional de 12.56 kN-m/°. La dinámica de este sistema flotante está dada por *RAOs*.

El modelo fue desarrollado en el programa FLEXCOM con un total de 501 elementos, de los cuales 499 forman parte del SCR y dos elementos son parte de la junta flexible. La longitud máxima en elementos intermedios es de 15.5m, la longitud de los adyacentes se reducen gradualmente hasta una longitud mínima de 2m, que son los elementos situados en la zona de contacto con el fondo marino (*Touchdown Zone, TDZ*) y en la región de la conexión al sistema flotante (*Hang Off*).

Las propiedades estructurales del SCR se presentan en la Tabla 3.

Tabla 3. Propiedades estructurales del SCR.

Diámetro externo	16.000	inch.	0.406400	m
Espesor nominal, t_{nom}	0.7260	inch	0.0184404	m
Diámetro interno, D_i	14.548	inch	0.369519	m
Módulo de elasticidad, E	29' 000, 000	psi	2.00E+011	N/m ²
Módulo de elasticidad transversal, G	11' 153,846	psi	7.69E+010	N/m ²
Densidad del acero	490	pcf	7,849	kg/m ³
Densidad del fluido	56.3	pcf	902	kg/m ³
Densidad del agua	64.0	pcf	1,025	kg/m ³
Aceleración de la gravedad, g			9.81	m/seg ²
Presión de diseño	2,875	psi	1.9822E+007	N/m ²
Presión de hidropueba	3,593.75	psi	2.477803E+007	N/m ²
Área interna, A_{int}	166.23	in ²	1.0724E-001	m ²
Área de la sección transversal, A	34.84	in ²	2.24754E-002	m ²
Momento de inercia, I	1018.20	in ⁴	4.23809E-004	m ⁴
Momento de torsión, J	2036.41	in ⁴	8.47617E-004	m ⁴
EI_{yy}	2.051E+008	lb-ft ²	8.47617E+007	N-m ²
EI_{zz}	2.051E+008	lb-ft ²	8.47617E+007	N-m ²
GJ	1.577E+008	lb-ft ²	6.518E+007	Nm ² /rad
EA	1.010E+009	lb	4.494E+009	N
Peso de la tubería	118.54	lb/ft	176.410	kg/m
Peso del fluido	65.001	lb/ft	96.732	kg/m
Fuerza de Flotación	89.36	lb/ft	132.960	kg/m
Peso sumergido	94.18	lb/ft	140.182	kg/m
Masa	183.54	lb/ft	273.142	kg/m
Inercia polar , p	48.12	lb-ft	6.653	kg-m

En la Tabla 4 y Tabla 5 se muestran los datos de velocidad de la corriente y características del oleaje, datos utilizados para el espectro de mar Pierson-Moskowitz, utilizados para el análisis dinámico.

Tabla 4. Datos de velocidad de la corriente submarina.

Profundidad	Velocidad (m/s)
0	0.60
100	0.20
200	0.10
300	0.10
450	0.10
750	0.10
1200	0.10
2000	0.10

Tabla 5. Características de oleaje.

Altura de ola (m)	9.4
Periodo pico (s)	12.4

V.2 Detección de daño utilizando parámetros modales del programa FLEXCOM

Con el objetivo de evaluar numéricamente los métodos estudiados se realizó el análisis modal, para el modelo denominado SCR 2000, en FLEXCOM, para estos casos el SCR se discretizó en un total de 2707 elementos, de los cuales 2706 son elementos del SCR. La longitud de cada elemento discretizado es de 1.0m, de donde se extrajeron las formas y pendientes modales para los elementos. Además del daño modelado a 360m sobre la longitud curvilínea del *riser*; se modeló otro daño en 1344m y otro para la zona cercana al extremo superior a 2525m respecto de la conexión en el fondo marino. En la Figura 5 más adelante se muestra el esquema del *riser* y la localización de los daños modelados.

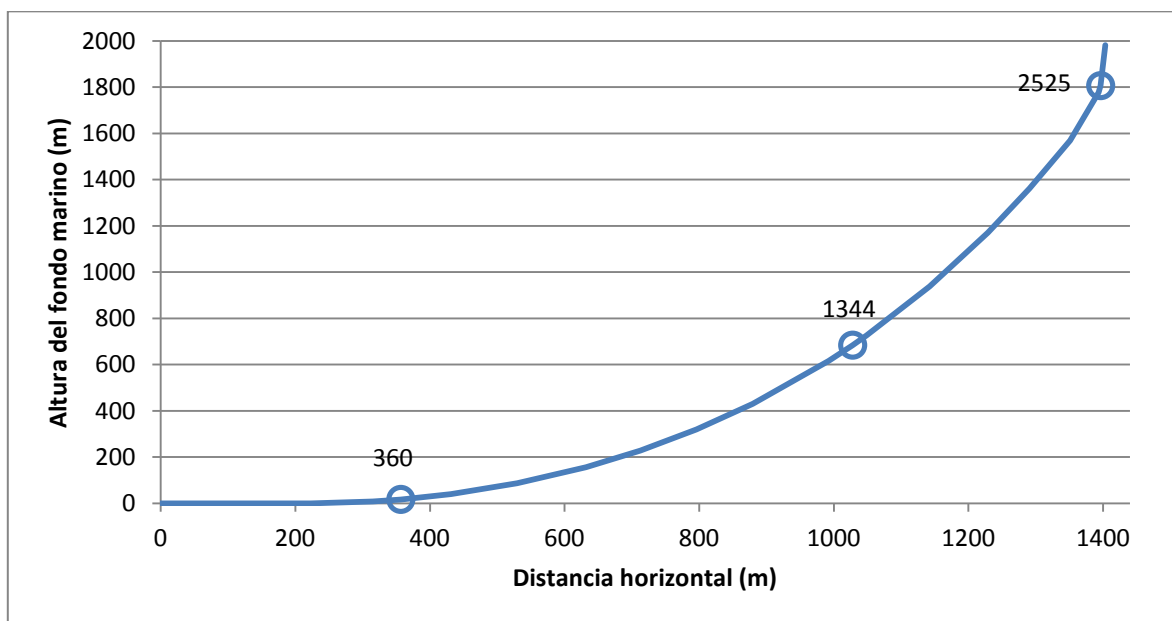


Figura 5. Localización de daños para el SCR 2000.

En la localización del daño se utilizaron los cuatro métodos mostrados en la Tabla 6 ordenados de menor a mayor precisión. Para el análisis de estos métodos se utilizó la misma información modal correspondiente a cada caso de daño.

Tabla 6. Métodos de índice de daño.

SCR 2000	ID Stubbs (Φ, Φ^*)	$\Phi - \Phi^*$	ID Stubbs ($\Phi', \Phi^{*'} $)	$\Phi' - \Phi^{*'} $
----------	---------------------------------	-----------------	--------------------------------------	----------------------

A fin de comparar la precisión de los métodos estudiados se desarrollaron diversos escenarios de daño. En la Tabla 7 se presentan los escenarios (CD1 a CD15) con un solo daño en el SCR, la profundidad de la grieta, el porcentaje de reducción en la rigidez a flexión ($\%K^*x$) y la localización del daño (con respecto al fondo marino). Así mismo, en la Tabla 8 se presentan los escenarios (CDM1 a CDM15) con daño múltiple, el porcentaje de reducción en la rigidez a flexión ($\%K^*x$) para el daño 1, la localización del daño 1, el porcentaje de reducción en la rigidez a flexión ($\%K^*x$) para el daño2 y la localización del daño 2.

Tabla 7. Escenarios con un solo daño.

Escenario	Profundidad de Grieta (mm)	$\% K^*x$	Localización del daño (m)
CD1	18.40	16.85	360
CD2	13.00	10.02	360
CD3	10.00	6.66	360
CD4	8.90	5.53	360
CD5	5.00	2.12	360
CD6	18.40	16.85	1344
CD7	13.00	10.02	1344
CD8	10.00	6.66	1344
CD9	8.90	5.53	1344
CD10	5.00	2.12	1344
CD11	18.40	16.85	2525
CD12	13.00	10.02	2525
CD13	10.00	6.66	2525
CD14	8.90	5.53	2525
CD15	5.00	2.12	2525

Tabla 8. Escenarios con daño múltiple.

Escenario	$\% K^*x$ 1	Localización de daño 1 (m)	$\% K^*x$ 2	Localización de daño 2 (m)
CDM1	5.53	360	10.02	2525
CDM2	5.53	360	6.66	2525
CDM3	5.53	360	5.53	2525
CDM4	10.02	360	5.53	2525
CDM5	6.66	360	5.53	2525
CDM6	5.53	360	10.02	1344
CDM7	5.53	360	6.66	1344
CDM8	5.53	360	5.53	1344
CDM9	10.02	360	5.53	1344
CDM10	6.66	360	5.53	1344

CDM11	5.53	1344	10.02	2525
CDM12	5.53	1344	6.66	2525
CDM13	5.53	1344	5.53	2525
CDM14	10.02	1344	5.53	2525
CDM15	6.66	1344	5.53	2525

En la Figura 6 se muestran los picos mayores (indicadores de daño) para cada método, utilizando los diez primeros modos y pendientes para el caso CD12, donde se observó la mayor cantidad de indicadores falsos. Los indicadores están normalizados con respecto al valor máximo para cada método. Se observa que los indicadores obtenidos a partir de la diferencia de las formas modales (DFM) son constantes, por lo que no se tiene una identificación clara de la localización del daño; sin embargo, los indicadores obtenidos a partir de los métodos que están en función de la pendiente modal (DPM y ID Phi') presentan un valor unitario en la localización exacta.

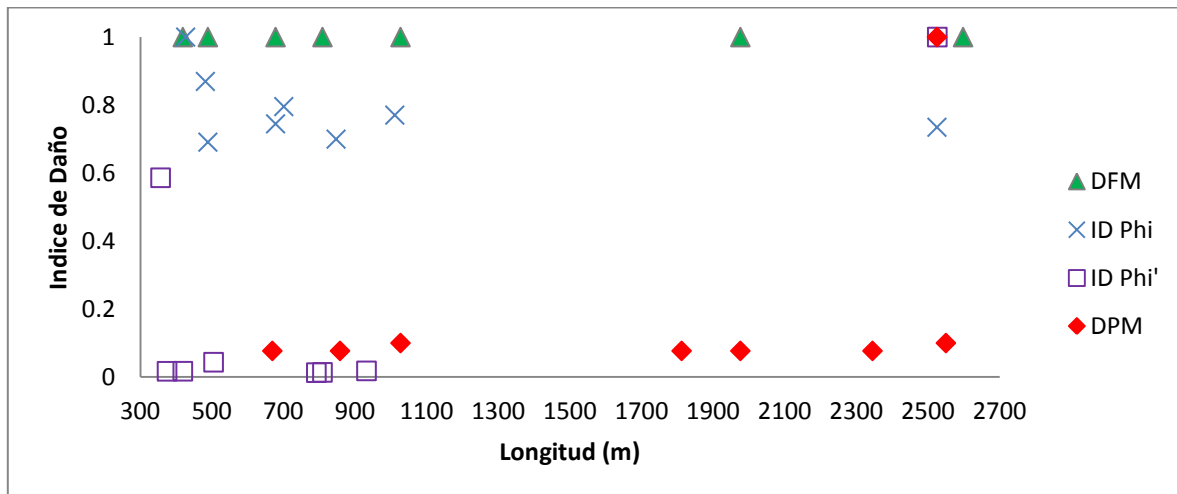


Figura 6. Índices de daño para los cuatro métodos en el CD12.

En la Figura 7 se muestran los resultados de los índices de daño normalizados para los métodos estudiados en el caso de daño en dos localidades simultáneas CDM14 utilizando las diez primeras formas y pendientes modales. Se observa que la diferencia de la forma modal se mantiene constante con el valor máximo, por lo que, no se considera como una identificación de la localización del daño, para el caso del *ID Phi* los indicadores máximos están alejados del daño, como puede observarse los valores máximos de los indicadores

obtenidos a partir de los métodos que utilizan la pendiente modal, coinciden con la localización exacta de los daños.

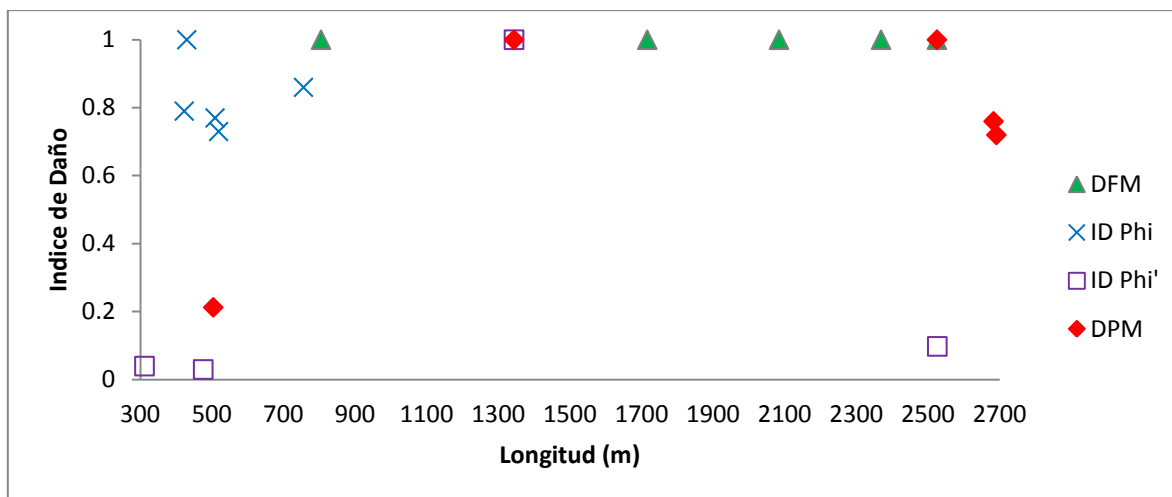


Figura 7. Índices de daño para los cuatro métodos en el CDM14.

En la Figura 8 y Figura 9 se muestran los índices de daño para los casos CD12 y CDM14 respectivamente, utilizando la forma y pendiente del primer modo. Se observa en ambas figuras que el número de picos disminuye en los cuatro métodos, sin embargo, el DPM indica con el valor más alto la localización exacta del daño. En el *ID Phi'* para el CD12 se observa un indicativo, y aunque sus valores son bajos la concentración de estos están alrededor del daño.

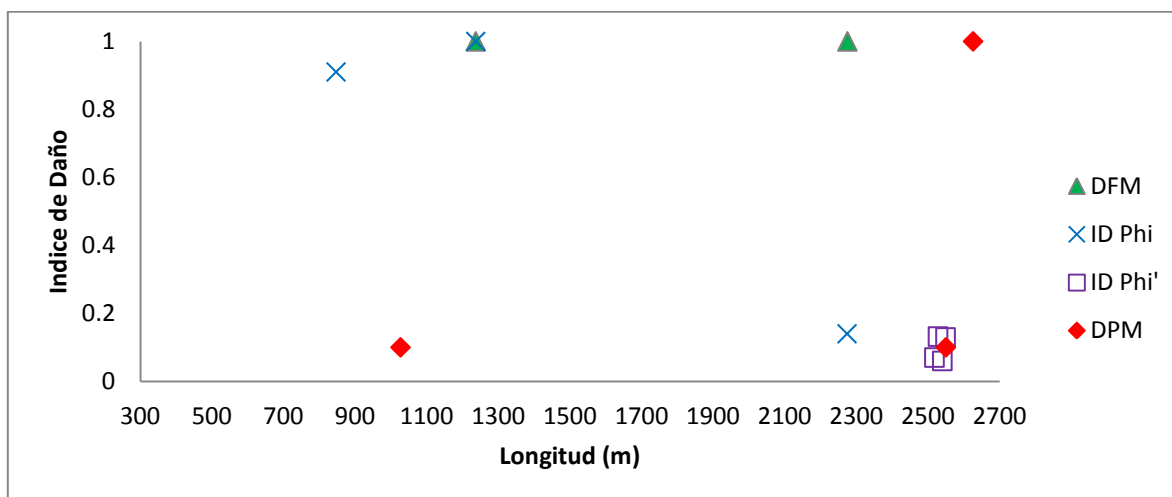


Figura 8. Índices de daño para los cuatro métodos en el CD12, un solo modo.

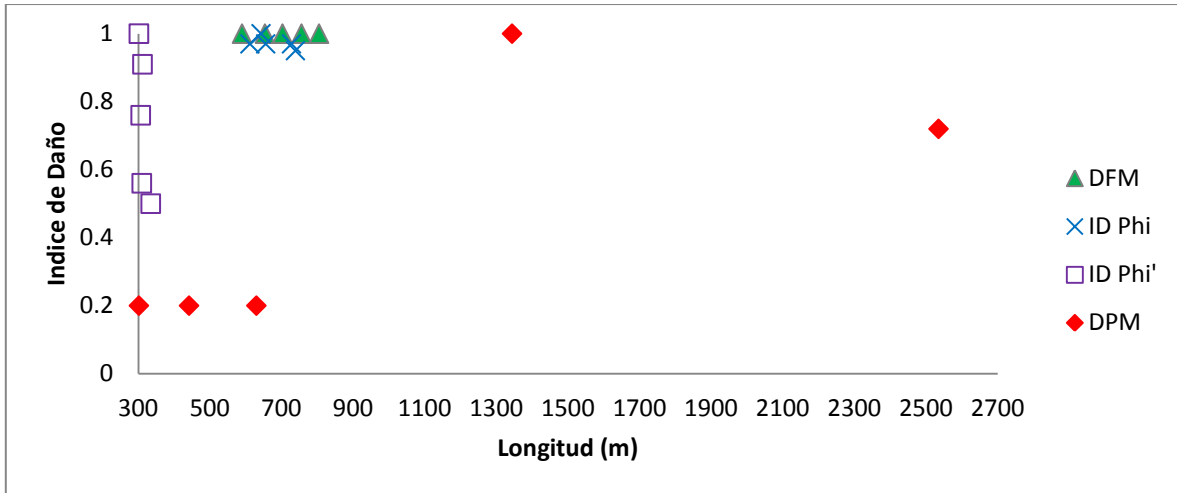


Figura 9. Índices de daño para los cuatro métodos en el CDM14, un solo modo.

Con estas graficas se ven las ventajas de utilizar una sola forma o pendiente modal en el DPM inclusive en el ID (ϕ') con lo que este puede ser un método de reafirmación de los índices encontrados por el DPM.

Otra forma de observar la ventaja de utilizar DPM es a través del error relativo de la localización del pico más alto respecto a la localización del daño simulado. En la Figura 10 se muestra los valores de los errores para los casos del CD1 al CD5 con respecto al porcentaje de degradación en rigidez. En esta figura se observa en el método de DPM que el error es 0% seguido por el *ID Phi*, aun el *ID Phi'* ocupa el segundo lugar para el 2% de degradación por rigidez. Como se mencionó anteriormente, estos porcentajes de error es considerando el pico más alto en la localización del daño, esto no implica que no tenga con un indicador con valor menor en la localidad dañada, como se observa en el Apéndice de Figuras de resultados.

También se observa que para porcentajes de degradación en rigidez $\geq 5.53\%$ los métodos *ID Phi* y DPM son aplicables para la localización de este tipo de daño, así mismo para porcentajes de degradación en rigidez $\geq 10\%$ los cuatro métodos estudiados pueden ser utilizados.

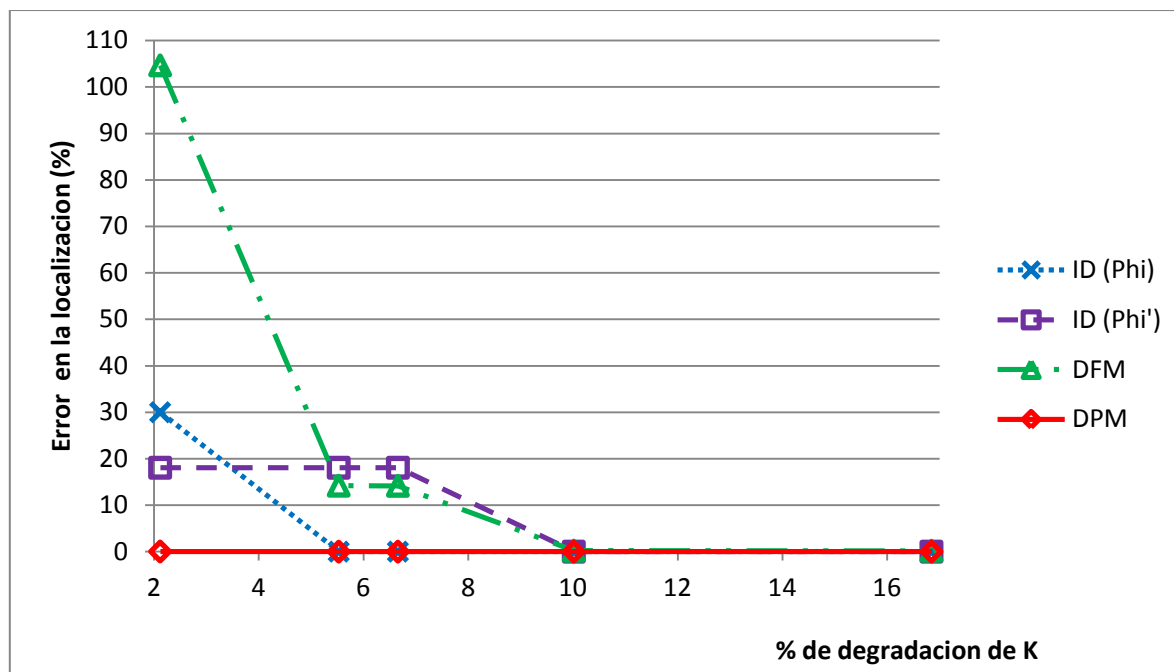


Figura 10. Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 360m.

En la Figura 11 y Figura 12 se muestran los errores relativos en localización con respecto al índice mayor de los casos CD6 al CD10 y del CD11 al CD15 respectivamente. Para el caso CD11 el DPM muestra un error alto debido a una normalización respecto al valor más alto, sin embargo es el menor de los otros métodos. De igual forma el ID (Φ') tiene un comportamiento similar, siendo el segundo en eficiencia para localización de daño en ambos gráficos.

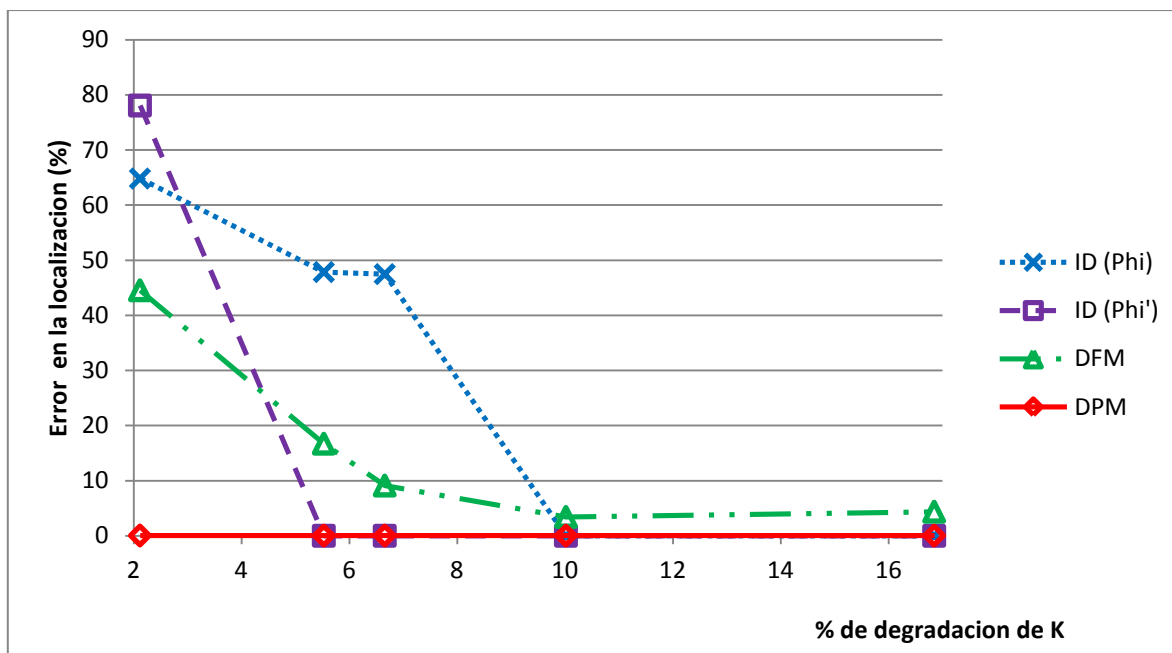


Figura 11. Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 1344m.

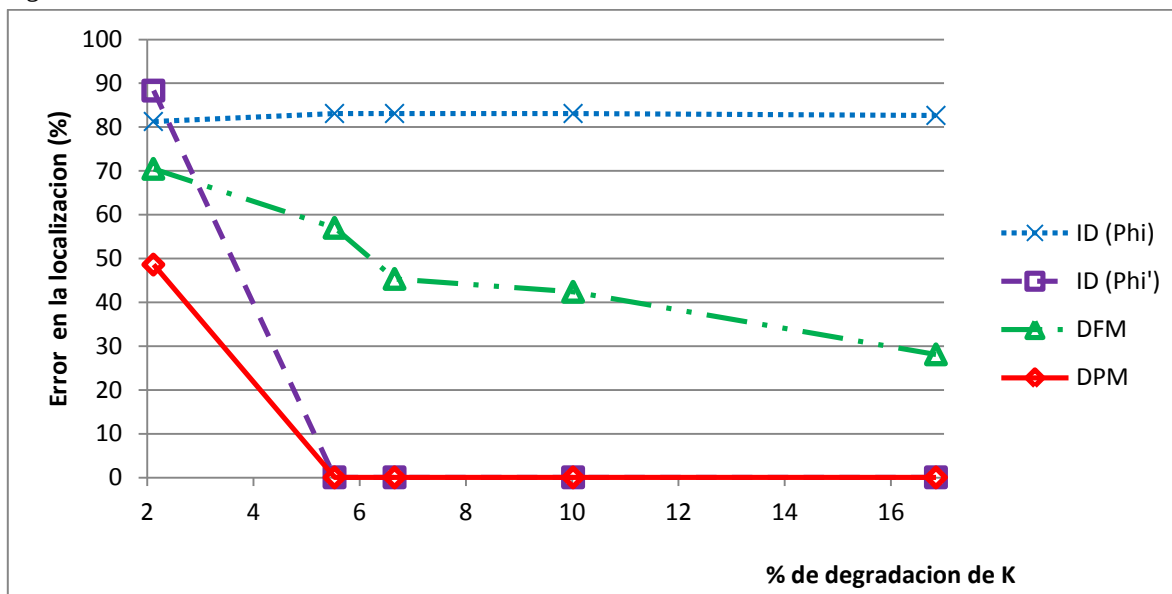


Figura 12. Errores relativos de los métodos utilizados, daño en 2525m.

En la Figura 13, Figura 14 y Figura 15, se muestran los promedios de los errores relativos en la localización de los daños, en este caso son dos daños simultáneos, en donde se consideraron los dos índices de mayor magnitud.

En la Figura 13 se observa que el método DPM es preciso en la detección de un daño localizado en la parte inferior y un segundo daño en la parte superior del riser, los otros métodos presentan un error relativo de 40 al 50%.

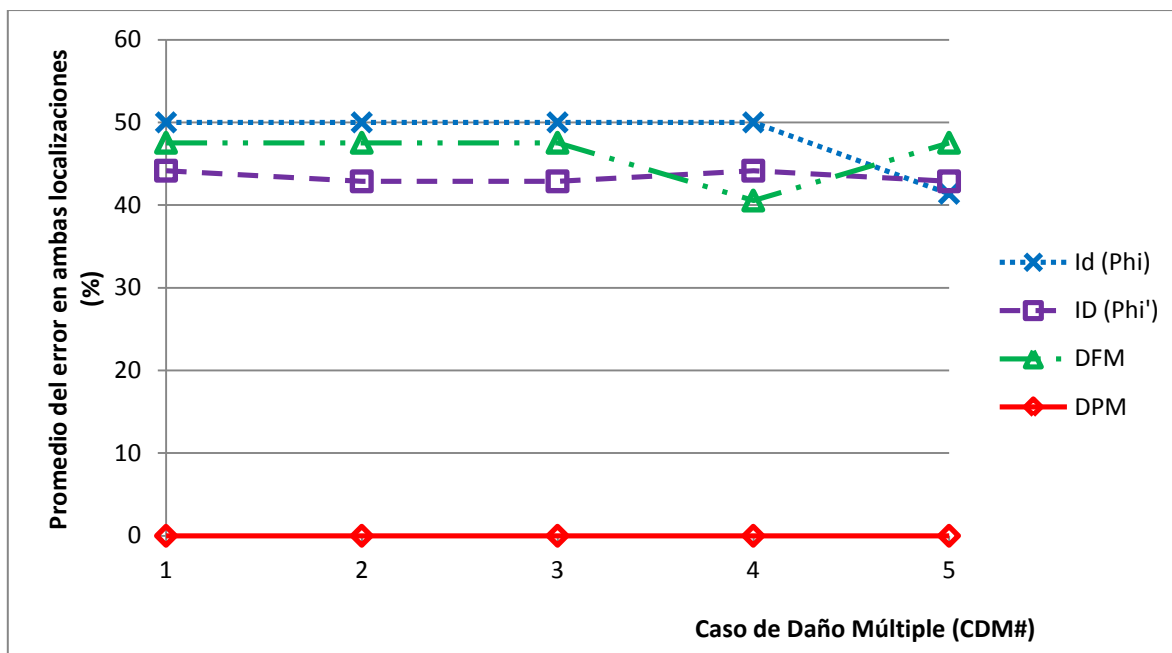


Figura 13. Errores relativos, daño múltiple inferior y superior del SCR.

En la Figura 14 el método DPM es preciso en la detección de un daño localizado en la parte inferior y un segundo daño en la parte media del *riser*, los otros métodos presentan un error de 32 al 50%.

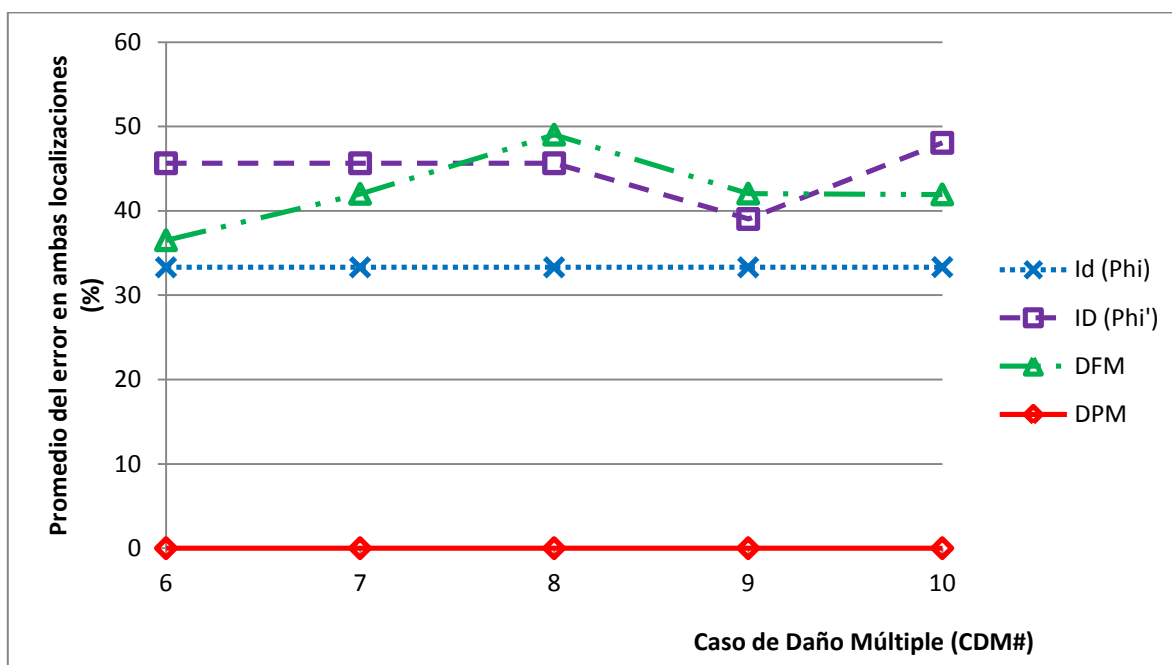


Figura 14. Errores relativos, daño múltiple inferior y medio del SCR.

En la Figura 15 el método ID (Φ') es el más preciso en la detección de un daño localizado en la parte media y un segundo daño en la parte superior del riser, los otros métodos presentan un error de 30 al 70%. Cabe mencionar que el método DPM presenta un error que varía de 33 a 58% esto se debe a que al aplicar el DPM la curva muestra un desfaseamiento en donde hay daño (ver figuras CDM11 al CDM15, en el apéndice de figuras de resultados). Esto se considera como un indicador.

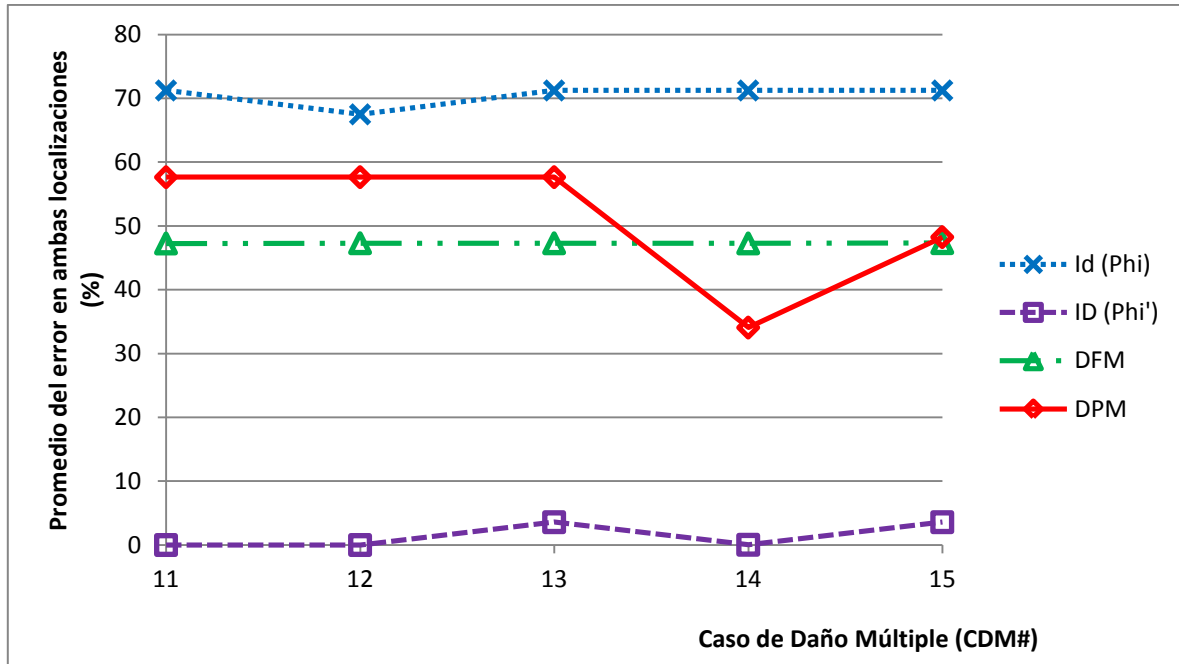


Figura 15. Errores relativos, daño múltiple medio y superior del SCR.

Los resultados de la aplicación del método de DPM son consistentes para los escenarios estudiados, así como para cualquier modo utilizado. Esto se atribuye a un cambio de fase observado, probablemente debido a una disminución en la rigidez del elemento que contiene el daño (el elemento es más flexible que el elemento sin daño).

Lo anterior se observa en la Figura 16 en donde al graficar la pendiente modal (utilizando como ejemplo el primer modo) y hacer un acercamiento en elemento con reducción en la rigidez, ver Figura 17, se observa el cambio de fase. Por esa razón al hacer una diferencia de la pendiente de ambos estados, el cambio de fase ocurre en el elemento dañado.

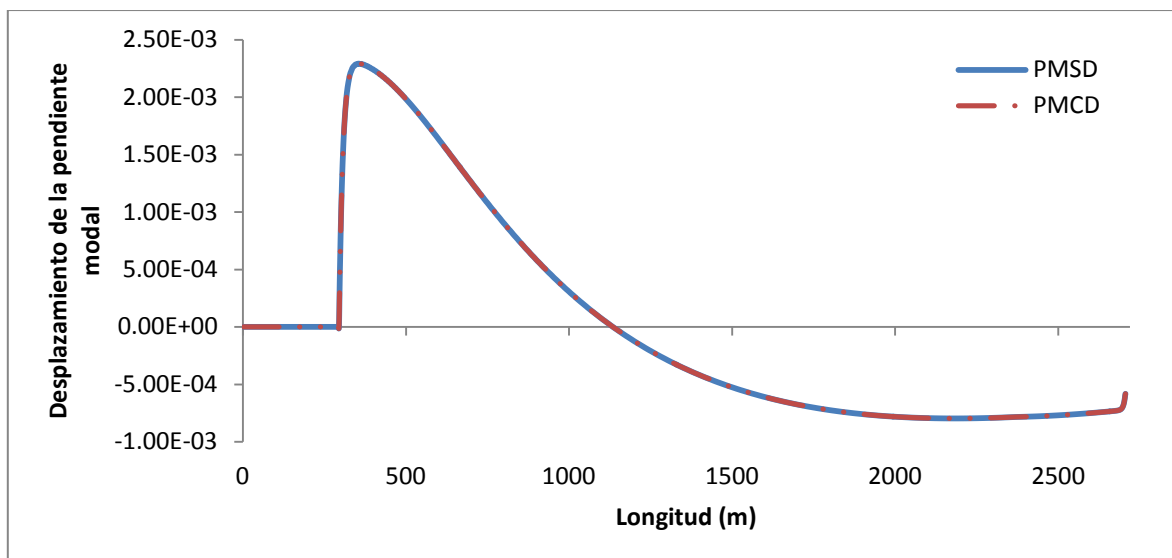


Figura 16. Pendiente modal del primer modo en el CD2, ambos estados.

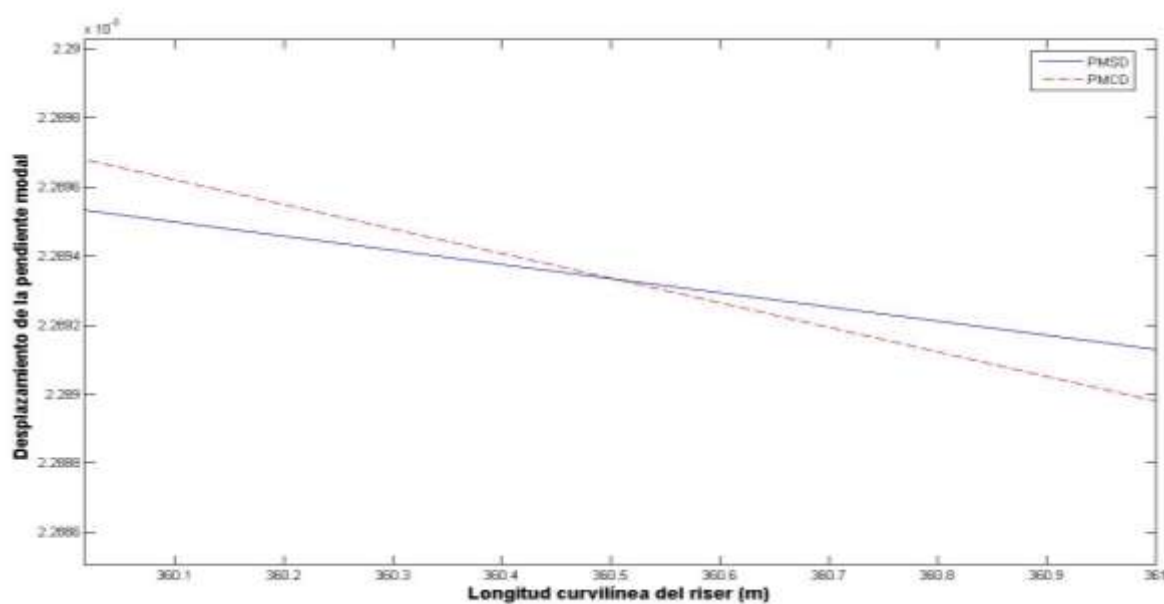


Figura 17. Pendiente modal para el primer modo en el CD2, sección dañada.

V.3 Aplicación de la metodología propuesta

La aplicación de la metodología propuesta se hizo en el SCR 1800 de donde se obtuvieron quince registros de aceleraciones en las coordenadas verticales indicadas con los círculos negros en la Figura 18 más adelante. Los círculos vacíos indicados en la figura corresponden a los dos daños simulados en el *riser*, también para dichas localizaciones se obtuvieron las aceleraciones.

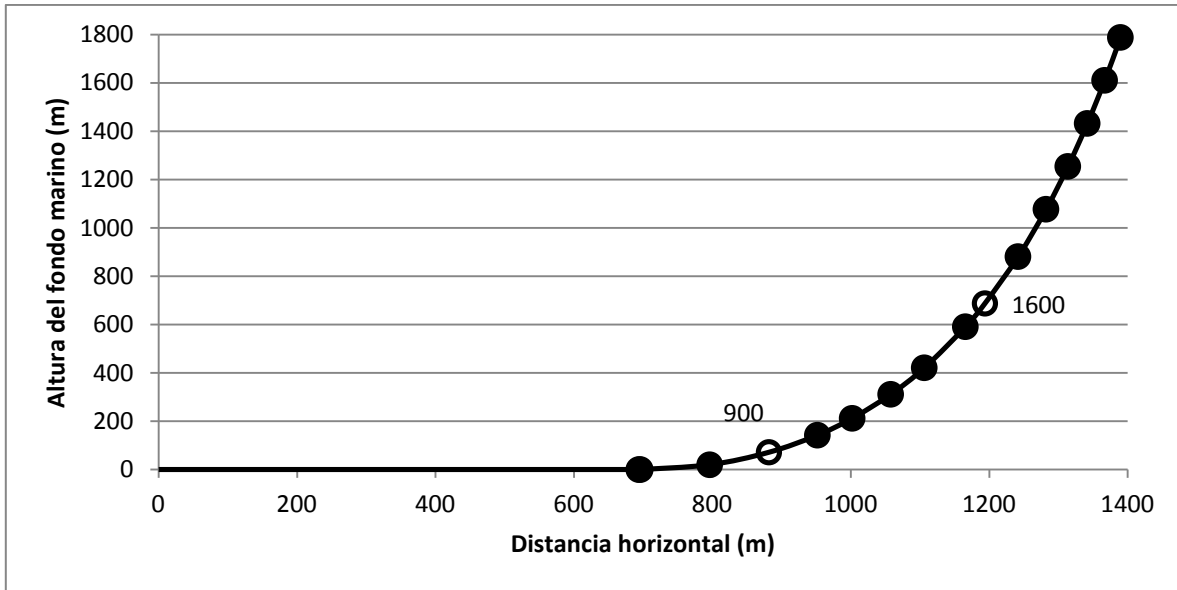


Figura 18. Posición de sensores para SCR 1800.

V.3.1 Daño en 900m

En este caso se indujo un cambio de rigidez a flexión del 15% en el elemento 900 el cual corresponde a 900m de la longitud curvilínea del *riser* a partir del suelo marino; para el análisis de la metodología con algoritmos creados en Matlab 7.0 se utilizaron catorce aceleraciones, del estado sin daño y con daño, debido a que se eliminó la que correspondía a la aceleración del elemento dañado para tener información limitada. En la Figura 19 se muestran las aceleraciones con y sin daño del *riser* medidas a 1800m.

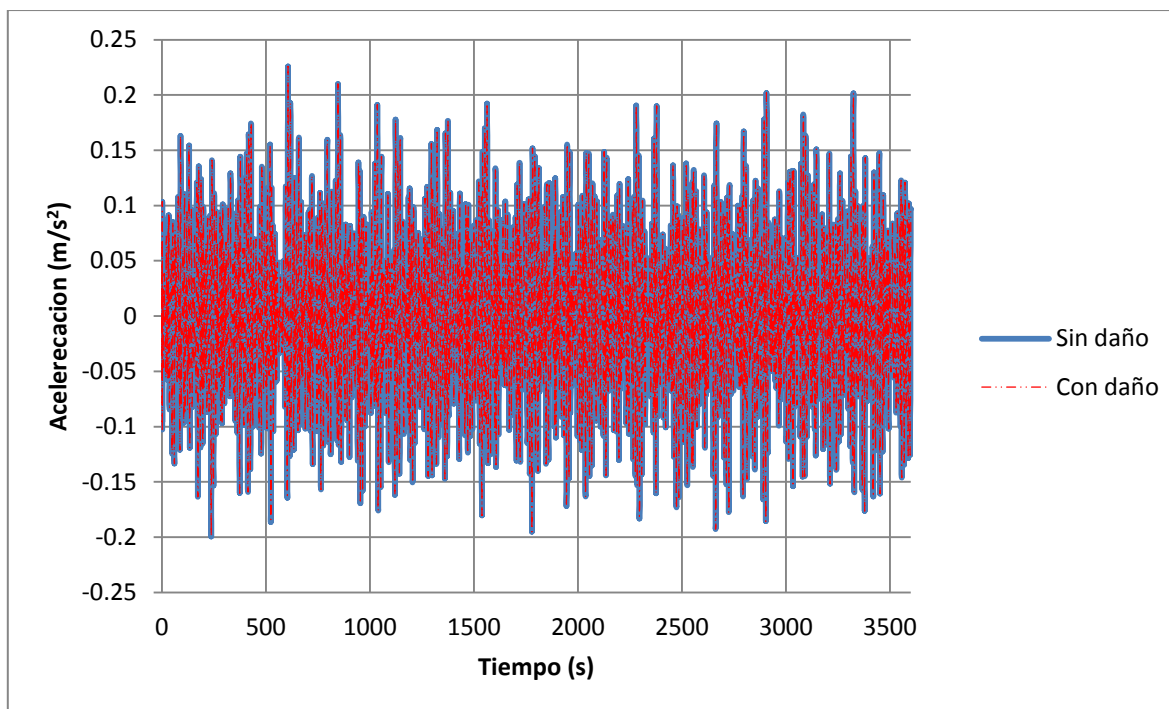


Figura 19. Aceleración numérica a 1800m.

Se aplicó el método de Descomposición en el Dominio de la Frecuencia (DDF) y se obtuvieron gráficos de Densidad de Potencia Espectral (*Power Spectral Density*, *PSD*) para obtener los parámetros modales del sistema sin y con daño; como se muestra en la Figura 20. Las líneas punteadas verticales muestran los periodos teóricos obtenidos con el programa Flexcom. Las espigas cercanas a estas líneas se consideraron como las correspondientes a las frecuencias del sistema. Es importante destacar en esta figura que no hay una variación significativa entre el estado sin daño y con daño.

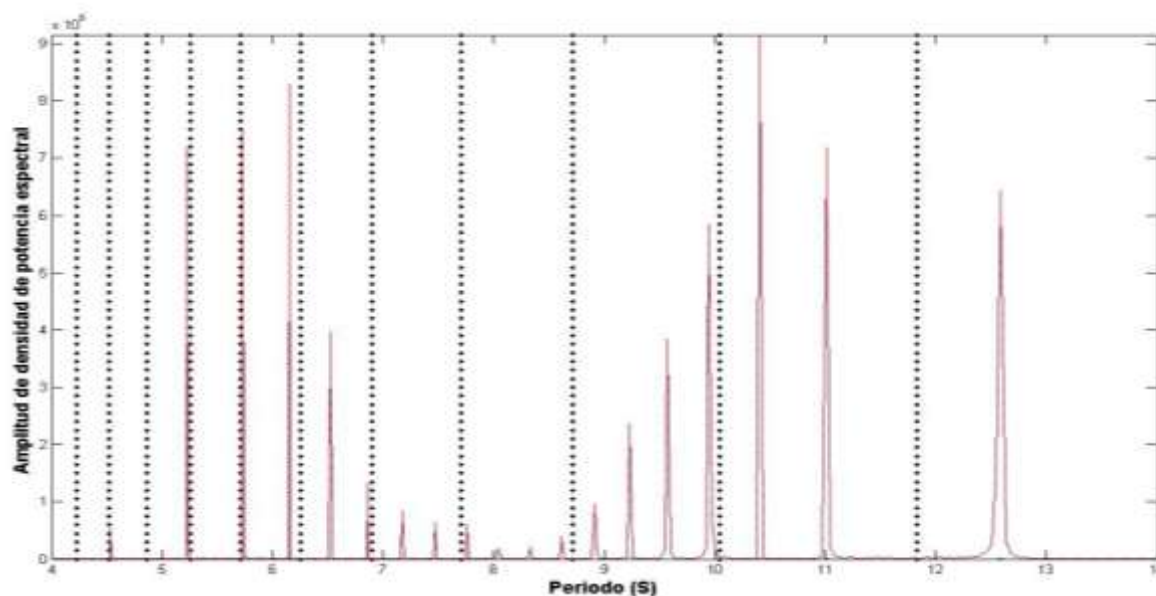


Figura 20. PSD en relación a sus periodos, ambos estados.

Una vez determinados los desplazamientos modales se aplicó una interpolación cubica. De esta manera, en la Figura 21 se presentan los ocho modos normalizados con respecto al desplazamiento modal máximo por modo. De igual forma, no es apreciable una diferencia entre modos con y sin daño.

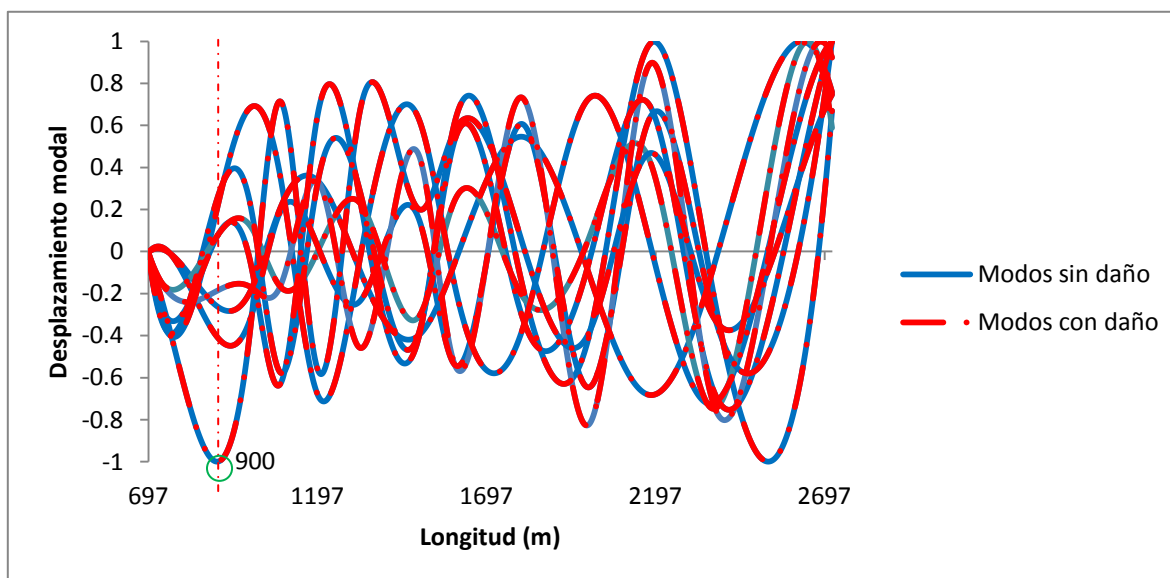


Figura 21. Ocho modos de ambos estados

Como se observa en la figura anterior, hay un modo que tiene el desplazamiento máximo en la longitud de 900m (círculo y línea punteada), este modo corresponde a un periodo de 4.52s.

La Figura 22 más adelante, presenta la Diferencia de las Formas Modales (DFM), con la finalidad de observar este modo en esa localidad. En esta figura, se muestra un pico (círculo) en 781m con 13.22% de error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada), además de ser el tercer pico con mayor magnitud en la diferencia.

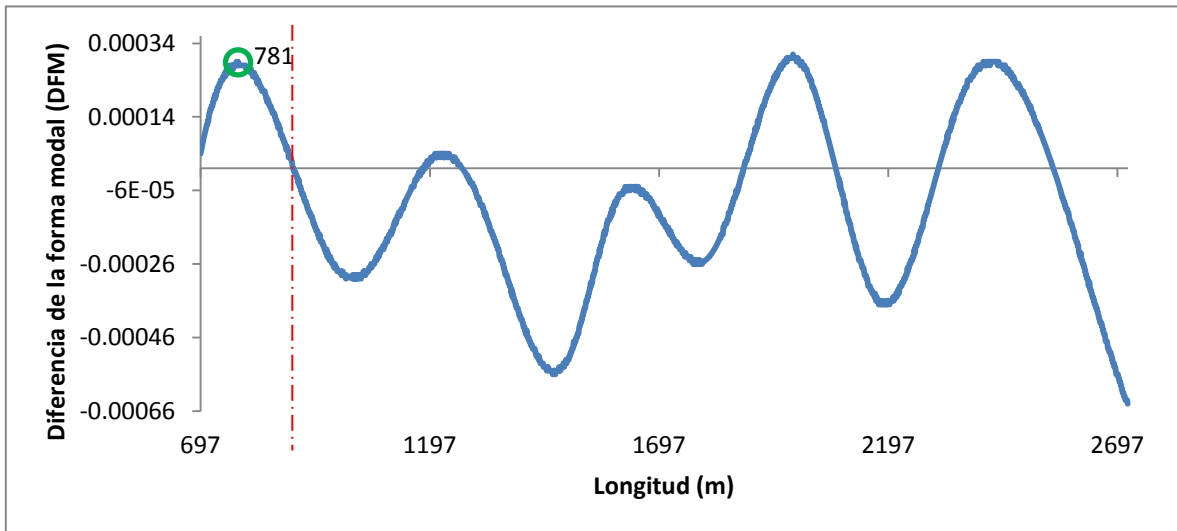


Figura 22. DFM para modo con 4.52s de periodo.

De igual forma los otros modos se analizaron aplicando el DFM y el método de Diferencia de Pendiente Modal (DPM), sin observar picos que correspondieran a la zona con daño, excepto para el modo con un periodo de 7.70s. En la Figura 23 se muestra la DFM, con el un pico de mayor magnitud a 963m (círculo), es decir, un error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada) inducido de 7%; y en la Figura 24 se presenta el DPM para el mismo modo, donde se observa que el pico más alto a 857m con un 4.7 % de error relativo respecto a la localización. El segundo pico en ambos gráficos se considera indicador falso debido posiblemente a la excitación del sistema.

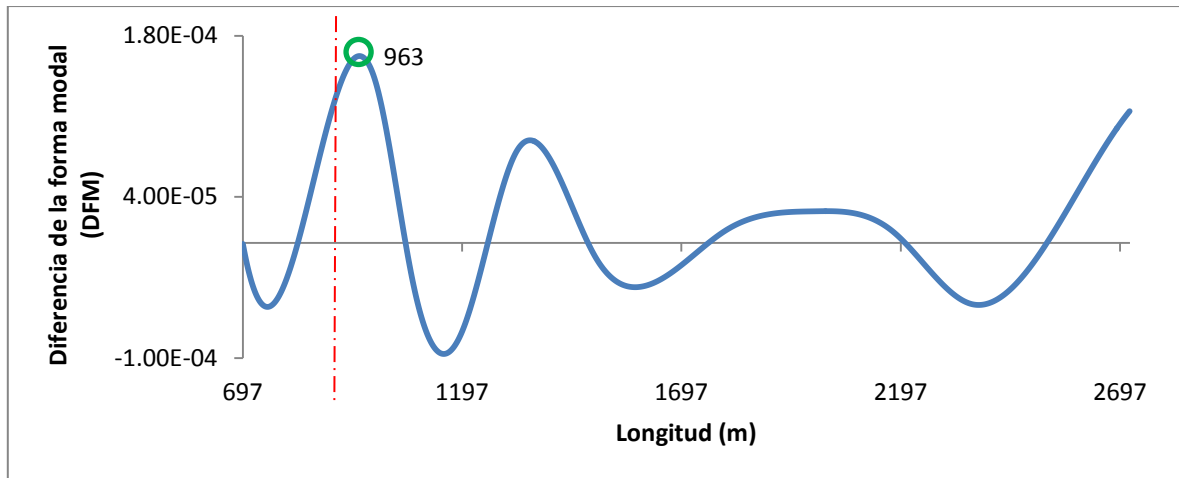


Figura 23. DFM para modo con periodo de 7.70s

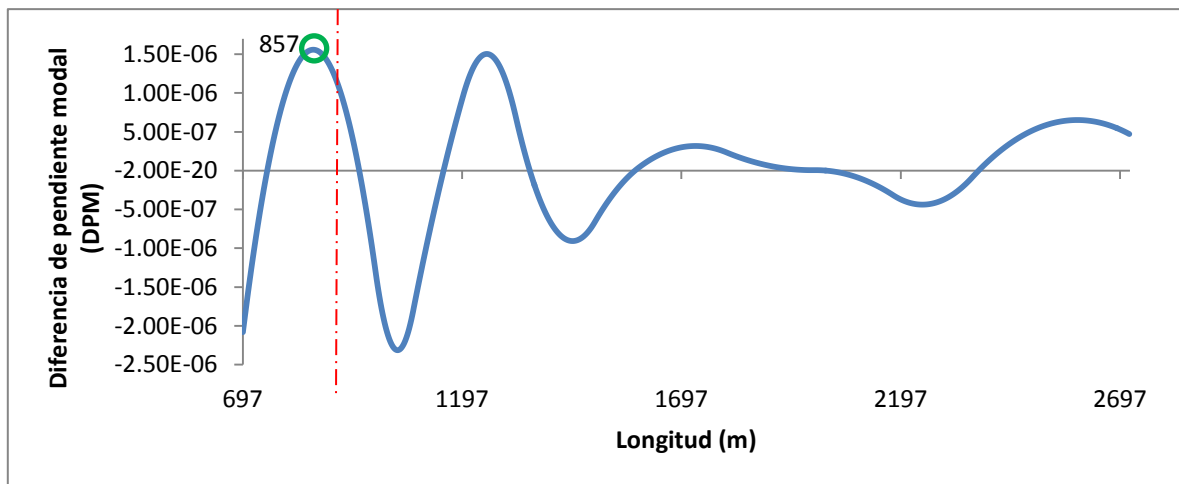


Figura 24. DPM para modo con periodo de 7.70s

También se utilizó para el mismo modo de 7.70s de periodo el Método de Índice de Daño (ID) como se muestra en la Figura 25, donde el indicador más alto está en 1198 (círculo) con un 25.12% de error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada); además de no mostrar un pico cercano donde se localiza el daño simulado.

La Figura 26, presenta la severidad del daño (α , de acuerdo a Stubbs), mostrando el pico más alto que se observa a 856m (círculo), es decir, 4.8% de error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada). Por lo que puede considerarse la severidad como un indicador en la localización del daño.

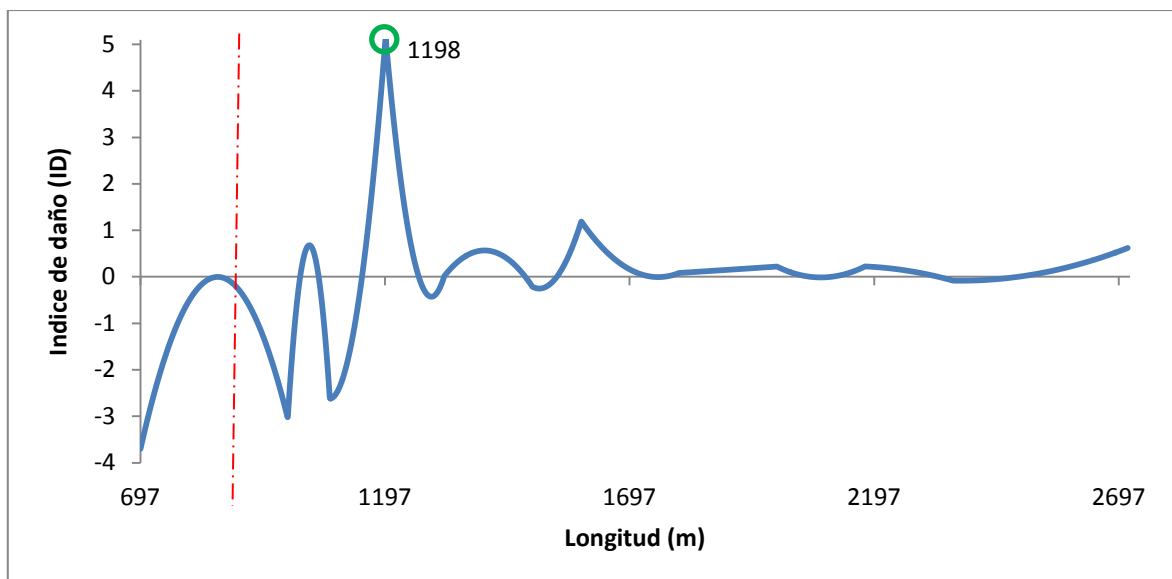


Figura 25. ID para modo con periodo de 7.70s.

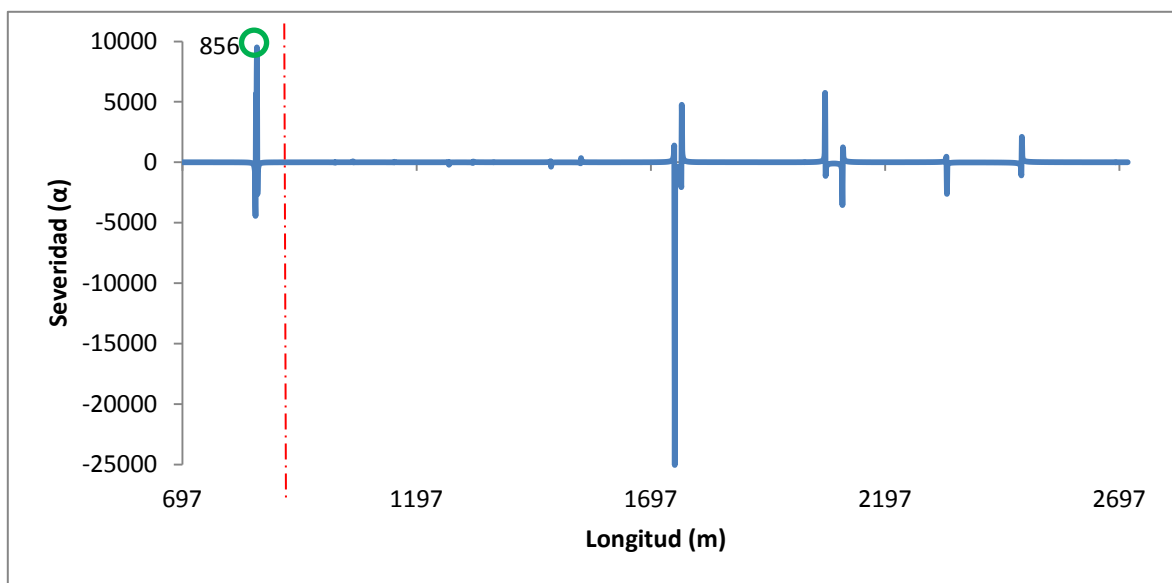


Figura 26. Indicador en la severidad para el modo con periodo de 7.70s.

En este estudio, se observó que el desplazamiento modal máximo no se puede asociar a que corresponda a un daño con degradación de rigidez. Así también, que el DPM tiene menor error relativo respecto a la localización, aunque dependerá del modo que tenga mayor participación en el daño. Por otro lado el ID no es un método confiable para la detección de daño en estos sistemas estructurales teniendo información limitada.

V.3.2 Daño en 1600m

En este caso se simuló una degradación de rigidez a flexión del 10% en el elemento 1600 que corresponde a 1600m de la longitud curvilínea del *riser* a partir del suelo marino. Se utilizaron catorce aceleraciones, para el estado sin daño y con daño, en este caso no se tomó en cuenta la aceleración del sensor correspondiente al elemento dañado. Se aplicó la metodología propuesta.

En la Figura 27 se muestra la DFM para un modo con periodo de 7.74s, el pico máximo en 1611m (círculo), con error relativo pequeño igual a 0.68% respecto a la localización del daño (línea punteada). También al aplicar la DPM, como se muestra en la Figura 28 más adelante, el pico máximo en 1448m (círculo) con un error relativo igual a 9.5% (línea punteada).

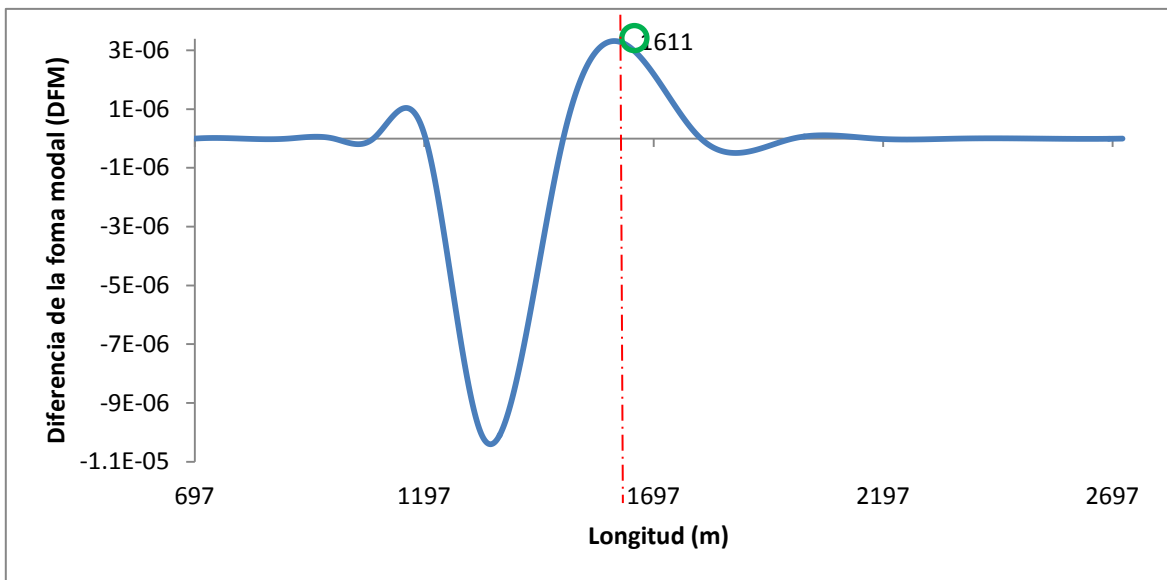


Figura 27. DFM para el modo con periodo de 7.74s con daño en 1600m

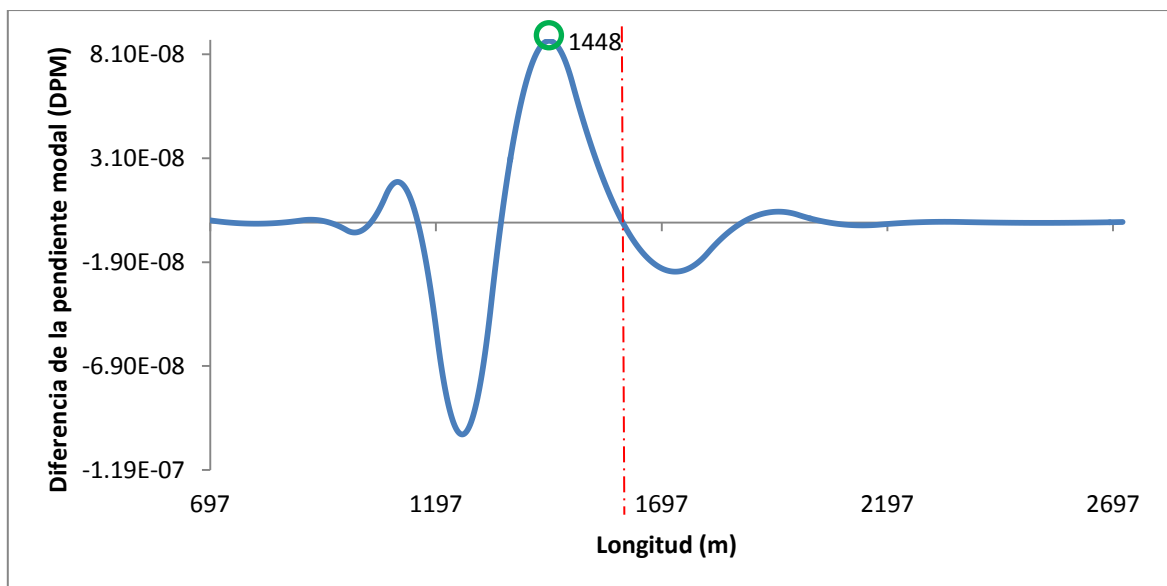


Figura 28. DPM para el modo con periodo de 7.74s con daño en 1600m

Con la finalidad de estudiar modos de orden superior, se analizó el modo asociado a un periodo de 5.70s. En la Figura 29 se muestra la DFM en donde se observa que la segunda espiga positiva es la que se aproxima a la localidad del daño en 1621m (círculo) con un error relativo de 1.31% referente al daño (línea punteada). Asimismo, en la Figura 30 presenta la grafica de la DPM con el primer pico a 1451m (círculo) con 9.3% de error relativo respecto a la localidad de daño teórica (línea punteada).

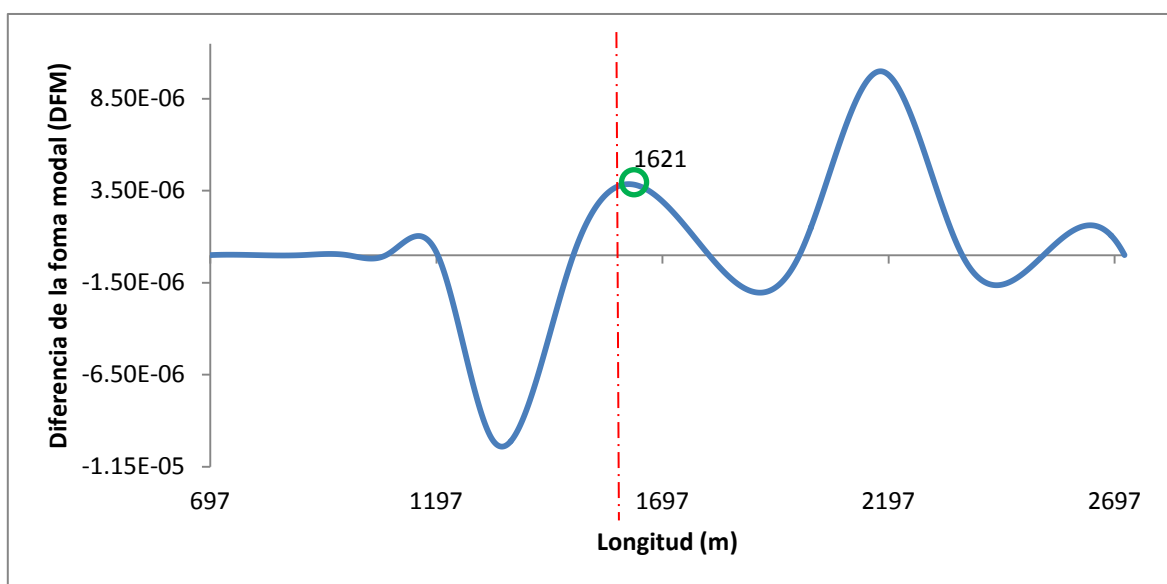


Figura 29. DFM para el modo con periodo de 5.7s.

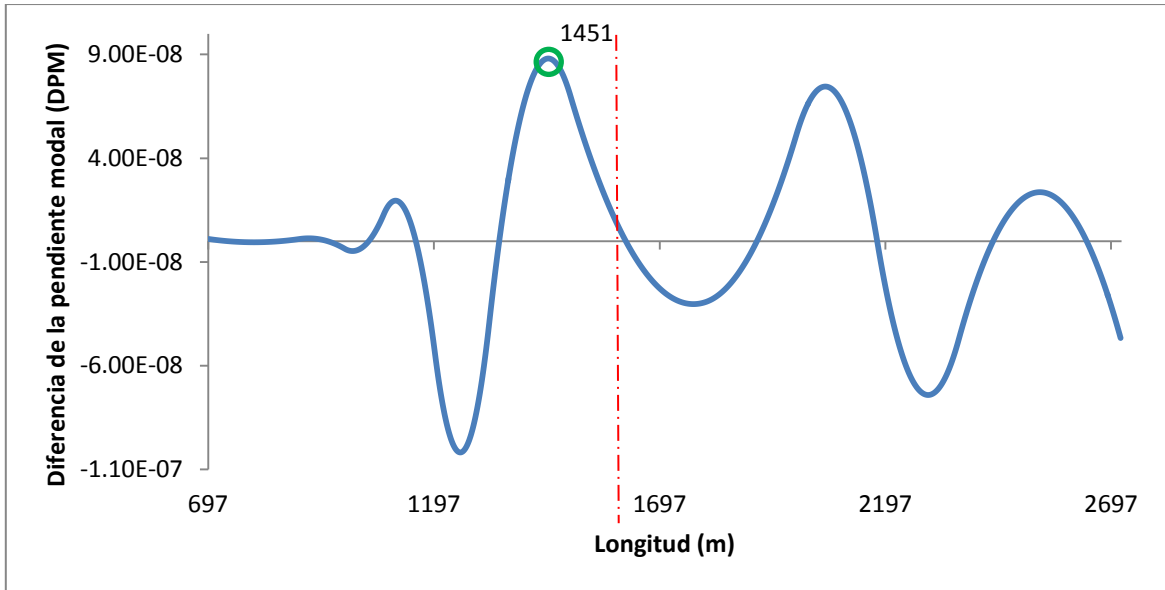


Figura 30. DPM para el modo con periodo de 5.7s.

En la Figura 31 se muestra el ID según stubbs para el modo de 5.7s, con el pico máximo a 1318m (círculo) con 17.62% de error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada).

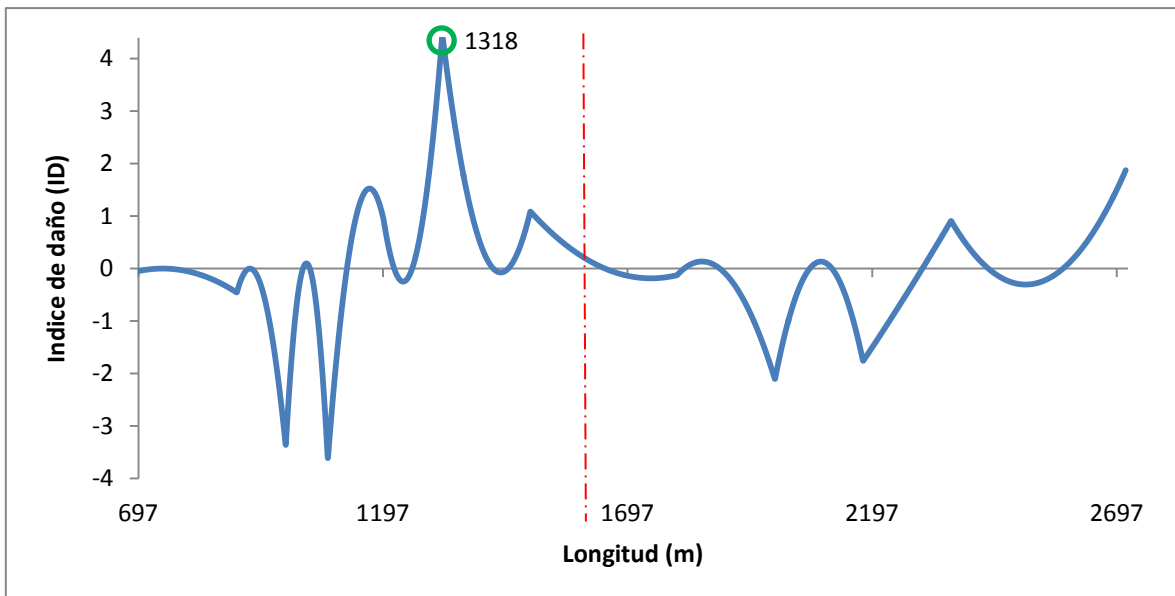


Figura 31. ID para el modo de 5.7s de periodo.

En este caso, la DFM muestra mejor resultado en la localización de daño que el DPM, debido posiblemente al porcentaje de daño inducido, sin embargo el porcentaje del DPM se conserva dentro del rango ingenierilmente aceptable. El ID muestra poca fiabilidad debido a su porcentaje de error relativo, el cual es mayor que al 10%.

V.3.3 Daño en 360m, SCR 2000

Utilizando el modelo denominado SCR 2000 se obtuvieron 15 registros de aceleraciones con localizaciones indicadas en la Figura 32. En este caso se simuló un daño del 16.85% de degradación de rigidez en el elemento que corresponde a una longitud curvilínea del riser de 360m (círculo blanco) a partir de la conexión en el fondo marino.

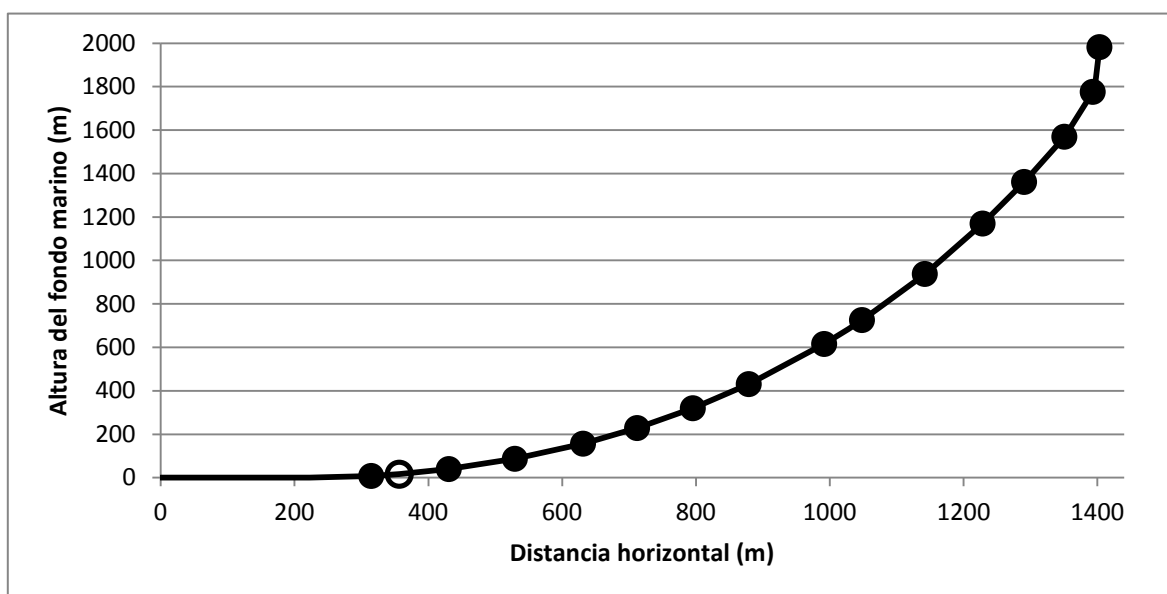


Figura 32. Ubicación de aceleraciones para el SCR 2000

Al aplicar la metodología propuesta antes mencionada, se consideraron los primeros ocho picos identificados en el espectro (PSD) mostrado en la Figura 33. En la figura, la línea punteada en el espectro representa el estado con daño y con línea continua el estado sin daño. Asimismo las líneas con puntos verticales muestran los valores teóricos de los periodos de los modos obtenidos a través de un análisis modal en el mismo programa FLEXCOM.

En este caso si hay una variación visualmente notable entre ambos estados, tanto en las amplitudes así como en periodos.

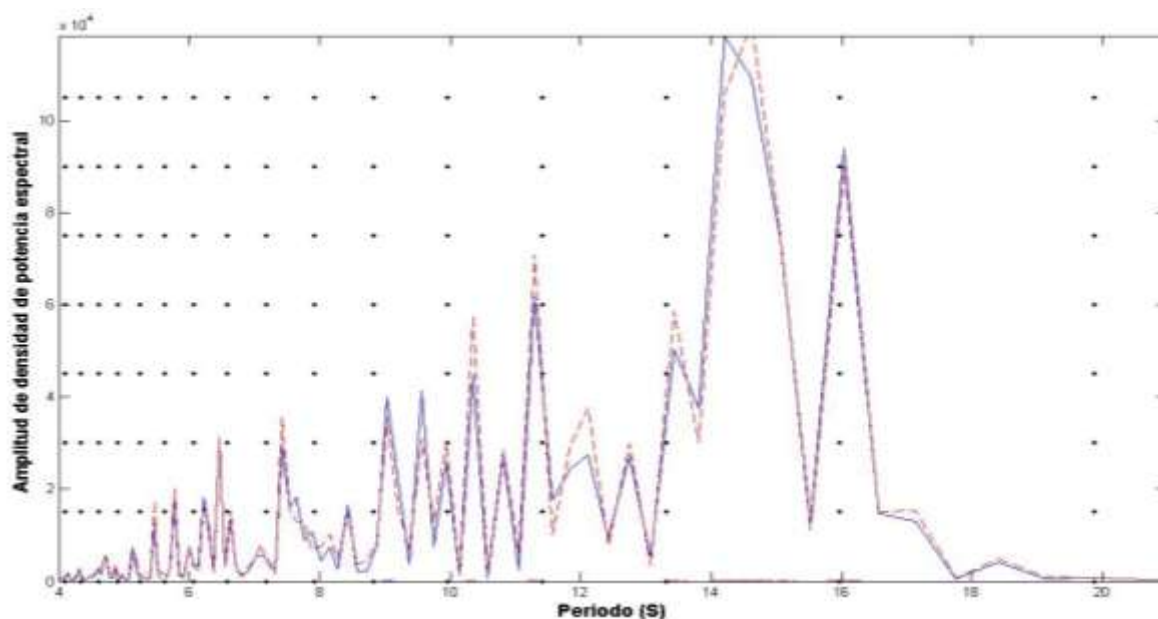


Figura 33. PSD para el SCR 2000 con daño de 16.86% en 360m.

Al ser analizados los modos obtenidos, se observó que para el modo que corresponde a un periodo de 9.94s el grafico correspondiente a la DFM mostrada en la Figura 34, el primer pico se localiza en 325m (círculo), con un 9.7% de error relativo respecto a la localización del daño (línea punteada). La Figura 35 presenta el DPM en el mismo modo; donde el tercer pico es el que tiene una localización a 356m (círculo) lo que indica un error relativo del 1.11%.

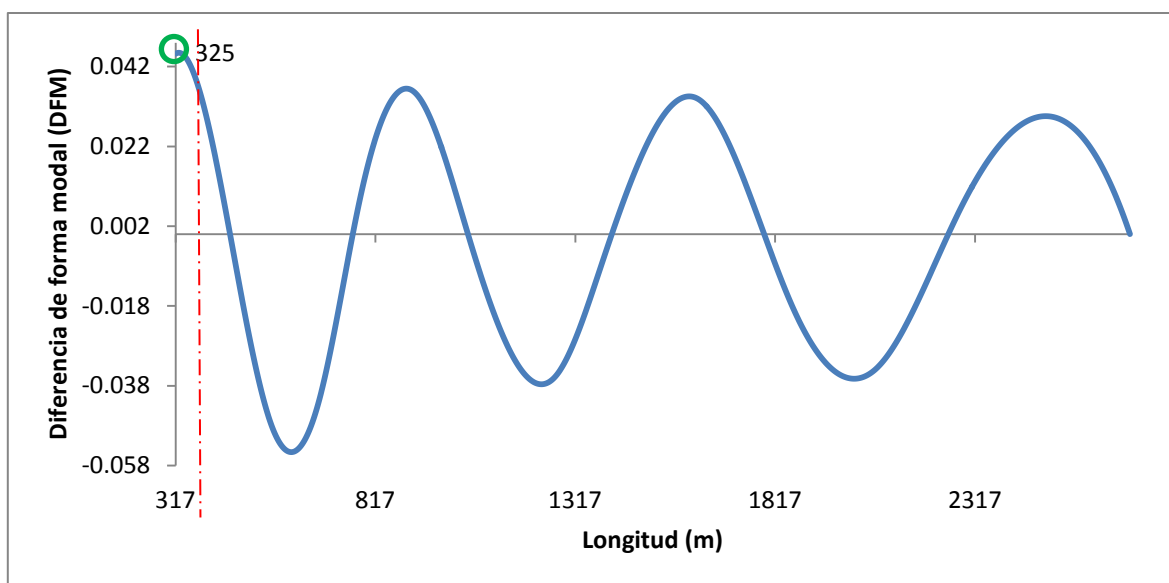


Figura 34. DFM para el modo con periodo de 9.94s.

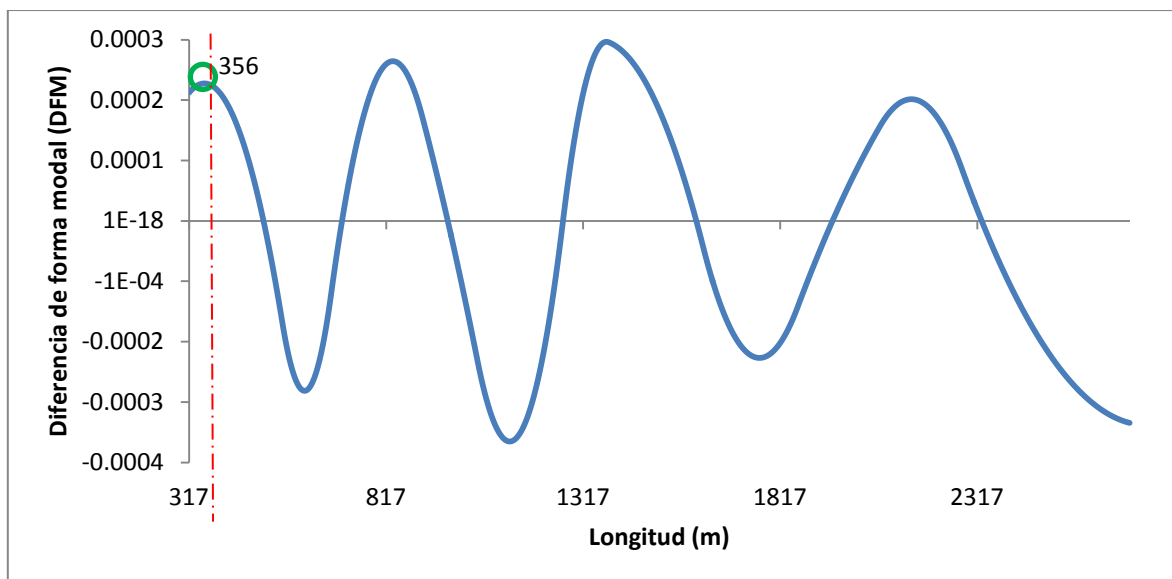


Figura 35. DPM para el modo con periodo de 9.94s.

El DPM muestra menor error relativo que la DFM, teniendo en consideración que el porcentaje de daño es cercano a la falla. Sin embargo ambos están dentro del 10%, rango aceptable ingenierilmente. Respecto al ID de stubbs no se observaron indicadores principales que estuvieran relacionados a la localidad del daño simulado.

CONCLUSIONES

En este trabajo se propone una metodología de detección de daño no destructiva para determinar degradación de rigidez por fatiga en soldadura de *risers* rígidos en catenaria en aguas profundas.

Se aplicó la metodología propuesta a un modelo numérico. Se concluye para este modelo que la detección de daño a partir de parámetros modales numéricos, la Diferencia de Pendiente Modal (DPM) con las consideraciones mostradas en el modelo, muestra ventaja respecto a los demás métodos analizados en la precisión de detección con errores relativos del 0% respecto a la localización del daño. Es por ello que puede ser considerado un método de detección de daño viable para este tipo de sistemas.

Al utilizar solo una pendiente modal de un estado sin daño y otro con daño (sin ser necesario que corresponda al primer modo) se observa otra ventaja para realizar la extracción de parámetros modales; debido a que en cualquier forma modal identificada, al aplicar el DPM se obtiene la localización del daño con porcentajes $\leq$ al 4%.

Al aplicar la ecuación de Stubbs con la primera derivada de la forma modal puede servir como complemento al DPM, ya que confirma la existencia de indicadores (picos máximos) y ayuda a realizar la eliminación de indicadores falsos de daño.

También se aplicó la metodología desde la medición dinámica a tres modelos, procesando las señales. Se concluye que la detección de daño con registro de aceleraciones numéricas, presentan resultados adecuados (error relativo $\leq$ al 10%) respecto a la localización del daño.

Con porcentajes de degradación en rigidez a flexión $\geq$ a 15%, el método de Diferencia de Forma Modal (DFM) obtiene error relativo entre el 7 y 10% respecto a la localización de daño; y con el DPM se obtienen errores relativos menor del 5%.

Con porcentajes de degradación en rigidez igual a 10%, el DFM muestra error relativo $\leq$ a 2% y por otro lado, el DPM tiene error relativo $>$ a 9% respecto a la localización del daño simulado.

El método de ID no es preciso con esta metodología, debido a que muestra error relativo respecto a la localización $> 10\%$, además requiere mas de un modo de contribución de daño.

El desplazamiento máximo de las formas modales obtenidas no indica eficazmente la localidad de un daño, debido a que lo que indica un daño es la variación de flexibilidad por una pérdida de rigidez a flexión.

También se debe de poner atención al menos a los tres primeros picos máximos (indicadores de daño) de ambos métodos, debido a que no siempre el primer indicador corresponde a la localización del daño.

Debido a que este trabajo se basa en información numérica los porcentajes de errores relativos no representa la exactitud de los métodos, sino la eficiencia en la identificación y localización de daño.

La presente metodología muestra resultados adecuados para la detección de daño en *risers* y puede ser aplicada a estudios futuros como parte del Monitoreo de Salud Estructural (MSE) en *risers*.

TRABAJOS A FUTURO

- Se recomienda obtener un mayor número de mediciones de aceleraciones, así como someter ambos modelos a las mismas condiciones de excitación.
- Identificar el modo o los modos con mayor contribución dinámica dependiendo el porcentaje de daño así como los periodos correspondientes.
- Aplicar técnicas de filtrado a las señales para eliminar las frecuencias asociadas a la excitación.
- Calcular la magnitud de daño (severidad) correspondientes a las ubicaciones dañadas con base en los datos obtenidos del DPM.
- Considerar además de la rigidez a la flexión, la rigidez axial y a torsión reducida por el daño por fatiga.
- Considerar estados de mar con periodo de retorno de 1 y 10 años para evaluar que la metodología propuesta funcione bajo condiciones de excitación normales de operación.
- Determinar la relación entre error en la detección de daño respecto a la severidad.
- Aplicar la metodología propuesta utilizando señales reales.

REFERENCIAS

- Allemang R.J., Brown D.L, 1982. Correlation coefficient for modal vector analysis. *Proceedings of the International Modal Analysis Conference & Exhibit*, pp. 110-116.
- Doebling, S. W., et al. (1996). "Damage Identification in Structures and Mechanical Systems Based on Changes in Their Vibration Characteristics: A Detailed Literature Review." Los Alamos National Laboratory Report, LA-13070-MS.
- F.J. Rivero, 2009. Postdoctoral report "Analysis and Dynamic Behavior of Steel Catenary Risers (SCR) used in deep water", IMP, México.
- Kim, J.-T., and N. Stubbs (1993), "Assessment of the Relative Impact of Model Uncertainty on the Accuracy of Global Nondestructive Damage Detection in Structures", report prepared for New Mexico State University.
- Loh, C. H., and Huang, C. C. (1999). "Damage Identification of Multi-Story Steel Frames Using Neural Networks." Second International Workshop on Structural Health Monitoring, Stanford University, Stanford, California, 390-399.
- Lozev, M.G.a , Smith, R.W.b , Grimmer, B.B.a (2005). "Evaluation of methods for detecting and monitoring of corrosion damage in risers". *Proceedings of the International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering - OMAE*, 2, pp. 363-374.
- MacMillan, B., Batel, M., Dascotte, E. y Verbeeck, B. (2004), "OMA testing by SLDV with FEM pre and post test analysis", 22nd International Modal Analysis Conference (IMAC XXII), Detroit, Michigan.
- Madsen-Velazco, Nicolas Andres (2004). "Análisis modal y predicción de daño numérico experimentales en un chasis Caterpillar 793C. Departamento de Ingeniería Mecánica, Chile. 15-16.
- Mares, C., and Surace, C. (1996). "An Application of Genetic Algorithms to Identify Damage in Elastic Structures." *Journal of Sound and Vibration*, 192, 195-214.
- Marine Computation Services Ltd., 2008, FLEXCOM, Galway Technology Park, Galway, Ireland.
- Pandey, A. K., and Biswas, M. (1991). "Damage Detection in Structures Using Changes in Flexibility." *Journal of Sound and Vibration*, 169(1), 3-17.
- Pandey, A.K., Biswas, M., and Samman, M.(1991). "Damage Detection from Changes in Curvature Mode Shapes." *Journal of Sound and Vibration*, 145(2), 321-332.
- Pandey, A.K., Biswas, M., and Samman, M.(1991). "Damage Detection from Changes in Curvature Mode Shapes." *Journal of Sound and Vibration*, 145(2), 321-332.
- PEMEX (2005). "Complejo Cantarell". Boletín No. 287.
- Prime, M. B., and Shevitz, D. W. (1996). "Linear and Nonlinear Methods for Detecting Cracks in Beams." *Proceedings of the 14th Int. Modal Analysis Conference*, Dearborn, Michigan, 2, 1437-1443.

- R. Brincker, L. Zhang, P. Andersen. 2000. Modal identification from ambient responses using frequency domain decomposition, *18th International Modal Analysis Conference, IMAC XVIII*, San Antonio, Texas.
- Riveros, C., Utsunomiya, T., Maeda, K., Itoh, K., (2007). "Vibration-based damage detection in flexible risers using time series analysis". *Structural Eng./ Earthquake Eng., JSCE*, Vol. 24, No.2, 62s-72s.
- Rodriguez, R., (2002). "Stiffness-mass ratios method for baseline determination and damage assessment of a benchmark structure". Thesis of master of science. Texas A&M University.
- Rodríguez-Sánchez J.E, Dover W.D, Brennan F.P. (2003). "Design of crack removal profiles based on shape development of surface defects". *OMAE* 2003-37198.
- Saint-Marcoux, J. (2004). Meeting the challenges of ultra deep water riser systems. In *INTSOK Pipeline and Riser Workshop*. 5, 6, 8.
- Scott, P. M. and Thorpe, T. W. A critical review of crack tip stress intensity factors for semielliptic cracks. *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol. 4, No. 4, pp. 291-309, 1981.
- Senga, H. & Koterayama, W. (2005). "An experimental and numerical study on vortex-induced vibrations of a hanging flexible riser with its top in irregular motion". *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 15(4), 274 – 281.
- Stubbs, N., Kim, J.-T., and Topole, K. (1992). "An Efficient and Robust Algorithm for Damage Localization in Offshore Platforms." *ASCE 10th Structures Congress*, San Antonio, Texas, 543-546.
- Stubbs, N., Kim, J.-T., and Topole, K. (1992). "An Efficient and Robust Algorithm for Damage Localization in Offshore Platforms." *ASCE 10th Structures Congress*, San Antonio, Texas, 543-546.
- W. D. Dover, X. Niu, A. Aghaakouchak, R. Kare and D. Topp, "Fatigue Crack Growth in X Joints and Multi-brace Nodes", *Fatigue of Offshore Structures*, Proceedings of a Conference held in London, UK, 19th-20th September, Editors W. D. Dover and G. Glinka, EMAS, 1988.
- Zhang, Z., and Aktan, A. E. (1995). "The Damage Indices for Constructed Facilities." *Proceedings of the 13th International Modal Analysis Conference (IMAC XIII)*, Nashville, Tennessee, 1520-1529.
- Zimmerman, D. C., and Kaouk, M. (1994). "Structural Damage Detection Using a Minimum Rank Update Theory." *Journal of Vibration and Acoustics*, 116(2), 221-231.

APENDICE I. FIGURAS DE RESULTADOS

Utilizando los primeros 10 modos, se aplico el método de Índice de Daño (ID) a partir de las pendientes y no de las formas modales como lo plantea directamente el método, cuyo resultado se muestra en la Figura 36 con un 0% de error en la localización y aplicando el método de Diferencias de Pendientes Modales, obtenemos un resultado mostrado en la Figura 37, obteniendo un error de 0% en la localización.

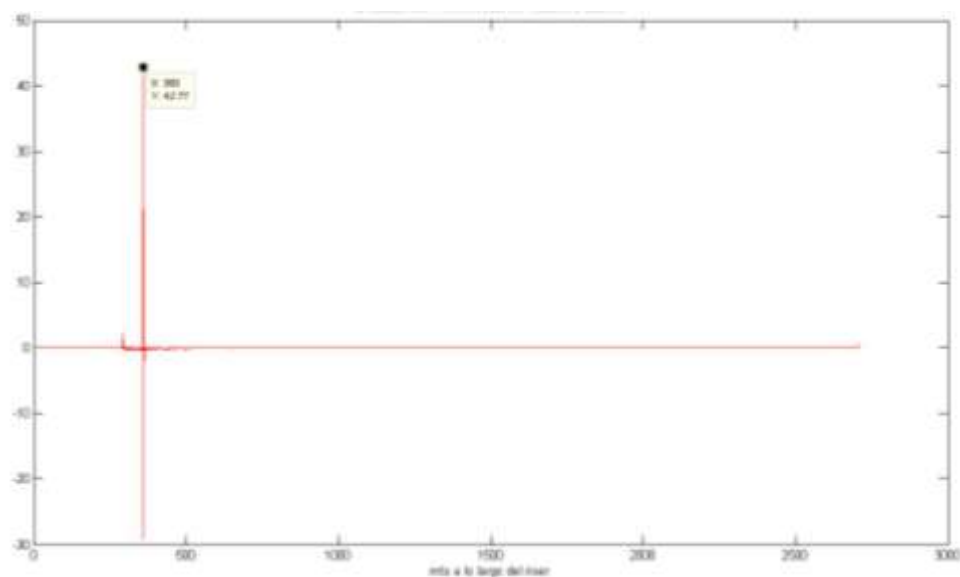


Figura 36. ID para daño de 16.85% simulado a 360m.

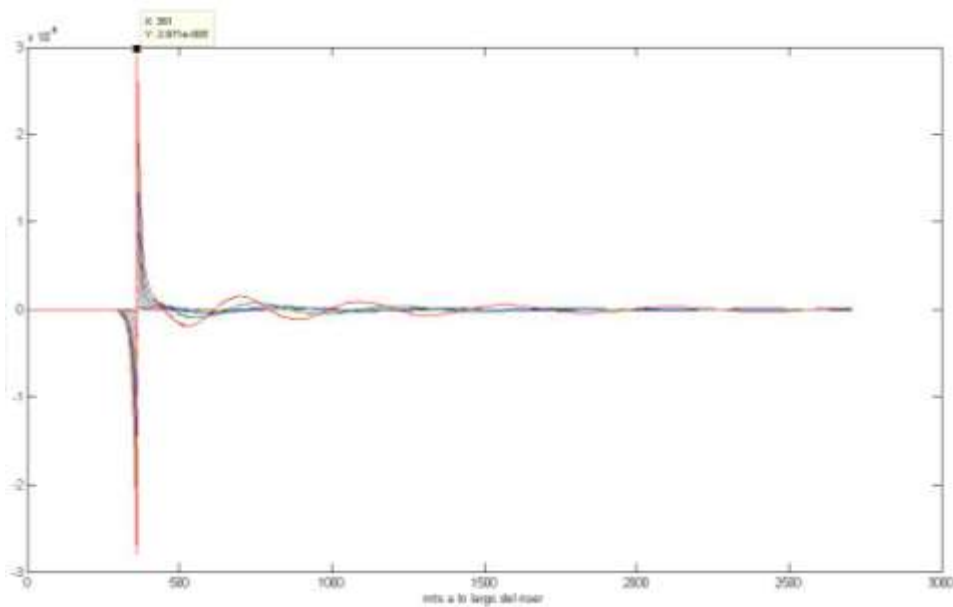


Figura 37. DPM para daño de 16.85% simulado a 360m.

De la Figura 38 a la Figura 49 se muestran los resultados, para los casos de un solo daño según la Tabla 7, aplicando el método DPM del lado izquierdo y del lado derecho la utilización de la metodología del método de ID a partir también de las pendientes y no de las formas modales como lo plantea directamente el método.

Como se observa en la Figura 40 y Figura 41 en el gráfico correspondiente al ID se tienen dos indicadores positivos siendo mayor el indicador falso en 295m, correspondiente a la zona de contacto con el fondo marino, sin embargo para el DPM este indicador no existe y el único es en la localización exacta del daño a 360m.

En la Figura 42 para el ID se tiene un indicador falso, mas no es relevante ya que el método solo se consideran los positivos y este es de valor negativo; y en DPM este no existe solo el preciso. Para la Figura 43, Figura 44 y Figura 45 se observa un indicador de valor negativo, además de dos indicadores positivos siendo el mayor el de localización en 1344m, por lo que para este caso es aceptable, y en comparación con DPM solo se observa un indicador con error de localización del 0.0%.

En la Figura 46 y Figura 47 el ID reporta un índice de valor negativo y uno positivo siendo este último el que se considera aceptable; así mismo para la Figura 48 y Figura 49 se observan dos indicadores significantes pero ambos son positivos siendo el mayor cercano a la localización del daño. Para estos últimos cuatro figuras la localización es aceptable ya que se detecta a 2526m, es decir un error del 0.04%. Sin embargo para DPM el error sigue siendo de 0.0%.

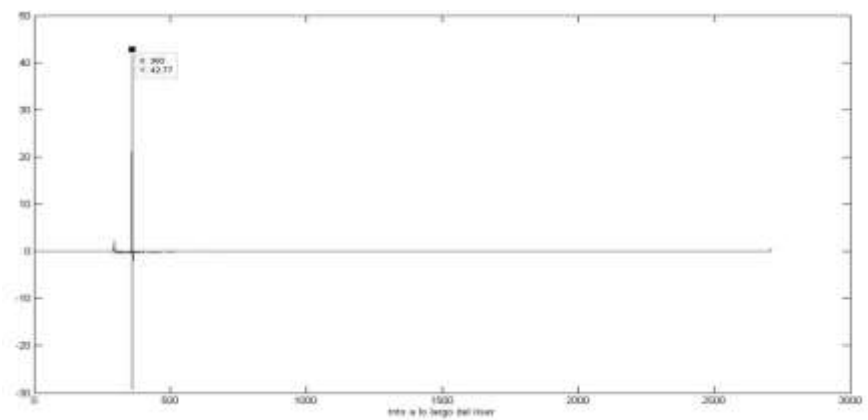
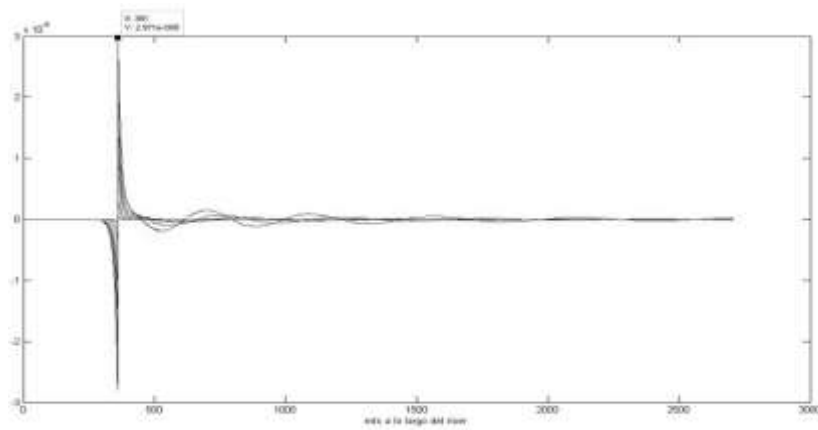


Figura 38. CD1.

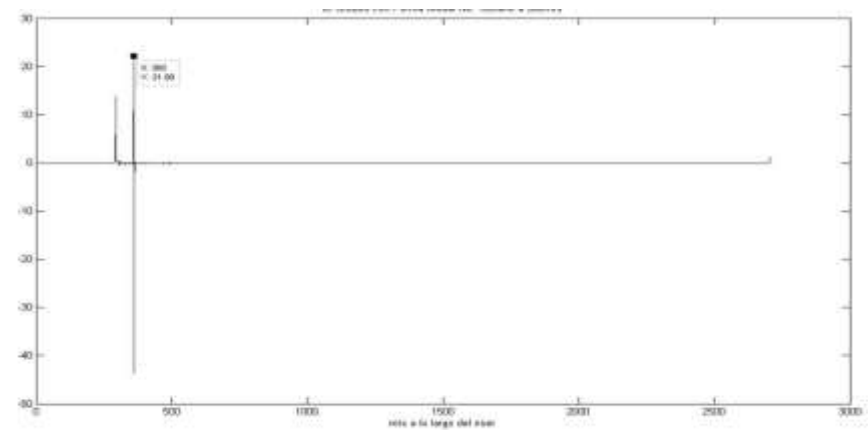
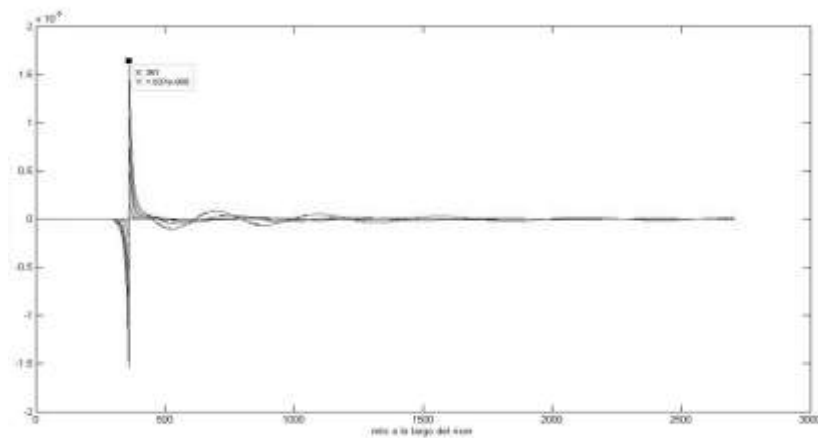


Figura 39. CD2.

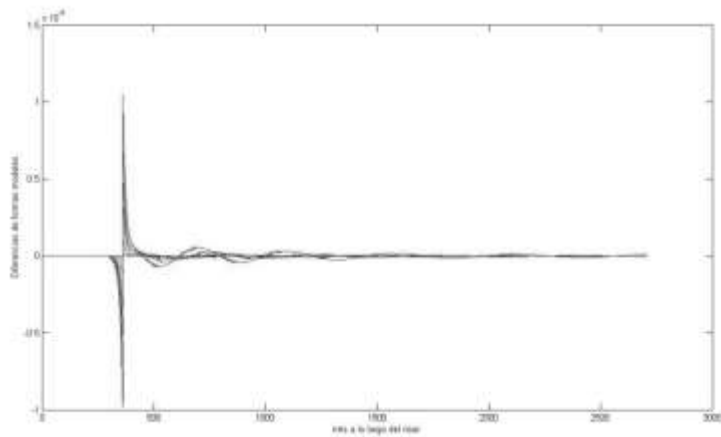


Figura 40. CD3.

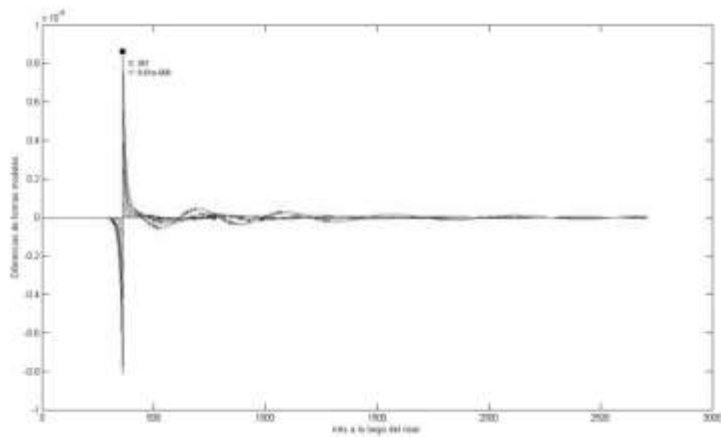
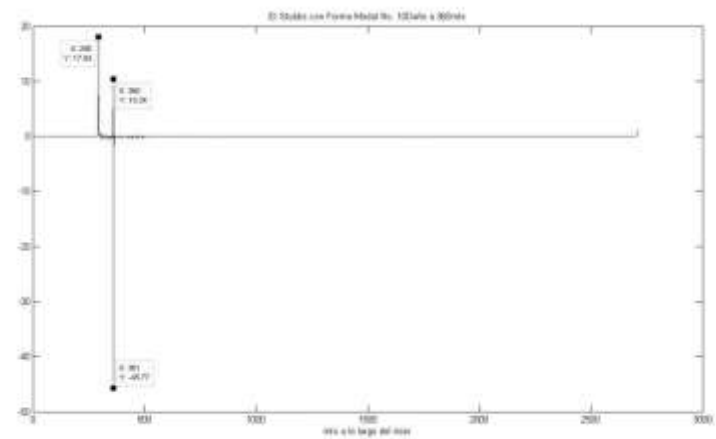
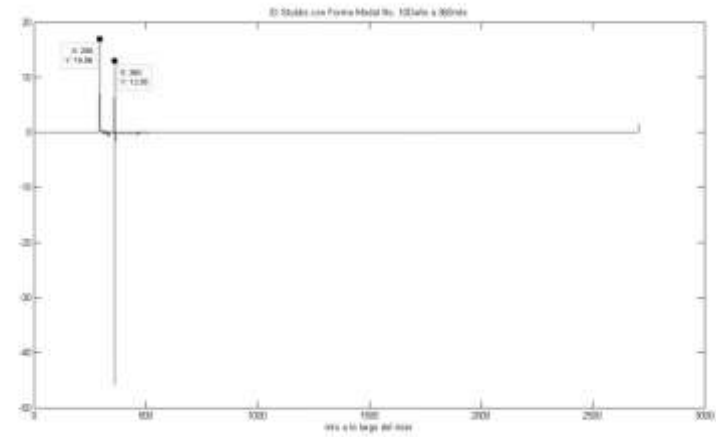


Figura 41. CD4.



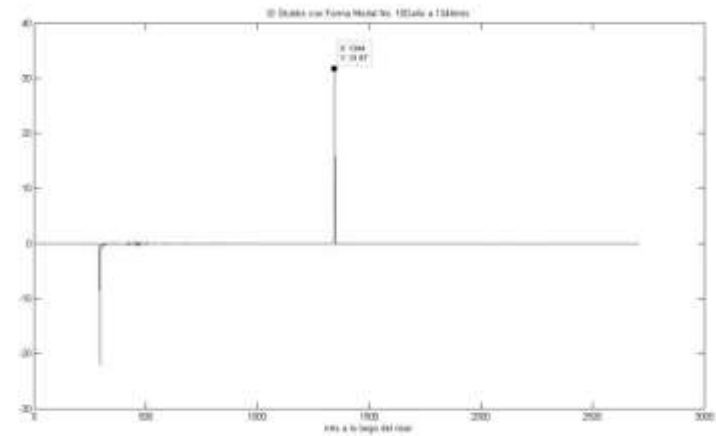
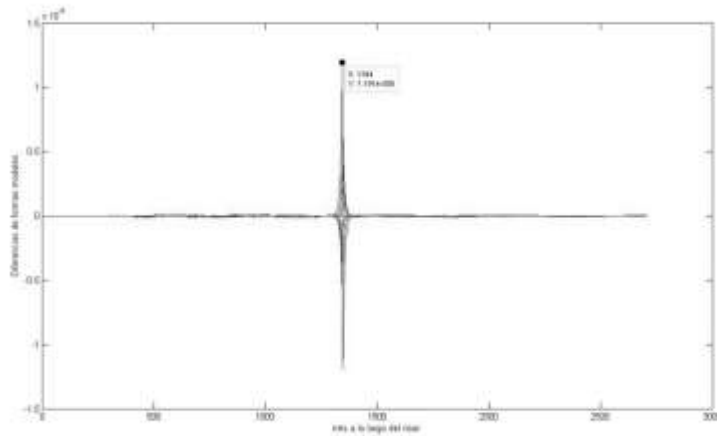


Figura 42. CD6.

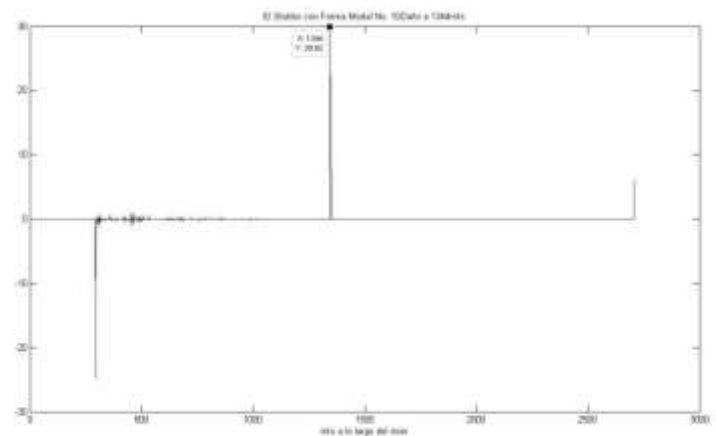
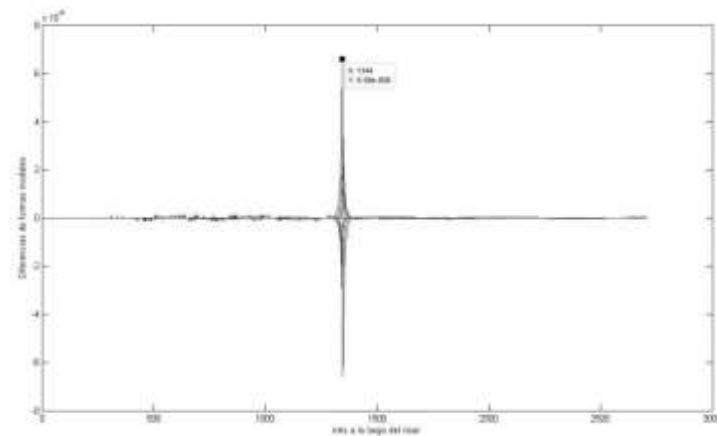


Figura 43. CD7.

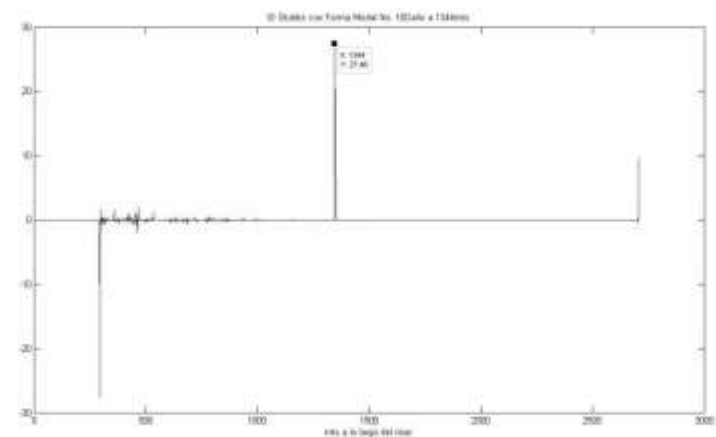
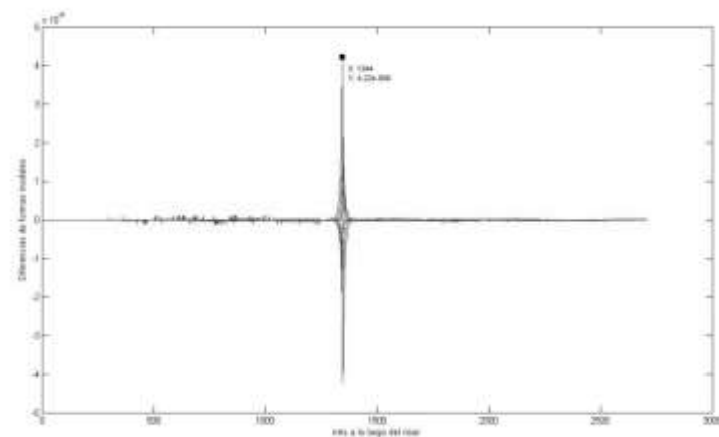


Figura 44. CD8.

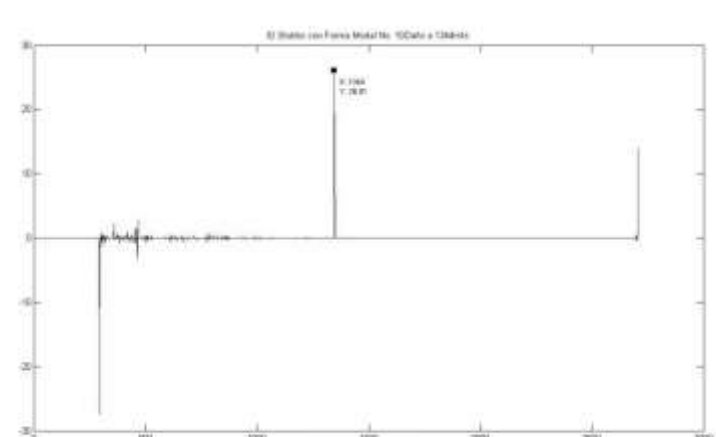
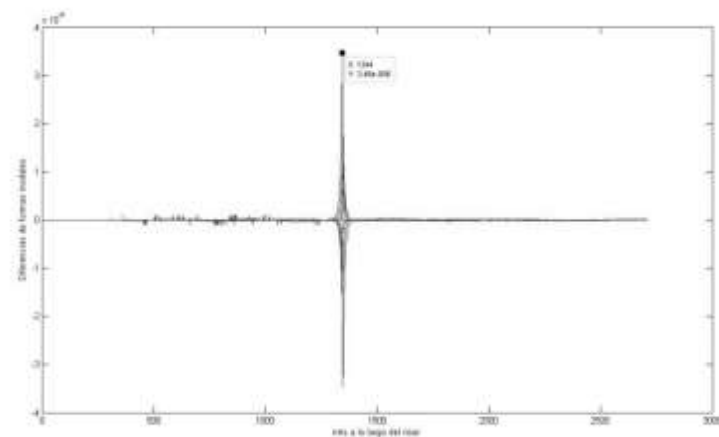


Figura 45. CD9.

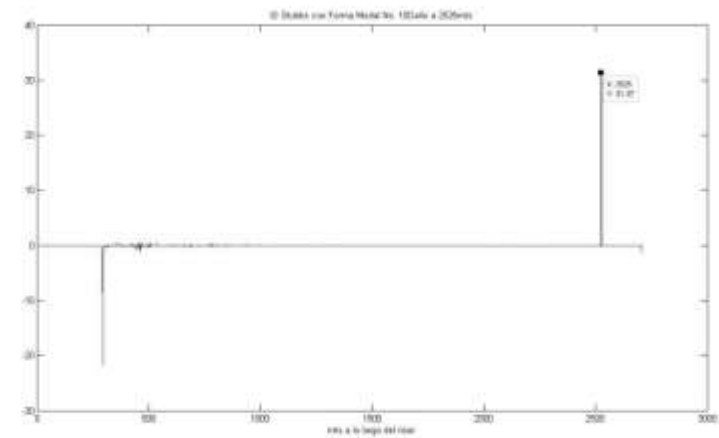
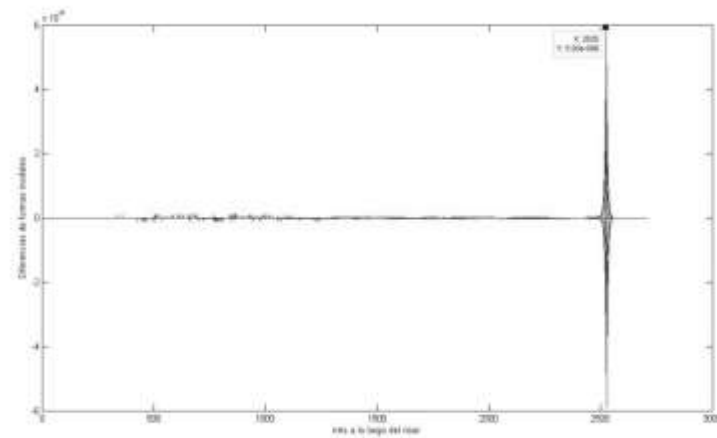


Figura 46. CD11.

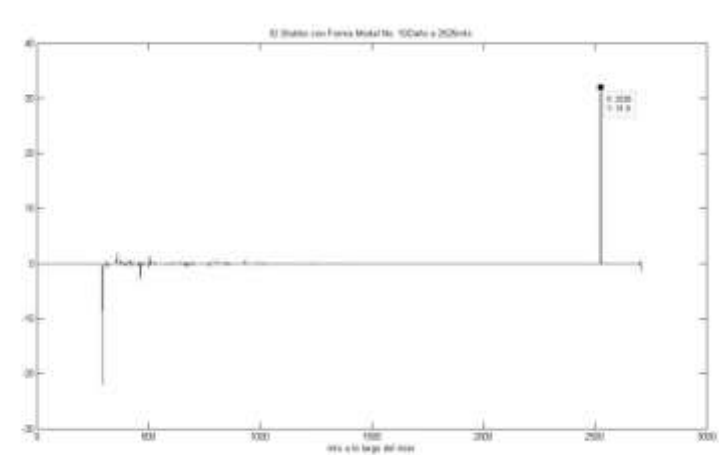
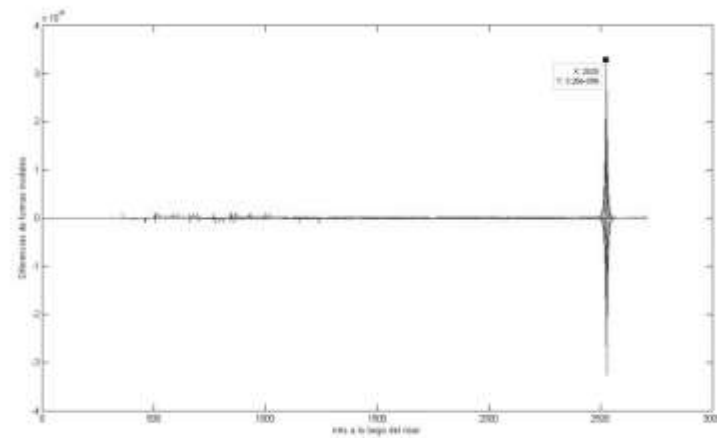


Figura 47. CD12.

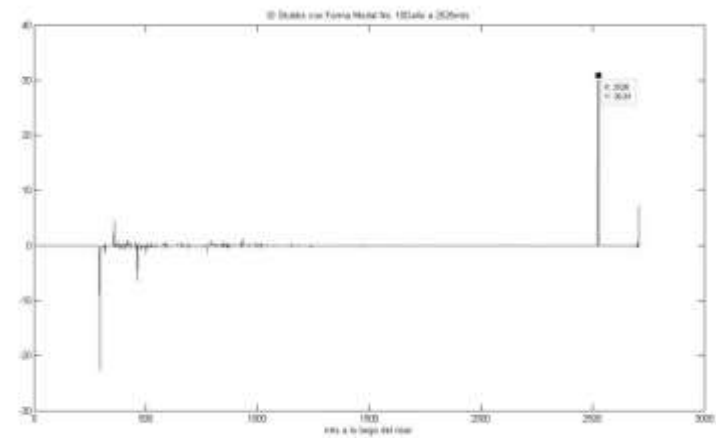
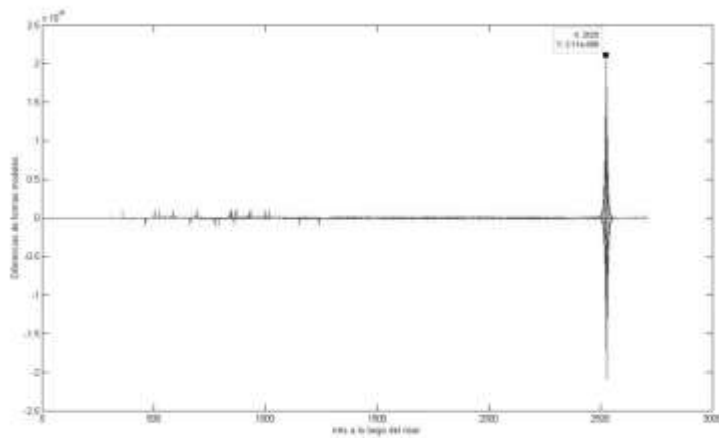


Figura 48. CD13.

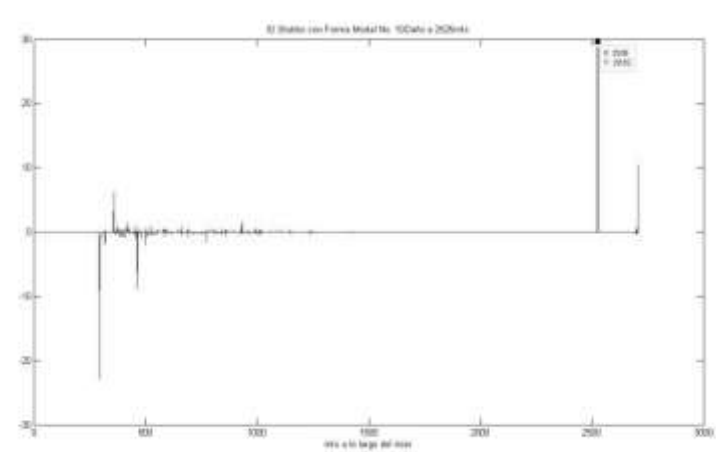
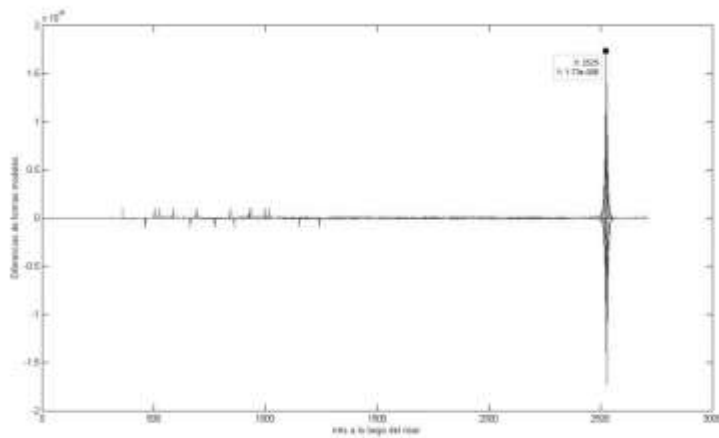


Figura 49. . CD14.

Así de la misma forma que se aplicaron los métodos para los casos de un solo daño, se implementaron para los casos de daño múltiple, en los que como se observa en la Tabla 8 se hicieron combinaciones con variaciones de magnitudes y posiciones para cada punto de daño. En la Figura 50 a la Figura 64 se muestran los resultados.

De la Figura 50 a la Figura 57, en el gráfico correspondiente al método de ID, se observa cuatro indicadores positivos siendo el mayor en la zona de contacto con el fondo marino nuevamente y el menor en lo que corresponde a la junta flexible, así los dos restantes son los que corresponden a las localizaciones exactas de los daños simulados.

También, para la Figura 51, Figura 53 y Figura 54 el daño que se ubica en la posición 2525m son casi imperceptibles para el método de ID; así como para la Figura 58 y Figura 59 en el daño localizado en 1344m.

En la Figura 62, Figura 63 y Figura 64 el segundo indicador mayor es en el extremo de la junta flexible en el método de ID.

Como se observa también para la Figura 60 a la Figura 64 los gráficos de los resultados del DPM presentan un indicador pero ya no como en los anteriores, sino el cambio de fase se presenta pero siguiendo la configuración de la forma de la pendiente modal, sin embargo, este salto sigue siendo único en la parte dañada y con localización aceptable ya que el error absoluto es de 0.0%.

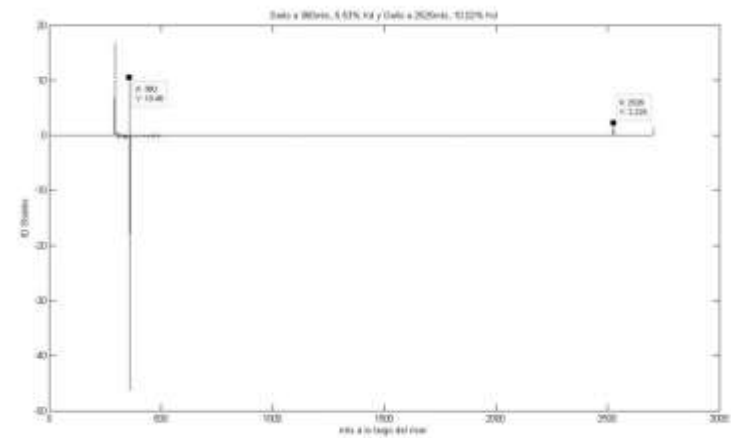
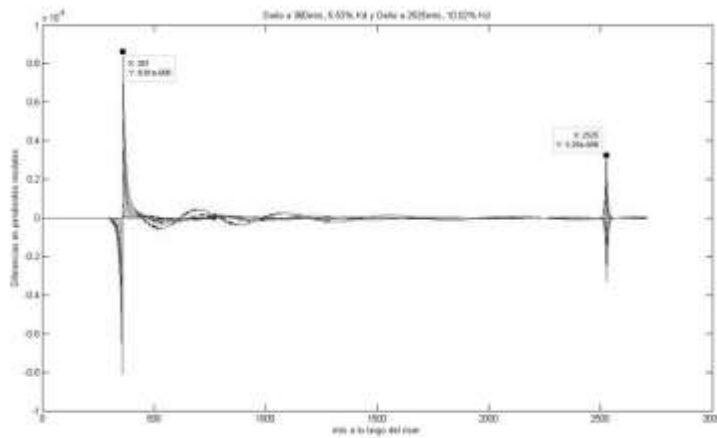


Figura 50. CDM1.

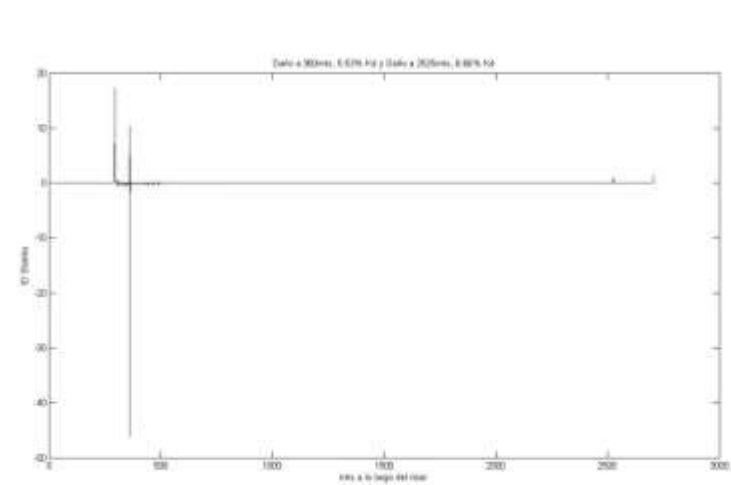
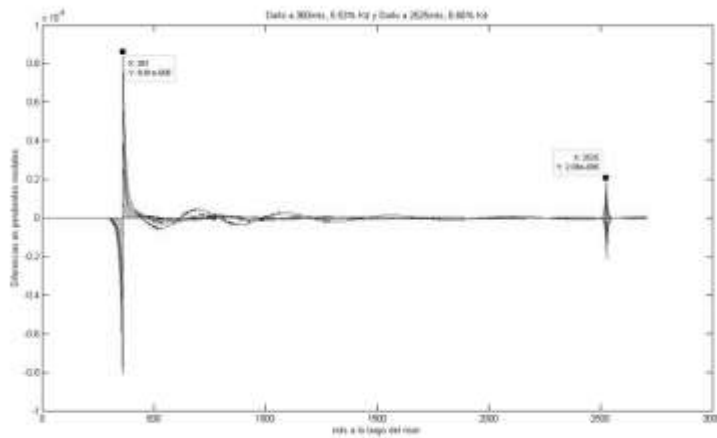


Figura 51. CDM2.

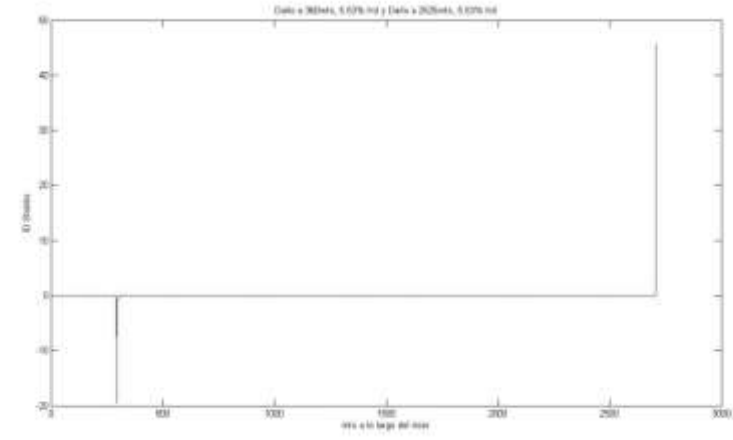
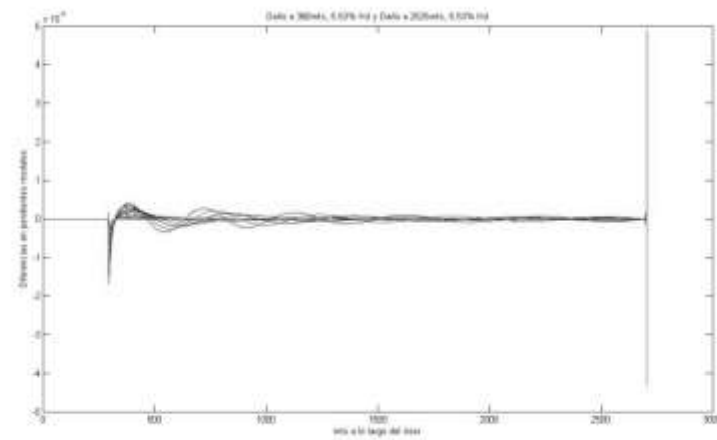


Figura 52. CDM3.

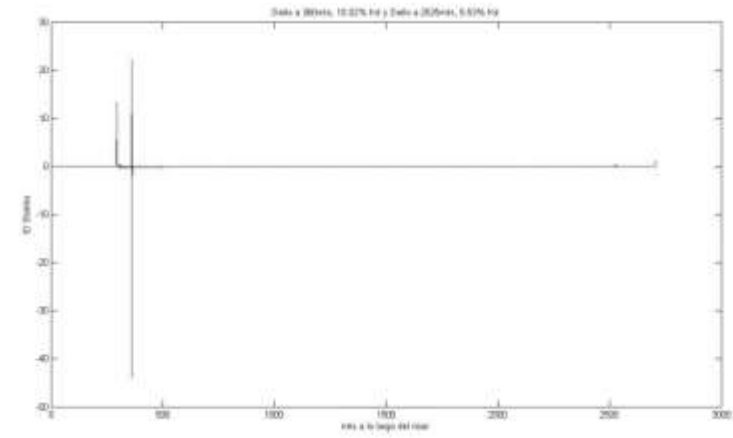
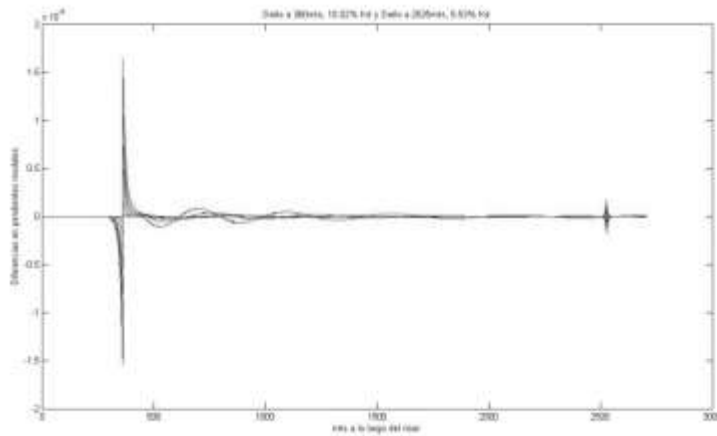


Figura 53. CDM4.

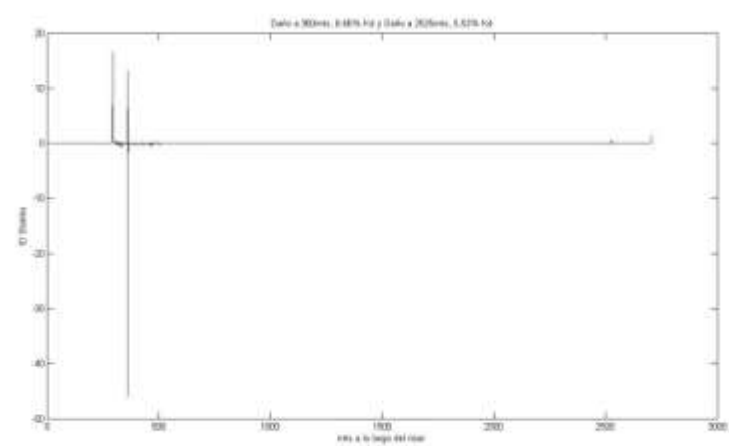
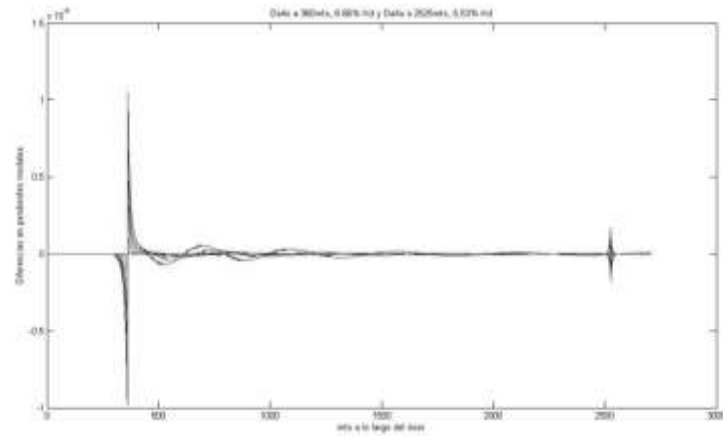


Figura 54. CDM5.

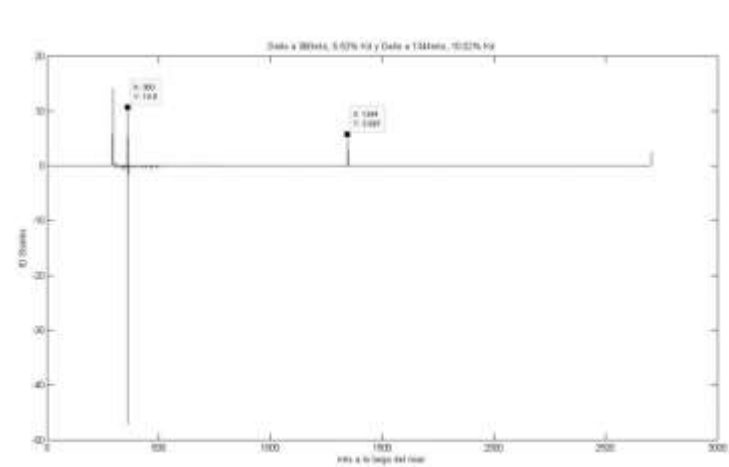
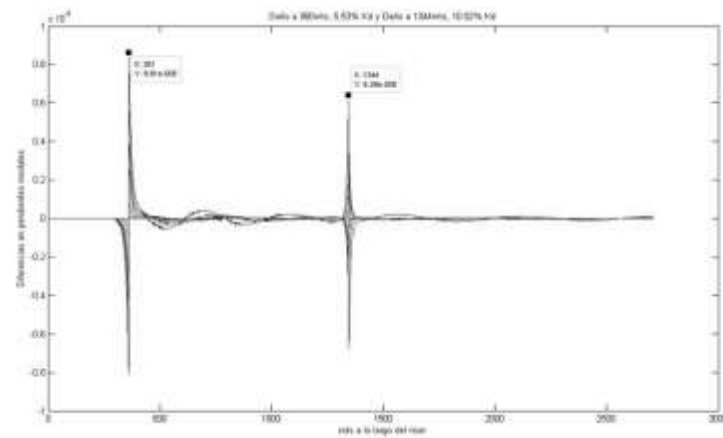


Figura 55. CDM6.

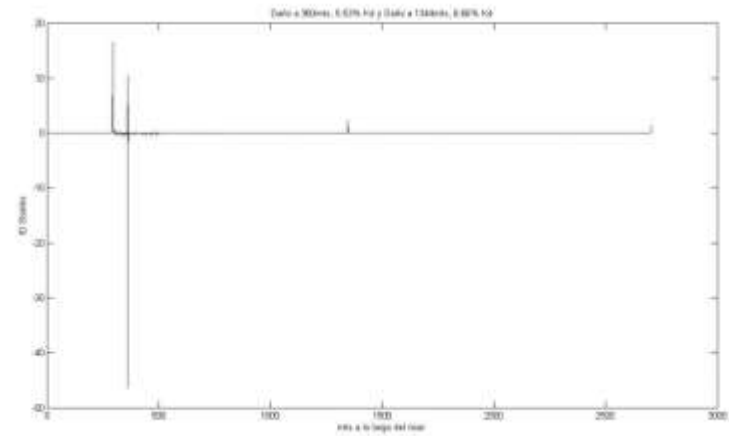
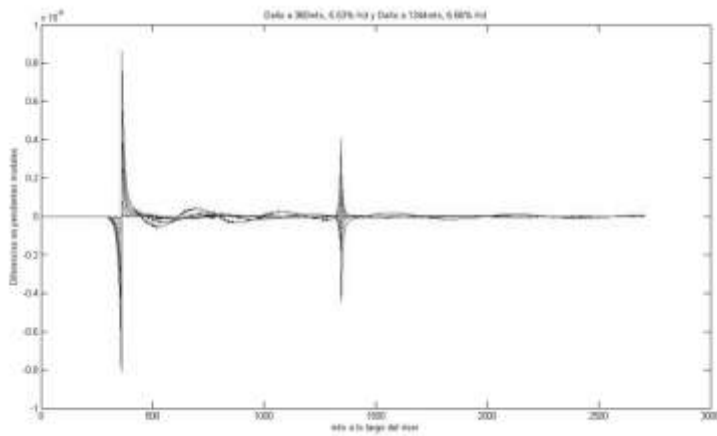


Figura 56. CDM7.

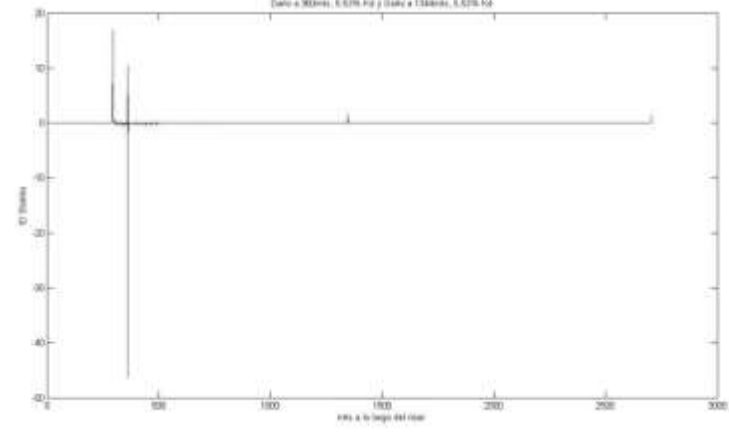
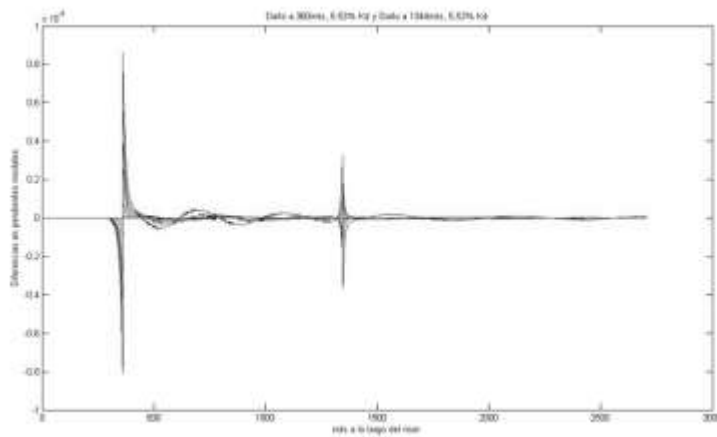


Figura 57. CDM8.

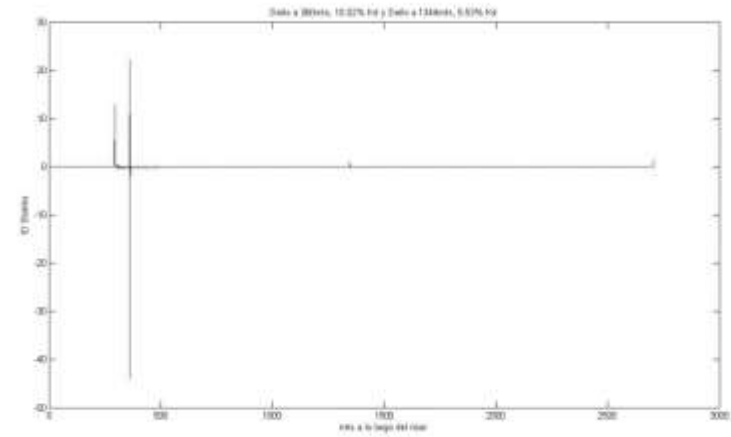
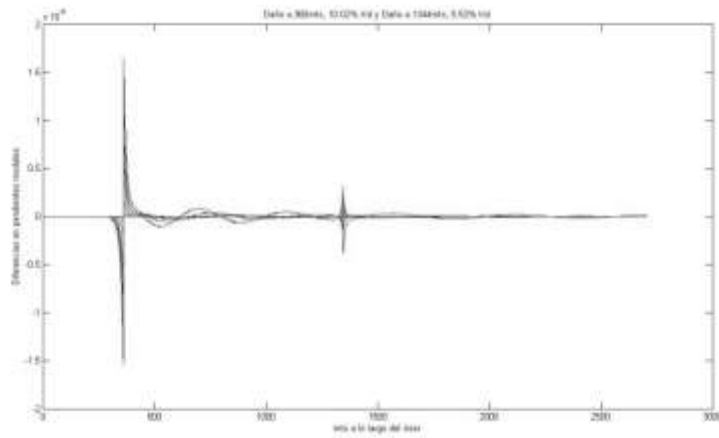


Figura 58. CDM9.

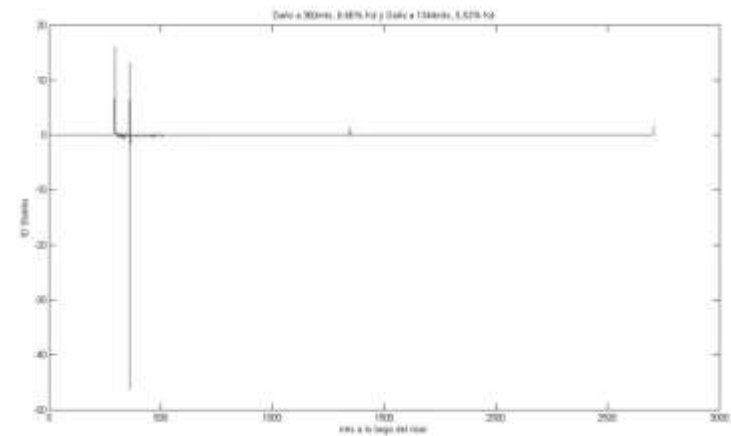
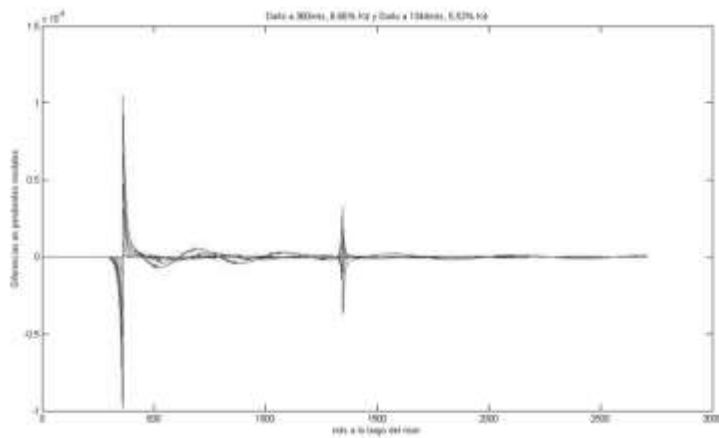


Figura 59. CDM10.

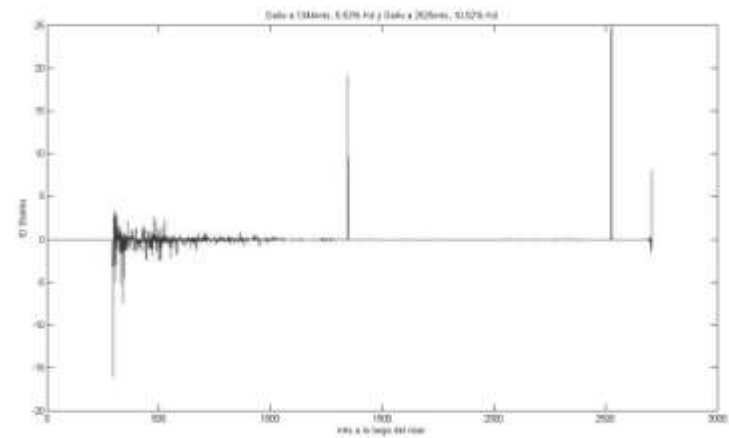
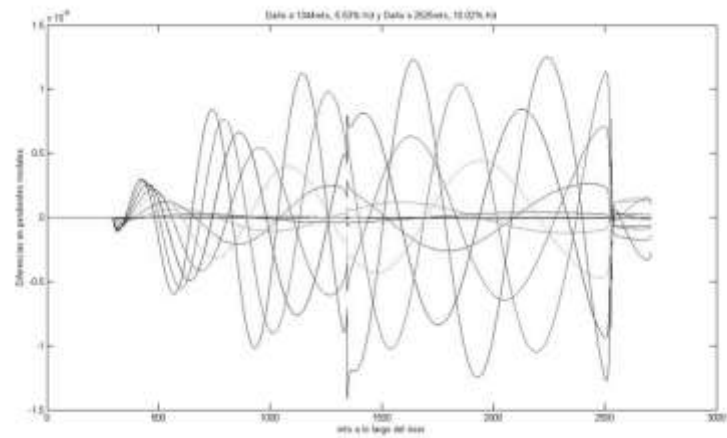


Figura 60. CDM11.

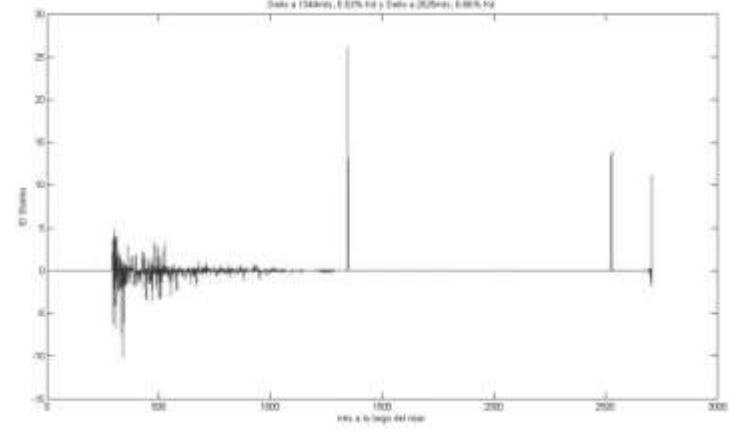
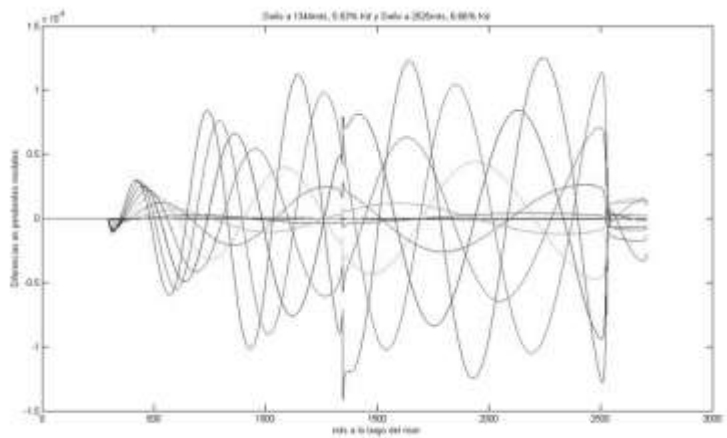


Figura 61. CDM12.

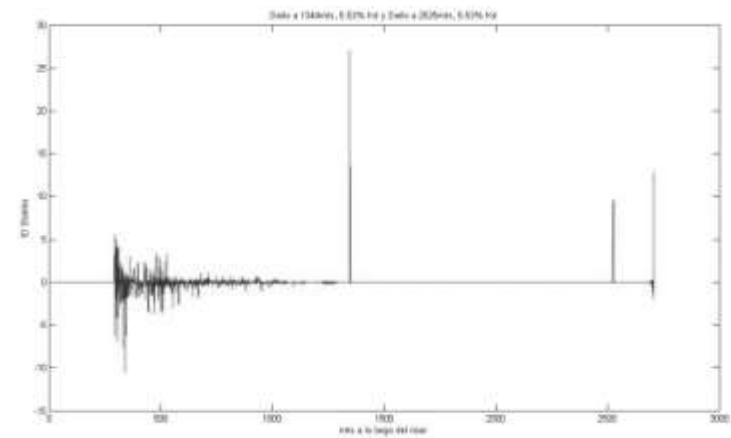
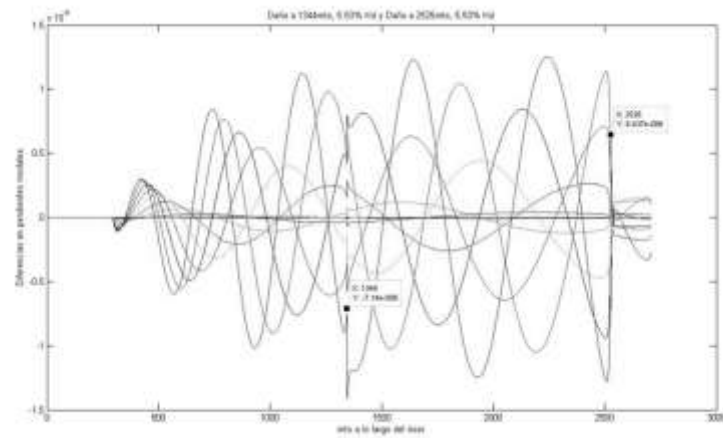


Figura 62. CDM13.

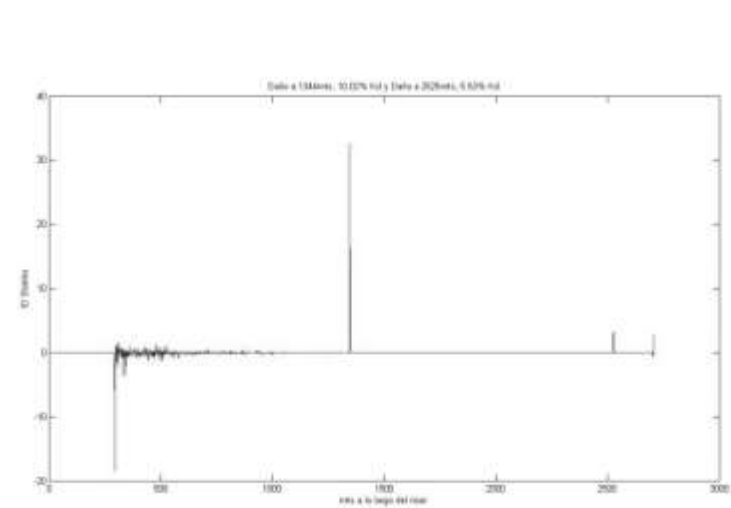
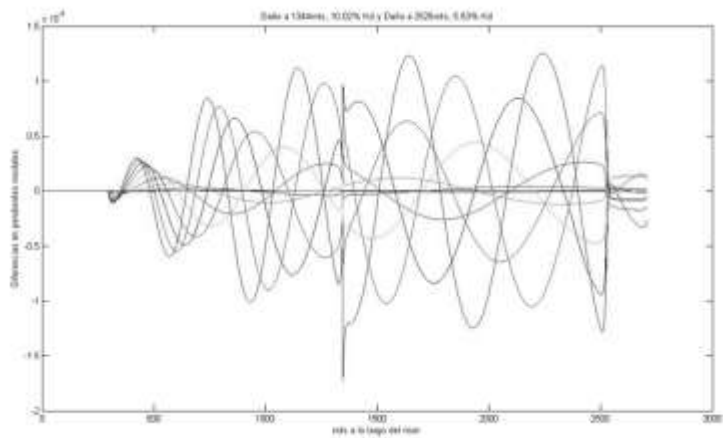


Figura 63. CDM14.

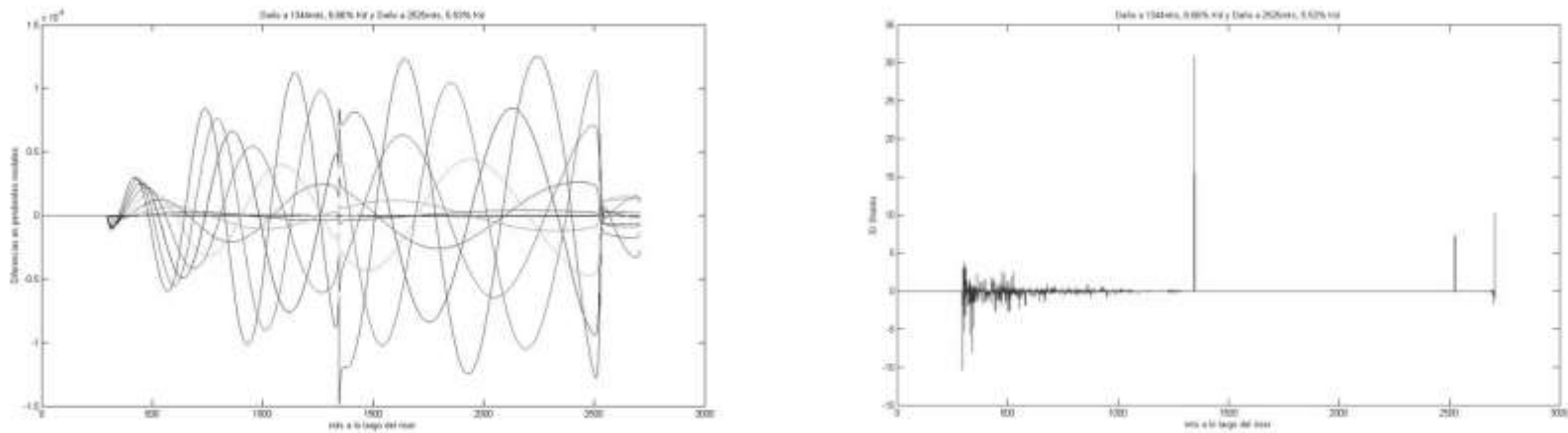


Figura 64. CDM15.

APENDICE II. ARTÍCULOS PUBLICADOS

5th International Conference on

Structural Health Monitoring of Intelligent Infrastructure (SHMII-5) 2011

11-15 December 2011, Cancún, México



Numerical study on the optimal position of sensors for modal parameter extraction in SCR

V.F. Hernández Abraham Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura- IPN, México	R. Rodríguez Rocha Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura- IPN, México
F.J. Rivero Ángeles SEISMIC Ingeniería y Construcción, S.A. de C.V, México	A.O. Vázquez Hernández Instituto Mexicano del Petróleo, México

ABSTRACT: Steel Catenary Risers (SCR) are subject to vessel movements, wave, wind, current and tidal forces, also the SCR are subject to the movement of water particles of wave and current. Current can provoke vortex-induced vibrations during their lifetime that could provoke fatigue damage in the riser. The fatigue damage on welds may depend on the dynamic behaviour of the riser. In oil industry is important to evaluate the probability of damage since failure of a single crack could cause serious environmental, safety and cost problems. The reason is because risers have no high structural redundancy, and failure of one weld could result in failure of the whole system.

In order to apply Structural Health Monitoring (SHM) of these structures the identification of modal parameters are needed. Also, accuracy in damage detection depends on the number of sensors and their position along the riser. For this reason, a numerical study on the optimal location of sensors in welded SCR is presented for the purpose of modal parameter identification.

Modelling of the riser is based on Finite Element Method involving nonlinear behaviour of the system and structure-fluid interaction. Acceleration records from several locations along the riser are processed utilizing the Frequency Domain Decomposition Method to obtain frequencies and mode shapes. These identified parameters are compared to the theoretical values for intact and damage condition of the risers in several sea states cases. Conclusions about the number of sensors and their location are stated. Results demonstrate the feasibility of the proposed methodology that will be useful for future SHM studies.

Corresponding author's email: vhernandeza0902@ipn.mx,
f.rivero@seismic.mx, ovazquez@imp.mx

rrodriguezr@ipn.mx,

Numerical study on the optimal position of sensors for modal parameter extraction in SCR

V.F. Hernández Abraham¹, R. Rodríguez Rocha¹, F.J. Rivero Angeles², A.O. Vázquez Hernández³

¹ Escuela Superior de Ingeniería y Arquitectura-IPN, D.F, México

² SEISMIC Ingeniería y Construcción, S.A. de C.V, D.F, México

³ Instituto Mexicano del Petróleo, D.F, México

ABSTRACT: Steel Catenary Risers (SCR) are subject to vessel movements, wave, wind, current and tidal forces, also the SCR are subject to the movement of water particles of wave and current. Current can provoke vortex-induced vibrations during their lifetime that could provoke fatigue damage in the riser. The fatigue damage on welds may depend on the dynamic behavior of the riser. In oil industry is important to evaluate the probability of damage since failure of a single crack could cause serious environmental, safety and cost problems. The reason is because risers have no high structural redundancy, and failure of one weld could result in failure of the whole system.

In order to apply Structural Health Monitoring (SHM) of these structures the identification of modal parameters are needed. Also, accuracy in damage detection depends on the number of sensors and their position along the riser. For this reason, a numerical study on the optimal location of sensors in welded SCR is presented for the purpose of modal parameter identification.

Modeling of the riser is based on Finite Element Method involving nonlinear behavior of the system and structure-fluid interaction. Acceleration records from several locations along the riser are processed utilizing the Frequency Domain Decomposition Method to obtain frequencies and mode shapes. These identified parameters are compared to the theoretical values for intact and damage condition of the risers in several sea states cases. Conclusions about the number of sensors and their location are stated. Results demonstrate the feasibility of the proposed methodology that will be useful for future SHM studies.

Capítulo I INTRODUCTION

Extraction of petroleum in deep waters has resulted in the extensive use of long steel cylindrical structures. The typical examples include risers, tendons, mooring lines and pipeline. These structures in the hostile marine environment need to be in constant monitoring to evaluate the damage due to degradation effects as corrosion and fatigue.

The ocean environment might change dramatically during the life of the riser, it is difficult to accurately predict its fatigue life before installation. Thus, it is extremely important to understand the fatigue damage history of the risers and provide an estimate of the remaining life span before failure due to fatigue. There is also a concentrated effort from the regulatory bodies to ensure the health and safety of the marine installations by regular visual and automated monitoring. For monitoring activities it is always convenient to use a minimal number of sensors for modal parameter identification due to the high cost of the same.

In this paper the optimal number and position of sensors along the riser for modal parameter extraction is studied. Results are discussed and recommendations are stated demonstrated the feasibility of the proposed methodology.

Capítulo II FREQUENCY DOMAIN DECOMPOSITION METHOD

Modal parameters from the dynamic response of the riser will be computed using the frequency domain decomposition (FDD) method proposed by Brincker et al. (2000) where the relationship between the unknown excitation $x(t)$ and the measured response $y(t)$ can be expressed as follows:

$$\Phi_{yy}(f) = H(f) \Phi_{xx}(f) \bar{H}(f)^T \quad (1)$$

Where $G_{xx}(f)$ is the power spectral excitation matrix of order $r \times r$; r is the number of records of input; $G_{yy}(f)$ it is the power spectral response matrix of order $q \times q$; q is the number of records of response. $[H(f)]$ is the frequency response function matrix of order $q \times r$. The upper dash indicates complex conjugate and T the transpose.

The first step in using the FDD method is to estimate the power spectral response matrix. This computed matrix is called $[\hat{G}_{yy}(f)]$ and operates at discrete frequencies $f = fp$, where p is a discrete series for each frequency domain. $[\hat{G}_{yy}(f)]$ can be estimated as:

$$\hat{\Phi}_{yy}(f) = \bar{Y}(f)^T Y(f) \quad (2)$$

where $[Y(f)]$ the transformed response in the frequency domain for each frequency value f . Subsequently, the power spectral matrix of eq. (2) decomposes as:

$$[\hat{G}_{yy}(f)] = \Psi_p S_p \bar{\Psi}_p^T \quad (3)$$

where $[U_p] = [\{u_{p1}\}, \{u_{p2}\}, \dots, \{u_{pn}\}]$ is a matrix containing singular vectors or mode shapes $\{u_{pk}\}$, and $[S_p]$ is a diagonal matrix composed of singular values s_{pk} . Then these singular values are plotted with respect to frequency f and maximum values are observed corresponding to vibration frequencies of the system.

Capítulo III Modal Assurance Criteria

Correlation of mode shapes has been always a difficult task. Element by element comparison approach for a pair of vectors may lead to unreasonable results if the differences between some corresponding elements of the two vectors are large. Literature recommends comparison between modal parameters using the Modal Assurance Criteria (MAC). The function of the MAC is to provide a measure of consistency (degree of linearity) between estimates of a modal vector. This provides an additional confidence factor in the evaluation of a modal vector from different excitation locations or different modal parameter estimation algorithms, According Allemang et al. (1982) this can be computed as:

$$MAC(u, v) = \frac{(u \bullet v)^2}{(u \bullet u)(v \bullet v)} \quad (4)$$

where u and v are the mode vectors to be compared and $\bullet$ represents the dot product operation.

MAC considers zero values as having no consistent correspondence and one means a consistent correspondence. Thus, if the modal vectors under consideration truly exhibit a consistent, linear relationship, the modal assurance criterion should approach to unity correspondence may be considered reasonable.

Capítulo IV EXAMPLE

A finite element mathematical model of the riser was developed using commercial software called FLEXCOM, Marine Computation Services Ltd (2008), for riser dynamics and analyzed nonlinearly in the time domain. The inside diameter of the SCR is 0.2286m at 1800m depth with 2720 elements of 1m long each. A flexible joint at the top side was considered.

According to Rivero (2009), soil properties and sea state data are shown on Table 1 and 2 respectively, where H_s and T_p are wave height and peak period respectively.

Table 1. Soil properties

Property (SI Units)	Value
Seabed stiffness	35, 850.0
Lateral seabed stiffness	3,585.0
Suction stiffness	358.5

Table 2. Sea state data.

H_s (m)	T_p (s)	Return period (years)
4.4	9.1	25

15 acceleration records were measured at vertical coordinates (sensors) 0, 19.834, 71.39, 142.274, 211.984, 311.434, 421.16, 591.051, 687.076, 881.206, 1077.095, 1254.331, 1432.164, 1610.423 and 1788.005 (Figure 1), too according to Rivero (2009).

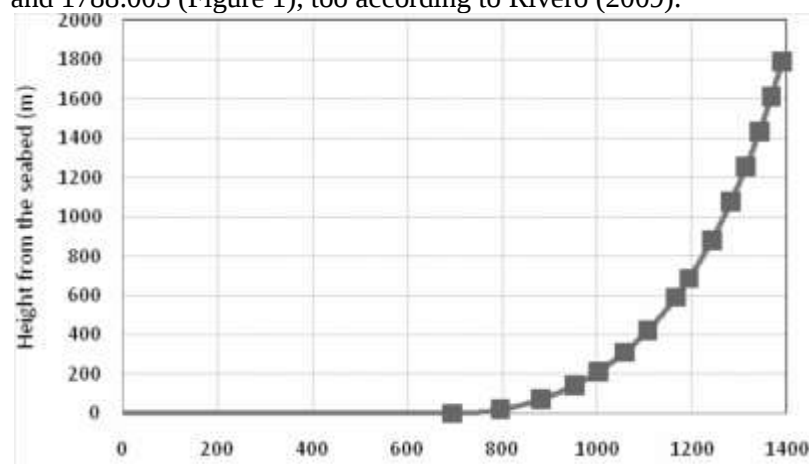


Figure 1. Sensor position.

In order to study the number optimal of sensors and their position for modal parameter extraction 50 analyses, varying the number of sensors from 15 to 3 and their position, moving away at the ends and concentrated in the center, were performed. Of these analyses, modes and periods were calculated according by FDD and associated to the values theoretical, through with value highest of MAC and the error for periods less than 10%. Not all of them are show in this paper.

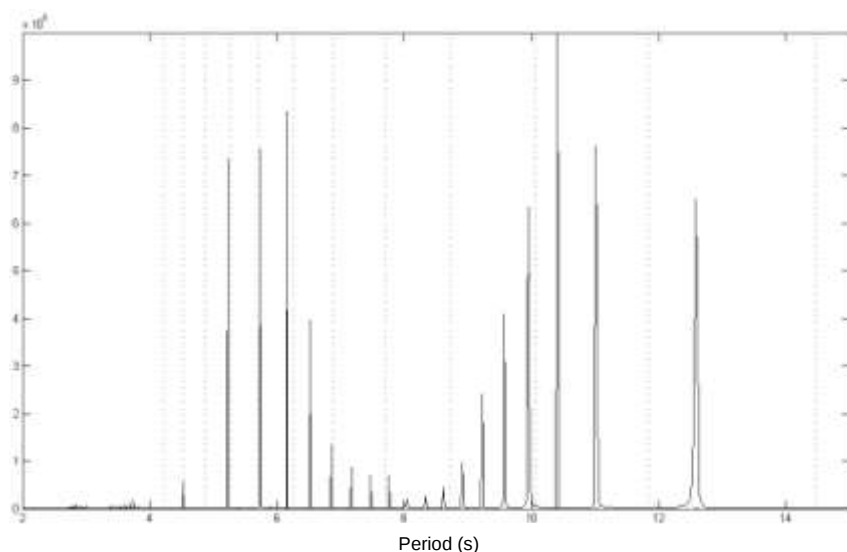


Figure 2. Singular values according to the FDD.

Figure 2 shows the singular values according to the FDD method when 15 sensors were utilized. A dotted line indicates theoretical periods.

Applying the MAC method for 15 sensors was compared the modes shapes computed with the theoretical. Figure 3 shows the low mode shape (mode 12) and the high mode shape (mode 28) founded. Table 3 shows that for the mode shape 12 shows that the error period is low and in the MAC is more than 50%, however, according to Figure 3, the configuration for this mode is similar.

As well as for the 28 shows that the period error is low and the MAC is higher. This is justified since the period of the FDD for this mode is 4.53 s. and as observed in Figure 2 and as shown in Table 3 the period is very close to the theoretical with value 4.52 s., so the same in Figure 3 shows the similarity of the modal behavior for this mode shape.

Table 3. Theoretical and computed modes using 15 sensors.

Associated mode shapes	FDD period (s)	Theoretical period (s)	Relative error (%)	MAC
8	12.54	14.47	13.29	0.59
12	9.92	10.05	1.29	0.48
16	8.02	7.71	4.01	0.45
20	6.14	6.25	1.72	0.37
24	5.72	5.25	9.01	0.35
28	4.53	4.52	0.19	0.74

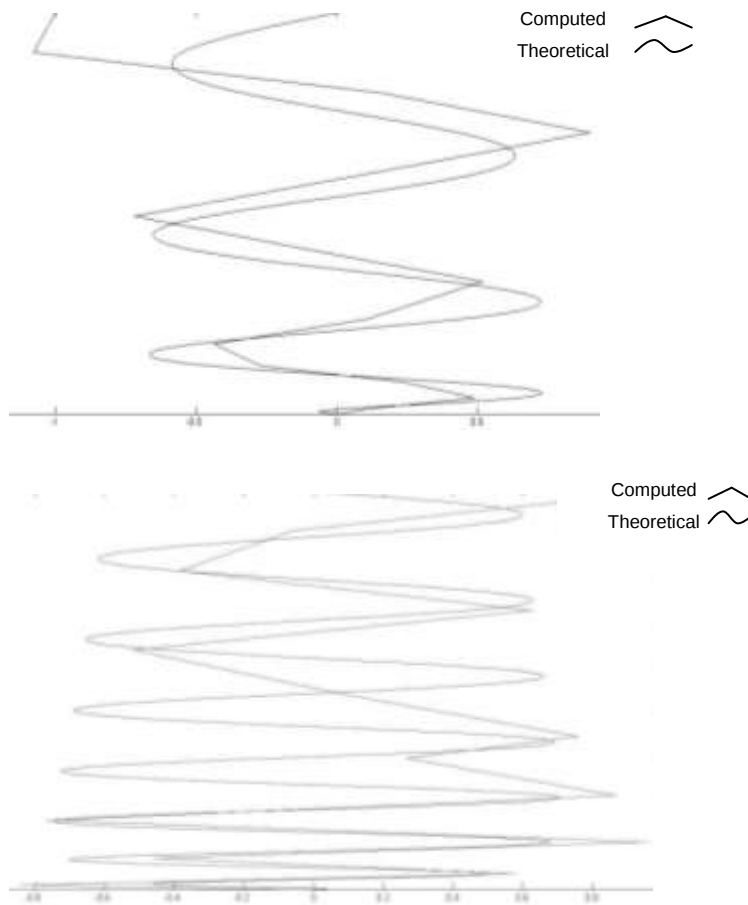


Figure 3. Theoretical and identified mode shapes 12 (up) and 28 (down)

Figure 4 shows the number of sensors used with respect to a lower error associated with observed periods for modes shapes detected. Where 6 modes shapes of 10 all of which are less than 10% error period can be detected with 4 to 10 sensors, i.e., an efficiency of 0.6, but for 5 and 7 sensors may be include 2 modes, with this has to be the best efficiency with a value of 0.8 in this number of sensors.

In the range of 4-7 sensors there is no variation in the error, i.e. it has a linear behavior, and with 8 sensors there is a clear fluctuation of error associated with the number of tests that was identified with this number of sensor.

For the 8 mode no matter how many of sensors in the range of 6-10, the association is neglected because, as shown in Figure 2, period calculated with reference to theoretical has a significant gap so it sees no correspondence. But not so for mode 28 which also has a constant error regarding the number of sensors but its error and MAC are very close to zero and unity respectively and can be justified as in Figure 2, the correspondence of the period is very close.

Relative error (%)

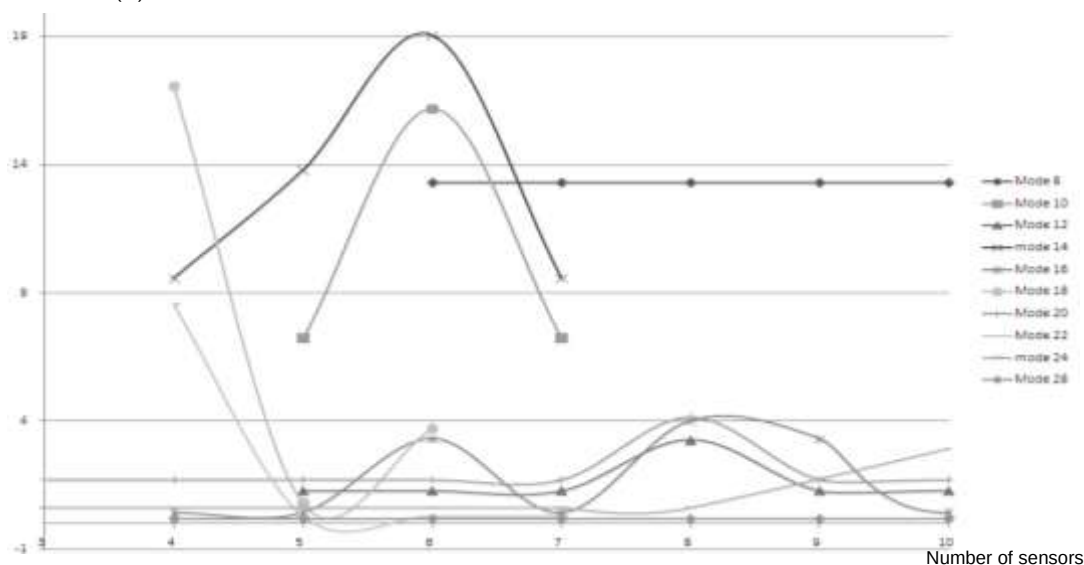


Figure 4. Number of sensors vs. Period error (%).

Figure 5 shows the number of sensors used on the largest observed value of MAC for each detected mode. It can be observed that a higher order mode shapes in the MAC behavior are almost linear in the range of 4-7 sensors and with values near or greater than 0.9. Thus for values greater than 7 sensors a higher error value can be observed in the correlation mode.

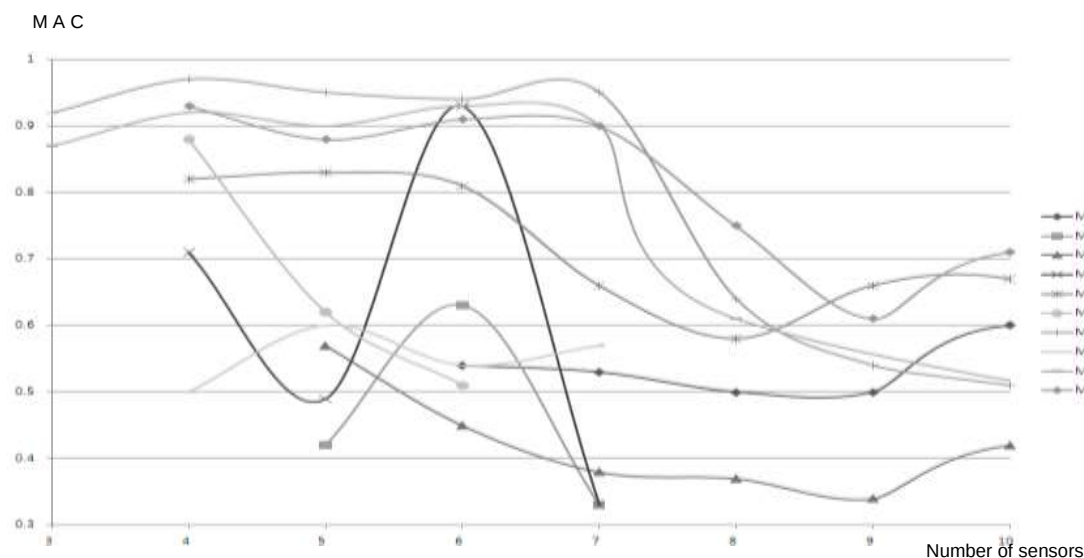


Figure 5. Number of sensors vs. MAC.

Table 4 shows modal parameters extracted using five sensors (sensor number 2, 7, 8, 9, 14) minimum number which was detected with best results. It is observed that the number of modes and periods is equal to the number of sensors used; data are considered optimal because unlike other data with the same number of sensors this analysis reported the highest number of modes shapes associated to theoretical values and high MAC values and small error period. It can be observed than all error values are smaller than 10% which is engineeringly adequate.

Table 4. Optimal data

Associated mode shapes	FDD period (s)	Theoretical Period (s)	Relative error (%)	MAC
12	10.98	10.05	9.25	0.66
16	7.45	10.05	-1.29	0.79
20	6.14	7.71	-4.01	0.92
24	5.22	6.25	-1.72	0.89
28	4.53	5.25	-0.19	0.82

Capítulo V CONCLUSION

In this paper the Frequency Domain Decomposition method was utilized to extract modal parameters from acceleration records of a riser. It is concluded, for this particular structure, that maximum number of mode shapes with error values smaller than 10% were identified with a minimum number of sensors equal to 5.

The better results in obtaining modal parameters were observed when having a concentration of sensors in the middle of riser and a minimum number requested of sensors near the ends.

The presented methodology showed adequate results for modal extraction of risers and future Structural Health Monitoring studies will be carried out.

Capítulo VI REFERENCES

- R. Brincker, L. Zhang, P. Andersen. 2000. Modal identification from ambient responses using frequency domain decomposition, *18th International Modal Analysis Conference, IMAC XVIII*, San Antonio, Texas.
- Allemang R.J., Brown D.L, 1982. Correlation coefficient for modal vector analysis. *Proceedings of the International Modal Analysis Conference & Exhibit*, pp. 110-116.
- Marine Computation Services Ltd., 2008, FLEXCOM, Galway Technology Park, Galway, Ireland.
- F.J. Rivero, 2009. Postdoctoral report "Analysis and Dynamic Behavior of Steel Catenary Risers (SCR) used in deep water", IMP, México.