



ESTUDO DA CURVATURA RESIDUAL APLICADA AO PROBLEMA DA
COMPRESSÃO DINÂMICA EM RISERS RÍGIDOS EM CATENÁRIA LIVRE

Andre Ramiro Amorim

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Oceânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Oceânica.

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles

Esperança

Sergio Hamilton Sphaier

Rio de Janeiro

Setembro de 2018

ESTUDO DA CURVATURA RESIDUAL APLICADA AO PROBLEMA DA
COMPRESSÃO DINÂMICA EM RISERS RÍGIDOS EM CATENÁRIA LIVRE

Andre Ramiro Amorim

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA OCEÂNICA.

Examinada por:

Prof. Paulo de Tarso Themistocles Esperança, D.Sc.

Prof. Carl Horst Albrecht, D.Sc.

Prof. Luis Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

SETEMBRO DE 2018

Amorim, Andre Ramiro

Estudo da Curvatura Residual Aplicada ao Problema da Compressão Dinâmica em Risers Rígidos em Catenária Livre / Andre Ramiro Amorim. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

IX, 70 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Oceânica, 2018.

1. Hidrodinâmica. 2. SCR. 3. Curvatura Residual. I. Esperança, Paulo de Tarso Themistocles. *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Oceânica. III. Título.

*Dedico este trabalho à minha esposa,
Verônica, aos meus pais, Gilmar e Maria
Celia, à minha irmã, Allyne, e ao meu
filho, Matheus.*

AGRADECIMENTOS

À minha esposa Verônica, pela imensa compreensão e suporte essencial para que eu conseguisse atingir este objetivo.

Ao meu filho Matheus, por contrabalancear a compreensão e suporte da minha esposa.

Aos meus pais que forneceram os meios para que eu chegasse onde hoje estou.

Ao professor Paulo de Tarso Themistocles Esperança pela paciência e por não me deixar desistir.

Aos colegas da Subsea 7 que me apoiaram na condução deste trabalho.

À Subsea 7 que proveu recursos para que eu conseguisse concluir este trabalho.

Ao Daniel Karunakaran que me orientou neste estudo.

Ao Alberto Lima dos Santos por me lembrar todos os dias que a ideia de voltar ao mestrado foi minha.

Aos demais professores, colegas de trabalho e amigos que me apoiaram durante o mestrado.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ESTUDO DA CURVATURA RESIDUAL APLICADA AO PROBLEMA DA
COMPRESSÃO DINÂMICA EM RISERS RÍGIDOS EM CATENÁRIA LIVRE

Andre Ramiro Amorim

Setembro/2018

Orientadores: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Programa: Engenharia Oceânica

Neste trabalho, é investigada a utilização da metodologia de curvatura residual para solucionar o problema de compressão dinâmica do TDP devido à excitação do FPSO sob carregamento de ondas extremas. Para tal, é desenvolvida uma matriz de análise numérica de forma a variar parâmetros geométricos a fim de controlar e prever o fenômeno. Os resultados são apresentados, analisados criticamente e comparados à configuração padrão de riser rígido.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

STUDY OF THE RESIDUAL CURVATURE APPLIED TO A RIGID RISER UNDER
DYNAMIC COMPRESSION IN FREE HANGING CONFIGURATION

Andre Ramiro Amorim

September/2018

Advisors: Paulo de Tarso Themistocles Esperança
Sergio Hamilton Sphaier

Department: Ocean Engineering

This work investigate the application of the residual curvature methodology to the TDP dynamic compression problem due to the FPSO excitation under extreme environmental loads. To do so, a load cases matrix is developed in order to evaluate geometrical parameters in order to control and forecast the phenomena. The results are presented, evaluated and compared to the rigid riser standard solution.

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	1
1.1.	CONTEXTO.....	1
1.2.	MOTIVAÇÃO.....	9
1.3.	OBJETIVO.....	12
1.4.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	12
1.4.1.	Comportamento Estático e Dinâmico de Risers.....	13
1.4.2.	Compressão Dinâmica em Risers.....	20
1.4.3.	Método da Curvatura Residual.....	24
2.	CONCEITOS TEÓRICOS.....	26
2.1.	EQUAÇÃO DA CATENÁRIA.....	26
2.2.	PROJETO DE RISER (DNV-OS-F201).....	33
2.2.1.	Estado Limite Último (ULS).....	33
2.2.1.1.	Ruptura (<i>Bursting</i>).....	34
2.2.1.2.	Colapso.....	34
2.2.1.3.	Carregamento Combinado.....	35
2.2.2.	Estado Limite de Fadiga (FLS).....	37
2.3.	CURVATURA RESIDUAL.....	37
3.	DESCRIÇÃO DO PROBLEMA.....	40
3.1.	METODOLOGIA.....	40
3.2.	CARREGAMENTO AMBIENTAL.....	42
3.2.1.	Profundidade.....	42
3.2.2.	Ondas.....	42
3.2.3.	Correnteza.....	44
3.2.4.	Deriva.....	45
3.3.	CARACTERÍSTICAS DO RISER.....	45

3.3.1. Modelo Numérico do Riser	46
4. ANÁLISE NUMÉRICA.....	49
4.1. VARIAÇÃO GEOMÉTRICA	53
4.2. DISTÂNCIA AO SOLO.....	55
4.3. NÚMERO DE CICLOS DE CURVATURA RESIDUAL.....	58
4.4. DISTÂNCIA ENTRE OS CICLOS DE CURVATURA RESIDUAL.....	59
4.5. ÂNGULO DE TOPO	59
4.6. PESO DISTRIBUÍDO	60
5. CONCLUSÕES, COMENTÁRIOS FINAIS E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	63
6. REFERÊNCIAS	64

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONTEXTO

Transformado em uma das mais importantes fontes de energia do mundo, o petróleo ainda ocupa posição fundamental no sustentáculo de várias economias. Atualmente, a variação do preço do barril no mercado internacional é capaz de provocar crises econômicas de grandes proporções. Desde os maiores investidores até os mais simples consumidores da cadeia econômica, se transformam em um frágil alvo das oscilações do “diamante negro”.

Durante a década de 1970, o mundo atravessou duas grandes crises do petróleo em consequência de diversos fatores, como a divulgação por parte de cientistas de que o petróleo é uma fonte de energia esgotável e não renovável.

A primeira dessas crises aconteceu em 1973, quando o preço do barril de óleo chegou a triplicar em apenas três meses. A recuperação dos preços a patamares anteriores à crise só ocorreu em meados da década seguinte.

À época, a empresa estatal detentora do monopólio de exploração no país viu-se diante de um grande problema econômico, dado que a maior parte do óleo combustível utilizado no Brasil era proveniente de importações. Como soluções, a Petrobras optou por duas estratégias distintas:

- Programa Nacional do Álcool (Pró-álcool) em 1974;
- Sucessivo aumento nas pesquisas por novas jazidas em lâminas d’água cada vez mais profundas.

Em 1973, a Petrobras descobriu a Bacia de Campos, que se tornaria a principal área petrolífera explorada do território brasileiro. A área abrange cerca de 100 mil quilômetros quadrados e estende-se do Estado do Espírito Santo, nas imediações da cidade de Vitória, até Arraial do Cabo, no litoral norte do Estado do Rio de Janeiro. Essa bacia começou a ser explorada em 1977 e hoje responde por aproximadamente

80% da produção nacional de petróleo.

A partir dessa descoberta, a exploração de óleo e gás passou a ocorrer em profundidades cada vez maiores. As descobertas dos campos de Albacora e de Marlim, respectivamente em 1984 e 1985, provou a existência de grandes reservas em águas profundas. Em 1997, quando ocorreu a quebra do monopólio da estatal do petróleo, o país já havia experimentado um crescimento de quase 1300% nas lâminas d'água de exploração, desde a descoberta da Bacia de Campos conforme a Figura 1.

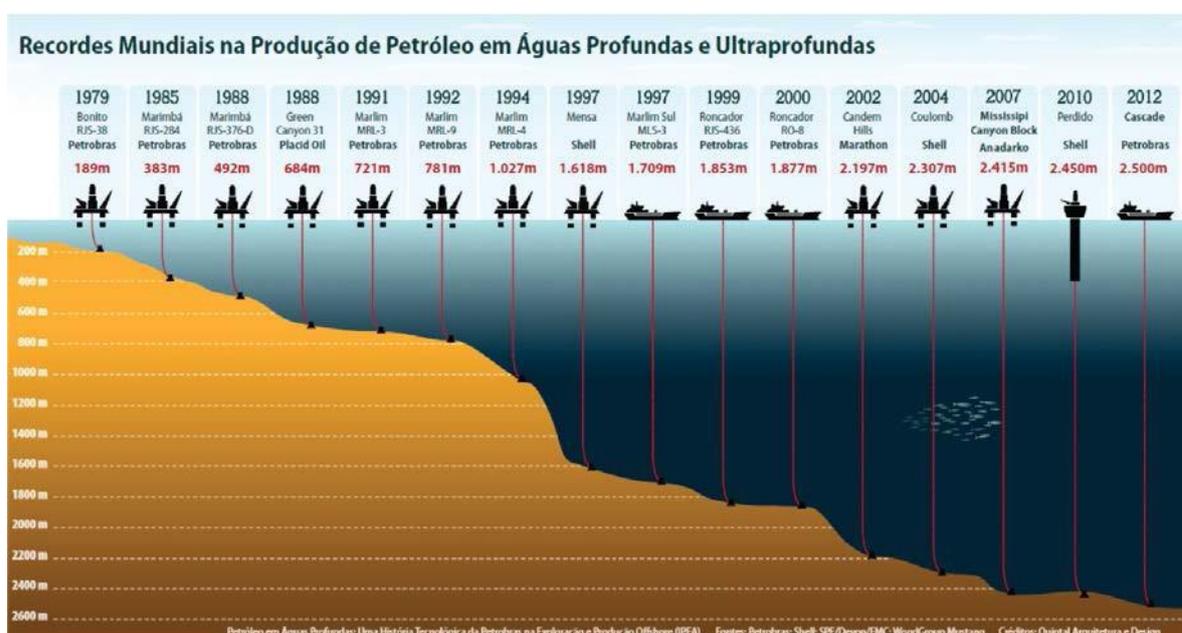


Figura 1 Evolução da Profundidade Explorada ao Longo dos Anos

A evolução da exploração em águas profundas e ultra profundas só foi possível graças a volumosos investimentos no setor de pesquisa, desenvolvimento e inovação.

Os sistemas oceânicos tornaram-se maiores e mais complexos, demandando a concepção de novas tecnologias, a fim de enfrentar os novos desafios.

Nesse sentido, destaca-se o progresso conquistado nos sistemas de amarração e de produção de petróleo e gás, esses últimos formados por dutos e cabos conhecidos por risers e umbilicais.



Figura 2 Tipos de Risers

Risers são dutos que tem por finalidade transportar fluido entre o poço e a plataforma, entre plataformas, entre plataforma e um local em terra ou entre plataforma e um navio cisterna. É denominada riser a parte suspensa compreendida entre a plataforma e a região onde o duto toca o fundo do mar ou touchdown zone (TDZ). O trecho em que o duto fica em contato com o leito do oceano é denominado flowline.

O riser pode ser rígido ou flexível. No primeiro caso, ele é um tubo de alta resistência, com tensão de escoamento maior ou igual a 448 Mpa, conforme especificado pela norma API 5L. Revestimentos podem ser instalados para proteção térmica, mecânica e contra corrosão. No segundo caso, ele é formado por diversas camadas com diferentes funções e materiais componentes, conforme a Figura 2.

A vantagem do riser flexível é a sua maior tolerância aos movimentos da plataforma e maior simplicidade de instalação. Em contrapartida, ele tem maior custo de fabricação e maior complexidade no comportamento mecânico interno das diversas camadas, que dificultam o uso de grandes diâmetros.

Quando a plataforma é uma unidade de perfuração, o riser é denominado riser de perfuração, tendo uma configuração vertical até chegar à “cabeça do poço” conhecida como Blowout Preventer (BOP). O duto comporta em seu interior o tubo de perfuração que transporta o fluido até a broca. Este fluido facilita a perfuração e retorna à plataforma juntamente com os detritos da perfuração através do vão entre as paredes do riser e do tubo de perfuração.

Quando a plataforma é uma unidade de produção, o riser faz parte de um sistema submarino de coleta, e é denominado riser de produção quando recebe o petróleo e gás dos poços, e denominado riser de injeção quando leva água ou gás aos poços. A água é injetada por um poço diferente do poço de produção e sua função é ocupar o lugar do petróleo no reservatório, evitando a diminuição da pressão e, conseqüentemente, impedindo o desprendimento de gases dissolvidos no petróleo. Já o gás é injetado em um determinado ponto da coluna pelo mesmo poço de produção e sua função é reduzir a densidade média dos fluidos produzidos. Isto provoca uma diminuição no gradiente de pressão ao longo da tubulação e, conseqüentemente, menor pressão requerida no fundo do poço. O resultado é um aumento da vazão de produção, numa operação conhecida como gas-lift.

As plataformas de produção podem ser de diferentes tipos. A escolha do tipo depende da profundidade da lâmina d'água conforme Tabela 1.

Tabela 1 Comparativo Plataforma x Profundidade

							
	Fixa	Autoelevável (ou autoelevatória ou jack-up)	Semissubmersível	FPSO	FPSO Monocoluna	TLWP (plataforma de pernas atirantadas)	Navio-Sonda
Lâmina d'água (profundidade no local da instalação/operação)	Até 300 metros.	Até 150 metros.	Mais de 2.000 metros (pode ser instalada em grandes profundidades graças aos sistemas de ancoragem modernos).	Mais de 2.000 metros (pode ser instalada em grandes profundidades graças aos sistemas de ancoragem modernos).	Mais de 2.000 metros.	Até 1.500 metros.	Mais de 2.000 metros.
Como é	Funciona como uma estrutura rígida, fixada no fundo do mar por um sistema de estacas cravadas.	Tem pernas que se autoelevam. Ao chegar à locação, um mecanismo faz as pernas descerem e serem assentadas no solo marinho.	Plataforma flutuante, estabilizada por colunas. Pode ser ancorada no solo marinho ou dotada de sistema de posicionamento dinâmico, que mantém a posição da plataforma de forma automática.	Plataforma flutuante, convertida a partir de navios petroleiros, na maioria dos casos. Assim como a semissubmersível, é ancorada no solo marinho.	Tem as mesmas características da FPSO, mas seu casco tem formato cilíndrico.	Plataforma flutuante de casco semelhante a uma semissubmersível. É ancorada no fundo do mar por cabos ou tendões de aço tracionados.	Plataforma flutuante com casco em forma de navio, usada para perfuração de poços. Pode ser ancorada no solo marítimo ou dotada de sistema de posicionamento dinâmico, que mantém a posição da embarcação de forma automática.
Atividade de perfuração	Sim.	Sim.	Sim (algumas podem ser só de produção).	Não.	Não.	Sim (só para a manutenção dos poros).	Sim.
Atividade de produção	Sim.	Não.	Sim (algumas podem ser só de perfuração).	Sim.	Sim (geralmente são unidades de perfuração ou de produção).	Sim.	Não.
Onde é feito o controle dos poços	Superfície.	Superfície.	Fundo do mar.	Fundo do mar.	Fundo do mar.	Superfície.	Fundo do mar.
Capacidade de armazenamento	Não.	Não.	Não.	Sim.	Sim.	Não.	Não.
Escoamento da produção	Oleodutos.	Não.	Oleodutos ou armazenamento em navios e posterior descarregamento nos terminais.	O óleo é exportado para navios petroleiros, que o descarregam nos terminais.	O óleo é exportado para navios petroleiros, que o descarregam nos terminais.	O óleo é escoado para uma plataforma de produção (FPSO), que realiza o processamento e o exporta através de navios.	Não.
Vantagem	A instalação é mais simples e permite que o controle dos poços seja feito na superfície.	A facilidade para mudar de locação e o comportamento de estrutura fixa, que permite que o controle dos poços seja feito na superfície.	Especialmente projetada para ter pouco movimento.	A capacidade de armazenamento permite que opere a grandes distâncias da costa, onde a construção de oleodutos é inviável.	Movimentos menores do que os FPSOs tipo Navio.	Possui sistema de ancoragem rígido e movimentos reduzidos, o que permite que o controle dos poços seja feito na superfície.	Maior autonomia para perfurar em grandes distâncias da costa.
Exemplos	Mexilhão, Pampo, Garoupa, Pargo 1A e 1B (geminadas).	P-3, P-4, P-5, P-6, P-59.	P-51 (prod.), P-56 (prod.), P-10 (perf.), P-55 (prod.), P-18 (prod.), P-25 (prod.), P-40 (prod.), P-52 (prod.).	P-34, P-50, P-54, P-62, Cidade de Angra dos Reis, Cidade de São Vicente, Cidade de Paraty, Cidade de Itajaí.	Plataforma de Piranema.	P-61.	NS-09, NS-15, NS-16, NS-24.

Os demais elementos que compõem o sistema submarino de produção são (ver Figura 3):

- Árvore de Natal;
- Manifold;
- Umbilicais;
- Sistema de Ancoragem.

A árvore de natal é instalada no local de perfuração do poço e é composta por válvulas que controlam o fluxo de óleo e gás no poço. O manifold também é instalado no fundo do mar e faz a ligação dos cabos e tubos entre a plataforma e os diversos poços perfurados. Sua função é diminuir a quantidade de risers que chegam à plataforma, bem como diminuir o custo através da redução do comprimento total de tubulação do projeto.

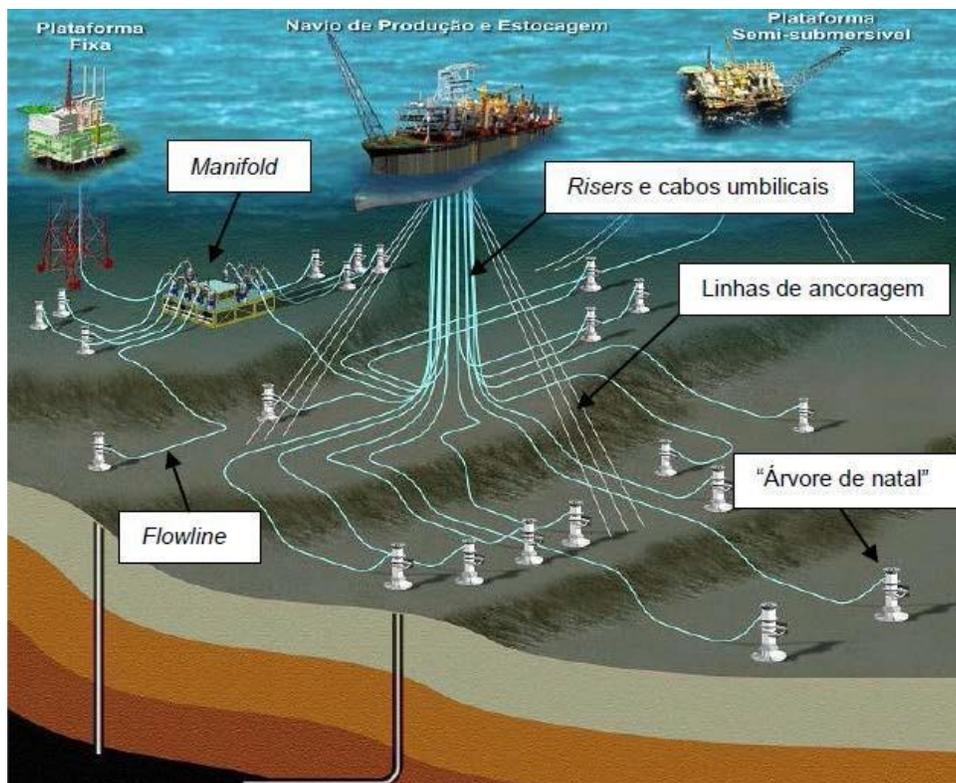


Figura 3 Sistemas Submarinos

O cabo umbilical tem camadas externas semelhantes ao do riser flexível, porém o seu interior é formado por mangueiras de controle hidráulico e injeção de produtos químicos, cabos de potência e controles elétricos, e fibras óticas (ver Figura 4). Já as linhas de ancoragem fixam as unidades flutuantes no fundo do mar, porém permitem que elas se desloquem horizontalmente em até 10% da profundidade da lâmina d'água. Para diminuir custos, o riser deve ser o mais curto possível, desde que permita grandes excursões das plataformas, definidas pelas posições near, quando a plataforma está mais próxima da âncora e far, quando está mais afastada.



Figura 4 Exemplo de Umbilical

Além de suas diferentes composições e funções, os risers também podem ser classificados quanto à sua configuração de instalação, sendo a mais comum a catenária livre, devido ao menor custo e maior facilidade de projeto, fabricação, instalação e manutenção.

Em águas ultra profundas, os risers em catenária livre podem ser inviabilizados devido à tração excessiva no topo, flambagem por compressão dinâmica na TDZ e vida curta em função da fadiga no topo e na TDZ. Para abordar estes problemas, adotam-se as configurações em lazy wave com flutuadores intermediários e em lazy S com boia presa ao fundo do mar,

conforme apresentado na Figura 5. Variações destas configurações são o steep wave e o steep S, em que o riser toca o solo quase na vertical e são utilizados quando há restrição de espaço. Outras configurações utilizadas quando há restrição de espaço são o top tension riser, que desce vertical e é tracionado no topo para evitar a flambagem por compressão, e o pliant wave, na qual um tendão fixa o duto próximo ao solo e evita choques entre risers e cabos, já que o tendão limita o movimento lateral. Existe ainda o riser híbrido, onde a parte superior é flexível, até chegar a uma boia instalada no topo de um riser rígido vertical (Boia de Sustentação de Risers e Riser Tower).

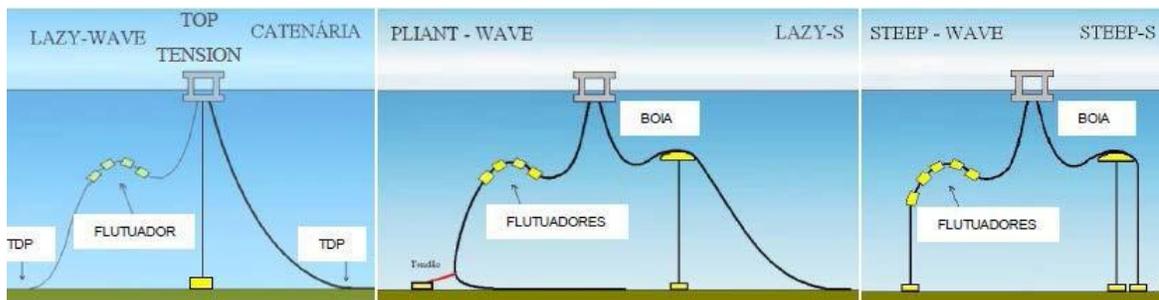


Figura 5 Configurações de Riser Rígidos

Dentre os diversos problemas abordados, é possível citar, entre outros, as vibrações induzidas pela emissão de vórtices (VIV), a interação com a unidade flutuante, os efeitos de impactos contra o solo, as interações hidrodinâmicas, a interferência entre os risers, fadiga, falhas e a compressão dinâmica.

Com respeito a esse último fenômeno, é importante entender que da compressão dinâmica decorrem grandes curvaturas locais no riser. Dessa maneira, diferentemente de outros fenômenos físicos que podem afetar esse tipo de estrutura, o problema não está associado à ciclicidade dinâmica capaz de culminar em um rompimento por fadiga, mas à forma abrupta com que a compressão ocorre, visto que se configura como um fenômeno de instabilidade (flambagem).

1.2. MOTIVAÇÃO

O novo patamar do preço do barril de petróleo evidenciou que as soluções precisam cada vez mais ser otimizadas, apresentando um baixo custo de maneira que viabilize projetos, cada vez mais desafiadores, em águas ultra profundas (Figura 6).

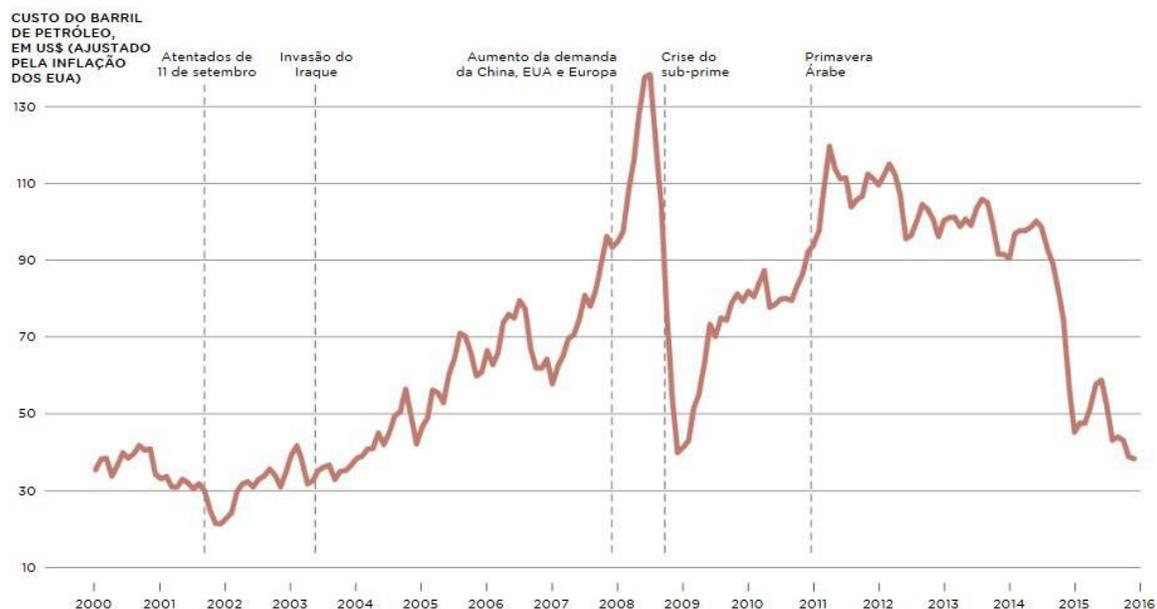


Figura 6 Evolução do Preço do Barril de Petróleo

Neste cenário atual, os risers em catenária livre tornam-se uma solução interessante, entretanto, são muito sensíveis ao carregamento ambiental. Grandes amplitudes de movimento de Heave e Surge no hang off da plataforma devido a uma condição ambiental severa resultam em problemas de flambagem no TDP.

As vantagens relativas do uso de SCRs, comparativamente aos flexíveis, são:

- Permitem maiores diâmetros;
- Possuem maior resistência termomecânica;
- Necessitam de equipamentos de instalação / desinstalação mais usuais;
- Apresentam menor custo de aquisição;
- Representam baixo impacto no projeto do sistema flutuante;
- Suportam intervenções de sondas.

Quanto às desvantagens:

- Demandam desconexão submarina;
- Despendem maior tempo nas operações de instalação e remoção;
- Provocam trações indesejáveis aos equipamentos submarinos.

Os lançamentos em catenária livre são mais frequentes em sistemas flutuantes mais “transparentes” às ondas de superfície, como são os casos das plataformas semissubmersíveis.

O uso cada vez mais frequente de embarcações convertidas leva, por conseguinte, à utilização de risers em catenária na forma *lazy wave* (ou suas variantes). Esses risers possuem maior custo de aquisição e manutenção, necessitam de maiores comprimentos suspenso e total e acarretam em maior dificuldade em eventuais manutenções.

Se por um lado, o riser flexível em catenária direta é simplificado e utiliza baixa quantidade de elementos redutores de esforços, possibilitando um menor custo em termos de material e instalação; por outro, o aumento das profundidades de produção pode inviabilizar esse tipo de lançamento, particularmente no que tange a três aspectos:

- Alto nível de trações no topo, dado que todo o comprimento suspenso é sustentado pelo ponto de conexão com a plataforma;
- Vida útil relativamente baixa, decorrente da fadiga nas extremidades do seu comprimento suspenso (topo e TDP), que são extremamente solicitadas;
- Possibilidade de compressão dinâmica, relacionada à flambagem do riser nas proximidades do TDP.

O fato de a flambagem ser um fenômeno de instabilidade que ocorre repentinamente podendo acarretar danos estruturais severos, com a conseqüente perda do riser, faz com que seu estudo seja prontamente justificado.

As grandes curvaturas relativas decorrentes da flambagem impactam fortemente no projeto estrutural, assumindo importância nessa fase. Ademais, caso o fenômeno de instabilidade se repita ciclicamente, em um estado de mar severo, por exemplo, pode culminar em fadiga mecânica de baixo ciclo.

A natureza desse fenômeno, aliada à necessidade de pesquisas que viabilizem o uso de SCRs em determinadas situações, sustentam a motivação da presente pesquisa, focada no estudo da compressão dinâmica em SCRs.

A apresentação desses argumentos e considerações aponta para a importância de maiores estudos relativa à compressão dinâmica, a fim de avançar no entendimento do fenômeno, bem como para criar diretrizes de projeto adequadas de forma a evitar a flambagem dos risers.

1.3. OBJETIVO

O presente trabalho apresenta uma alternativa de solução ao problema de compressão dinâmica através da metodologia de curvatura residual aplicada à risers rígidos em catenária livre.

Para tal, uma matriz de simulação numérica, compreendendo análises de extremo e fadiga, é proposta para buscar entender que parâmetros influenciam a dinâmica, bem como a convergência para uma solução à luz da norma DNV OS F201.

Não compreende objetivo do presente trabalho, avaliar fenômenos como VIV e galloping, podendo estes ser temas de trabalhos futuro.

Ainda, não constitui objetivo deste trabalho avaliar a região com curvatura residual aplicada, de forma que apenas a região do TDZ (*Touchdown Zone*) será observada.

1.4. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Baseado nos objetivos deste trabalho pode-se destacar três temas de suma importância para a compreensão dos fenômenos estudados e posterior descrição matemática a fim de se obter o resultado esperado, a saber:

- Comportamento Estático e Dinâmico de Risers;
- Compressão Dinâmica em Risers;
- Método da Curvatura Residual.

Os três temas acima descritos serão destrinchados em termos de abordagens, como se desenvolveram historicamente e como se encontra o status atual dos estudos acerca do problema.

1.4.1. Comportamento Estático e Dinâmico de Risers

Do ponto de vista da Engenharia Oceânica, é usual a utilização dos modelos mais simples para descrever estaticamente o riser, ou mesmo para análises dinâmicas em que o foco seja o sistema flutuante como um todo, com posterior detalhamento do projeto do riser.

Entretanto, deve-se ter o cuidado de incorporar os efeitos mais importantes como a rigidez flexional nas extremidades e modelos adequados para o solo e sua interação com o riser, embora esse último tópico ainda seja tema de muitos estudos, dada a sua complexidade.

Ademais, cabe ressaltar que a dinâmica de risers depende fundamentalmente da solução estática do problema, de maneira que esta deve ser meticulosamente determinada.

Ainda que aproximações sejam válidas, a solução exata para o problema estático (catenária) é corriqueiramente utilizada, sem que isso seja um empecilho em termos numéricos ou analíticos.

PESCE (1997) derivou as formulações estática e dinâmica para o problema de tubos submersos em catenária, a partir das equações gerais tridimensionais apresentadas por LOVE (1906), com as devidas adaptações e considerando as simplificações típicas comumente utilizadas.

WEI *et al.* (1999) partem do problema plano de um cabo suspenso entre dois pontos fixos, sujeito apenas ao seu próprio peso, com a incorporação dos efeitos da rigidez axial, culminando na proposição de “elementos de catenária” para aplicação do Método de Elementos Finitos (MEF).

Embora tenha sido intensamente estudado nas últimas décadas, o primeiro riser foi utilizado apenas em 1949 (HARRIS, 1972) e (BERNITSAS e PAPALAMBROS, 1980), enquanto o primeiro relatório técnico relevante de que se tem notícia só foi publicado 15 anos depois por FISCHER (1966).

Em FISCHER (1966), o autor apresenta uma solução simplificada para o problema de projeto de um riser vertical de perfuração, resolvendo a equação que rege a sua deflexão, além de calcular a tensão de topo mínima requerida para efeitos de projeto. O autor ainda faz importantes considerações a respeito dos comprimentos críticos de flambagem e aponta uma conclusão importante acerca da abordagem do problema como um problema de deflexão de uma viga e não de flambagem em colunas. Outra contribuição importante é a conceituação da tração efetiva, que viria a ser melhor desenvolvida em PESCE (1997).

No final da década de 1960, dois trabalhos acerca da estabilidade elástica de vigas curvas (com ocorrência de flambagem) foram de extrema importância, embora não associados diretamente ao estudo de risers, mas que apresentam características associadas.

Em LO e CONWAY (1967) é possível identificar:

- O efeito da curvatura inicial de uma viga engastada-apoiada;
- O estudo da extensibilidade da viga;
- Incorporação de não linearidade para os casos de viga extensível e inextensível, sob a hipótese de Euler-Bernoulli.

A continuação desse trabalho, publicado em CONWAY e LO (1967), trata dos casos de vigas sob outras condições de contorno.

IRVINE e CAUGHEY (1974) estudaram tais estruturas sob o ponto de vista linear, em que o cabo apresenta um perfil quase parabólico, parametrizando as equações em função do vão e da flecha e deduzindo uma componente horizontal da tração no cabo. Este procedimento permitiu a aproximação das equações até então utilizadas, reduzindo consideravelmente o gasto computacional.

BERNITSAS e PAPALAMBROS (1980) deduziram equações que regem a estática do riser de maneira simplificada, sob as hipóteses de pequenos ângulos e deflexões, tratando o problema linearmente. Assim como em FISCHER (1966), BERNITSAS e PAPALAMBROS (1980)

utilizaram um parâmetro adimensional relacionado ao comprimento de flexão.

Assim como apresentado, o problema foi reavaliado em BERNITSAS (1981) com a incorporação de uma discussão a respeito da validade da aproximação pela Teoria dos Cabos. Cabe ressaltar que, na consideração dos efeitos de correnteza, foi utilizado um modelo linear, diferente do apresentado por BURKE (1974), que se baseou em um modelo quadrático para a força de arrasto.

CHAKRABARTI e FRAMPTON (1982) apresentaram uma revisão dos estudos realizados até então, incluindo análises estáticas e dinâmicas, incorporando termos inerciais e considerando a massa adicional. Neste trabalho, foi ainda discutida a influência da pressão de líquido interno ao riser.

Outro trabalho importante relacionado à instabilidade elástica de dutos pode ser encontrado em HOBBS (1981), no qual foram estudados os modos de flambagem lateral e vertical da porção de riser que fica assentada no solo marinho, causado por cargas axiais de diferentes origens.

Na mesma linha, TAYLOR e GAN (1984) trataram especificamente de cargas laterais devidas a aumentos de temperatura, com especial atenção com os coeficientes de atrito entre o duto e o solo.

BERNITSAS *et al.* (1985) estudaram o problema da estática de risers do ponto de vista de grandes deformações tridimensionais, incorporando não linearidades devidas ao arrasto hidrodinâmico, à geometria e a efeitos estruturais, particularmente em estruturas longas, a grandes profundidades.

Em BURGESS e TRIANTAFYLLOU (1988) é possível encontrar o estudo das frequências dos modos elásticos de cabos retesados inclinados, excitados em uma faixa bastante ampla de frequências onde é verificada a ocorrência do fenômeno de crossover.

PERKINS (1992) apresenta um extenso trabalho sobre as interações modais não lineares tridimensionais em cabos elásticos, sob excitações externas e paramétricas. Inicialmente, estabelece um modelo de primeira ordem usando teoria de cabos e a aproximação da catenária por uma parábola, mesma estratégia utilizada em IRVINE e CAUGHEY (1974), sob a hipótese de pequenas relações flecha-vão.

Para estudar o efeito das interações modais, PERKINS (1992) utiliza o Método das Escalas Múltiplas, um caso particular da técnica de perturbações, que visa obter sucessivas aproximações e separar os efeitos devidos às diferentes escalas inerentes ao problema. Para fins de comparação, realizou experimentos físicos com instrumentação utilizando sensores ópticos. Segundo o autor, foi verificada a presença de uma excitação interna, do tipo 2:1, entre o modo fundamental fora do plano da catenária e o primeiro modo simétrico planar, com boa aderência entre experimentos e as previsões teóricas.

PATEL e SEYED (1995) publicaram uma revisão sobre a modelagem de risers flexíveis e técnicas de análise. Esse texto tratou das análises estática e dinâmica de risers perante diversas configurações:

- Rígido vertical;
- Flexível em catenária direta;
- Steep S;
- Steep wave;
- Lazy S;
- W wave;
- Lazy wave;
- Lanterna chinesa.

Além disso, apresentaram resultados e comparações referentes a técnicas iterativas, métodos das diferenças finitas e elementos finitos, formulações lagrangeanas, aproximações assintóticas, análises nos domínios do tempo e da frequência, efeitos das pressões internas e externas, bem como do fluxo interno, finalizando com a validação de análises numéricas.

Na conclusão, citam efeitos que eram negligenciados até então e que demandariam esforços e estudos mais aprofundados, como aqueles devido ao amortecimento estrutural, arrasto hidrodinâmico tangencial e às interações com o leito marinho.

Em PESCE (1997) foram abordados os problemas estático e dinâmico de risers em catenária. Neste trabalho, é feita uma afirmação que se configura como a hipótese básica para a aplicação da técnica de camada limite, que leva em conta o fato de coexistirem escalas de tempo distintas associadas à dinâmica de risers, de maneira que a rigidez geométrica apresenta maior importância relativa para os modos de vibração associados a frequências mais baixas, enquanto que para os modos naturais mais elevados, prevalecem os efeitos das rigidezes axial e flexional.

Tal fato é reforçado pelas características do amortecimento hidrodinâmico do fluido circundante, cujo efeito é quadrático na velocidade (Equação de Morrison). Com isso, nas baixas frequências, as perdas de energia associadas à viscosidade são consideradas relativamente pequenas, prevalecendo aquelas inerentes à estrutura. Nas altas frequências, ao contrário, a dissipação viscosa aumenta consideravelmente, de modo que a linha pode ser considerada como “congelada” em sua posição de equilíbrio, sobressaindo os efeitos da rigidez axial (ARANHA, PESCE, *et al.*, 1993).

Além das já citadas diferentes escalas de tempo envolvidas no problema dinâmico de risers, também existem discrepâncias nas escalas de comprimento. A importância da rigidez flexional nas extremidades do riser, junto ao ponto de contato com o solo e na junta flexível do topo, está associada a uma escala curta de comprimento. De acordo com ARANHA *et al.* (1997), trabalho cujo tema central foi a influência da rigidez flexional e, portanto, do momento fletor no TDZ, a curvatura da catenária é descontínua no TDP. O efeito da rigidez flexional é suavizar a transição entre esses dois valores de curvatura, enquanto desloca para a esquerda a posição real do TDP.

A escala de comprimento associada à região na qual a rigidez flexional tem importância destacada na análise dinâmica de risers está relacionada com o comprimento de flexão, parâmetro interpretado como a distância entre as posições real e ideal do TDP (PESCE, ARANHA, *et al.*, 1998a).

ARANHA *et al.* (1997) Propuseram uma aproximação analítica para o momento fletor dinâmico na região do TDP, a partir da aplicação da técnica da camada limite. Nesse mesmo trabalho, é citada a aproximação analítica para a tração dinâmica na linha, originalmente apresentada em ANDRADE (1993).

A formulação proposta para o momento fletor mostra a forte dependência com relação à tração dinâmica e ao deslocamento do ponto de contato com o solo. Assim, são discutidos os casos possíveis para essas duas variáveis e os efeitos sobre a linha, inclusive com a constatação de que a rigidez flexional nas proximidades do solo permite a possibilidade de que alguma compressão seja suportada pelo riser nessa região.

Concatenando estudos experimentais e solução analítica por meio da técnica de camada limite, PESCE, ARANHA, *et al.*, (1998a) desenvolveram e validaram experimentalmente uma expressão matemática capaz de relacionar (no tempo e no espaço) a curvatura dinâmica e a excursão do TDP de um riser, quando ao seu topo é aplicada uma excitação harmônica.

O modelo analítico utilizado, deduzido em ARANHA *et al.* (1997), partiu das equações linearizadas de um cabo ideal, com a aplicação posterior das não linearidades da solução via camada limite. Os resultados das duas abordagens mostraram grande concordância entre si, não apenas com relação aos valores médios dos parâmetros estudados, mas também com relação a suas respectivas séries temporais.

O efeito da rigidez do solo na dinâmica do riser, citado por PATEL e SEYED (1995) como um dos tópicos que carecia maiores estudos, foi abordado em PESCE *et al.* (1998b) para o problema estático, também utilizando técnicas assintóticas e a solução pela técnica da camada limite, complementando os trabalhos anteriores que consideravam o solo como sendo

infinitamente rígido.

Em PESCE, FUJARRA, *et al.* (1999), o estudo de cabos lançados sob configuração de catenária foi abordado do ponto de vista do problema de autovalor, particularmente importante para a análise da sincronização do fenômeno de VIV (lock-in) e problemas de instabilidade do tipo Mathieu, entre outros. Como resultado desse trabalho, foi apresentada uma formulação analítica simples para determinação das frequências e modos naturais de vibração de cabos lançados em catenária direta, com a explicitação e discussão das diversas hipóteses físicas e matemáticas utilizadas.

ARANHA e PINTO (2001) apresentaram uma formulação analítica, desenvolvida a partir dos trabalhos de ANDRADE (1993), que culminou em uma expressão analítica para a tração dinâmica em risers.

Diversos trabalhos relacionados a aplicações do método das múltiplas escalas vêm sendo desenvolvidos. A destacar NAYFEH e MOOK (2008), que é fonte para o estudo de oscilações não lineares, KAMEL e HAMED (2010), que aplica o método na análise não linear de cabos elásticos perante excitação harmônica e MANSUR (2011), que aplica a técnica para a análise não linear de oscilações de riser em catenária sujeitos a flexão composta.

MAZZILLI e SANCHES (2010) apresentam o problema do ponto de vista da sua formulação via método dos elementos finitos, seguido de aproximações por Variedades Invariantes e Modos Normais (lineares e não lineares), apontando pontos a serem investigados. NAYFEH e MOOK (2008) e LENCI e REGA (2000) são boas referências para as técnicas utilizadas por MAZZILLI e SANCHES (2010).

Por fim, com o avanço na capacidade de processamento dos computadores a partir dos anos 2000, diversos trabalhos baseados em simulações numéricas foram desenvolvidos, podendo-se destacar BORTOLAN NETO (2009), CAMPOS e MARTINS (2001), DE SOUSA *et al.* (2004), CHANG *et al.* (2008), CHATJIGEORGIOU e MAVRAKOS (2009) e PESCE e MARTINS (2005).

1.4.2. Compressão Dinâmica em Risers

Um riser em catenária conectado a uma unidade flutuante estará sujeito a carregamentos diversos como excitação no topo pelo flutuante, devido a ações de vento, onda e correnteza, bem como à ação direta da correnteza, que em algum momento podem comprimi-lo, conforme Figura 7.

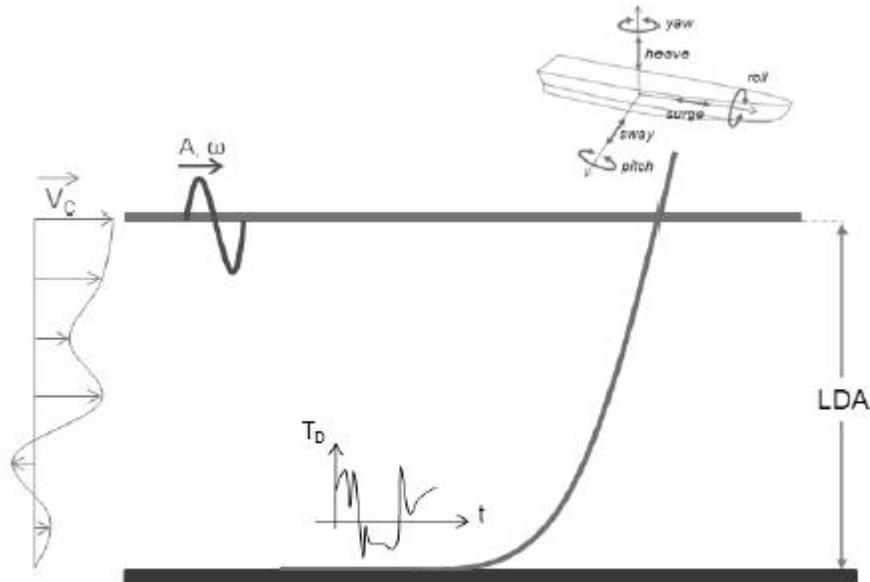


Figura 7 Carregamentos em um Riser

Diferentemente do que ocorre com um cabo, um riser suporta certo nível de compressão sem que ocorra flambagem. Ao maior carregamento de compressão que um riser pode suportar dá-se o nome de carga crítica.

Se a tração efetiva atuante sobre o riser for tal que ultrapasse o valor dessa carga crítica, a estrutura flamba globalmente, em um fenômeno denominado de compressão dinâmica.

Durante a compressão dinâmica, o riser absorve parte da energia recebida suportando a carga compressiva que lhe é imposta, de forma que a tração estagna em um patamar, associado ao nível de “saturação”, ao redor da carga crítica por um breve instante (ARANHA e PINTO, 2001). Após esse instante, não suportando o carregamento o riser “alivia”, devolvendo a

energia não absorvida em forma de ondas de compressão que se propagam da região do TDZ em direção ao topo da linha (SIMOS e FUJARRA, 2006), conforme a Figura 8 e a Figura 9.

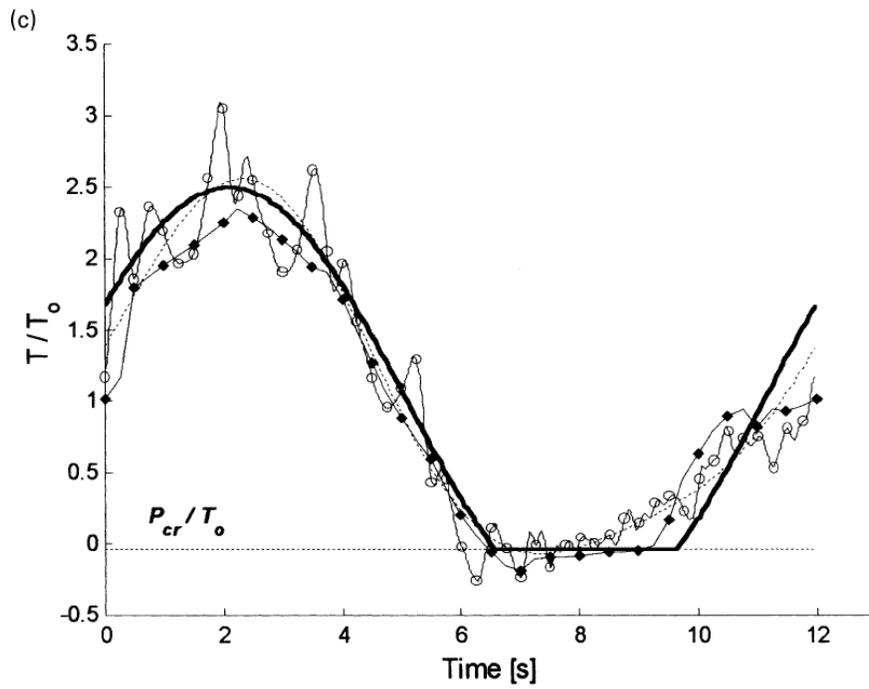


Figura 8 Compressão Dinâmica no Riser

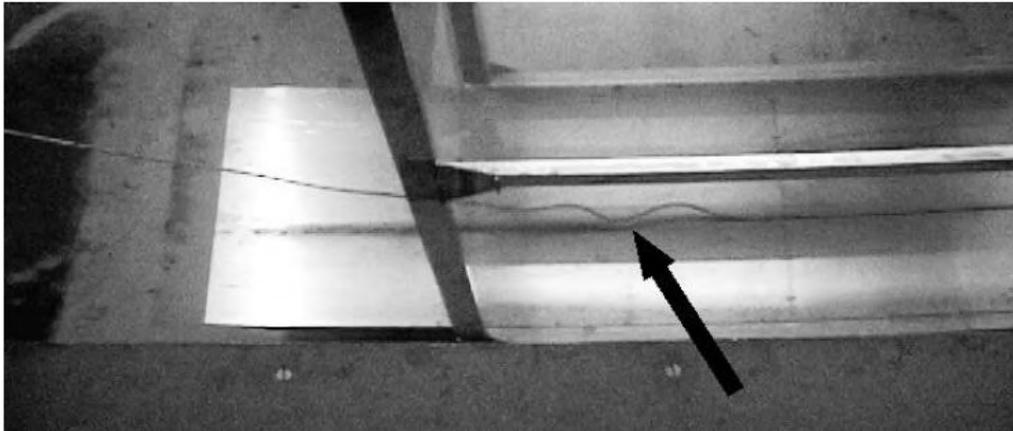


Figura 9 Carregamento Gerando Ondas Compressivas no Riser

RIBEIRO *et al.* (1998) realizaram um estudo numérico de um riser em catenária direta conectada a um FPSO, descrevendo o modelo utilizado e discutindo os resultados em termos de análises de sensibilidade. Para a modelagem numérica, assumiram que a carga compressiva em qualquer segmento não poderia exceder a carga crítica de Euler para colunas retas.

Em ARANHA *et al.* (2001), é desenvolvida uma formulação analítica que culmina em uma expressão algébrica para a carga crítica em vigas curvas bi apoiadas. Apresentaram também comparações com os resultados de experimentos realizados por ANDRADE (1993).

A tridimensionalidade do problema, principalmente pela presença de torção da linha e movimentos na direção perpendicular ao plano da catenária, é de relevância inegável. Em RAMOS JR (2001) e RAMOS JR e PESCE (2003), a tridimensionalidade da dinâmica de dutos submersos é explorada profunda e sistematicamente sob o ponto de vista analítico.

Ainda com relação a esses trabalhos, o equacionamento tridimensional é apresentado com referência a LOVE (1906) e PESCE (1997), suscitando uma formulação para a carga crítica de flambagem para risers em catenária na presença de torção, como generalização da equação obtida por ARANHA *et al.* (2001), bem como sua recuperação para o caso 2D, sob determinadas condições. Outras importantes conclusões do trabalho referem-se ao uso da Equação de Greenhill para prever as condições de estabilidade de cabos e risers com curvatura inicial e na presença de compressão dinâmica, bem como à proposição de que nas regiões de curvaturas moderadas, o carregamento crítico proposto em ARANHA *et al.* (2001) é superestimado se a torção não for considerada.

Em SIMOS e FUJARRA (2006), os resultados analíticos decorrentes de ARANHA *et al.* (2001) e de RAMOS JR e PESCE (2003) foram utilizados para comparação com resultados de simulações numéricas e ensaios físicos em tanque de provas sobre dois modelos (um flexível e outro mais rígido), na presença ou não de correnteza, e perante excitação harmônica no topo. O objetivo foi evidenciar a compressão dinâmica em risers experimentalmente.

Como principais conclusões desse trabalho, citam-se:

- As trações no modelo mais rígido apresentaram um comportamento mais uniforme no tempo e oscilações fora do plano não foram observadas, enquanto que, no modelo mais flexível, deformações laterais foram observadas e as séries temporais de tração se mostraram irregulares;
- A amplitude da tração cresceu monotonicamente com a amplitude e a frequência da excitação no topo;
- No modelo flexível, harmônicos de ordem superior foram excitados, conforme esperado em cabos comprimidos dinamicamente.

SIMOS e FUJARRA (2006) citam como características típicas do fenômeno de compressão dinâmica o aparecimento de ondas de compressão e o aparecimento de picos proeminentes no espectro de energia relativo à série temporal de trações, exatamente nos múltiplos inteiros da frequência de excitação.

Destacam-se ainda alguns trabalhos não relacionados a risers, porém de interesse para o fenômeno de compressão dinâmica. NAYFEH e MOOK (2008) e LESTARI e HANAGUD (2001) que apresentaram o problema de vibração não linear em vigas flambadas com algumas soluções analíticas exatas e avaliam o comportamento pós-flambagem e EMAM e NAYFEH (2004), onde é discutido o problema da dinâmica de vigas flambadas sujeitas a excitação ressonante, com resolução do problema linear discretizado e comparação entre resultados numéricos e experimentais.

Referências mais gerais são relacionadas a instabilidades do tipo Mathieu, quando, em determinadas condições, é possível modelar a compressão dinâmica em risers. Exemplos de trabalhos nessa linha são CARBO *et al.* (2010), EL-BASSIOUNY e ABDEL-KHALIK (2009), SI-YU e JIN-YUAN (2008) e SIMOS e PESCE (1997).

Em CHATJIGEORGIU e MAVRAKOS (2009), é feita a afirmação de que o equilíbrio 3D de uma catenária submersa é governado por dez equações diferenciais parciais. No trabalho são apresentadas essas equações, muitas delas provenientes de outros trabalhos como PESCE *et al.* (2006), ABRAMOWITZ e STEGUN (1965), BURGESS e TRIANTAFYLLOU (1988), CHANG *et al.* (2008), entre outros.

Ressalte-se que, com relação à compressão dinâmica em risers, poucos trabalhos foram encontrados, provavelmente por ser uma aplicação demasiado particular.

Sinteticamente, é possível afirmar que o riser pode, estática e globalmente, ser estudado como um cabo, sujeito ao seu peso próprio. Melhorias a esse modelo demandam correções nas extremidades, relacionadas à rigidez flexional. Nessas regiões, o riser passa a ser modelado como uma viga, embora abordagens numéricas possam sobrepujar as dificuldades da resolução analítica do problema dinâmico, para a qual essas aproximações são interessantes e, por vezes, necessárias.

1.4.3. Método da Curvatura Residual

Existe uma quantidade bibliográfica limitada a respeito do assunto uma vez que o tema é relativamente recente.

O método consiste de uma patente da Equinor (antiga STATOIL, 2005) onde uma deformação controlada é imposta à tubulação submarina de forma a funcionar como um gatilho para a flambagem lateral.

Tubulações submarinas submetidas a alta pressão e alta temperatura podem expandir significativamente e contrair longitudinalmente durante os ciclos operacionais de aquecimento e resfriamento, resultando em uma formação global de “alças” nos locais das tubulações com falta de excentricidade ou outra imperfeição sob carga axial de compressão.

A flambagem global não-controlada pode causar deformação plástica excessiva da tubulação, o que pode levar a uma falha prematura durante a operação, se não for mitigada. Tipicamente, a mitigação envolve o início deliberado de “alças projetadas” em intervalos regulares, de modo que forças axiais excessivas e alças de deformação não-

controladas associadas são evitadas. Quando a tubulação é instalada usando bobinas, o método de curvatura residual é uma alternativa conveniente e econômica para as opções de inicialização de fivelas mais convencionais.

ENDAL et al. (1995) estudou o comportamento de tubulações submarinas sujeitas à curvatura residual durante o lançamento.

DAWIT e KARUNAKARAN (2014) realizaram um extenso estudo do método de curvatura residual como forma de prevenção à flambagem lateral.

CHARNAUX et al. (2014) estudou a metodologia de ajuste dos retificadores nos *Pipelay Support Vessels* (PLSVs) de forma a controlar a deformação no duto.

O efeito da torção, causado pelo enrolamento do duto na bobina do PLSV, no assentamento da tubulação no leito marinho foi estudado por TEWOLDE e KARUNAKARAN (2017).

2. CONCEITOS TEÓRICOS

Neste capítulo são apresentados os tópicos necessários para o entendimento do fenômeno que se pretende estudar, a saber:

- Equação da Catenária;
- Projeto de Riser (DNV-OS-F201);
- Método da Curvatura Residual.

2.1. EQUAÇÃO DA CATENÁRIA

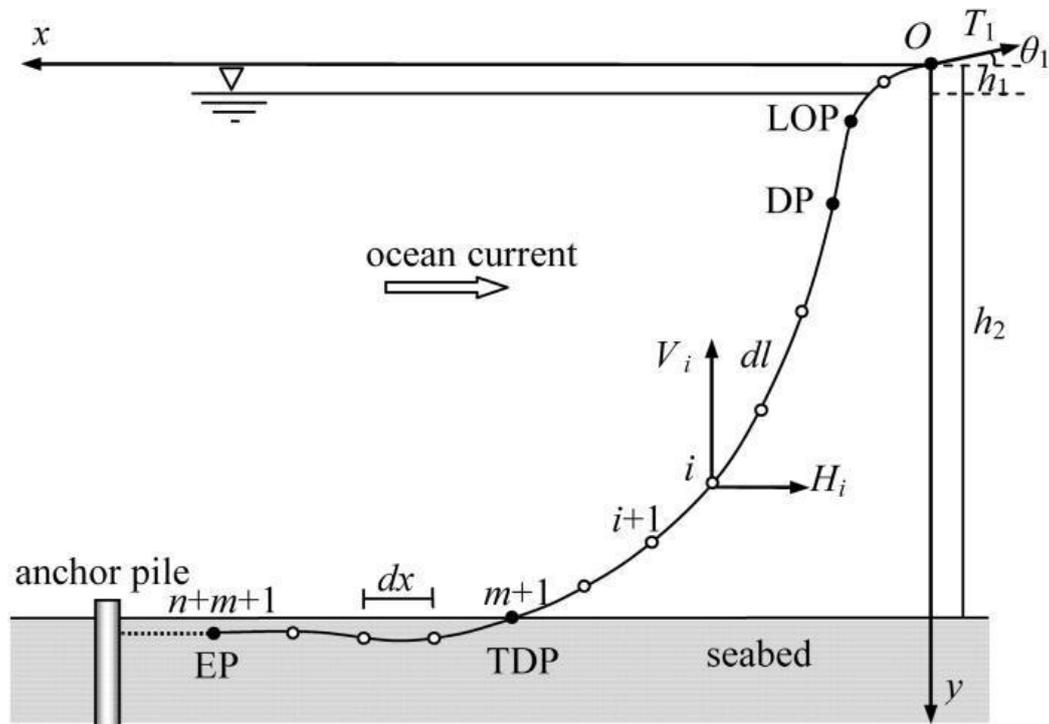


Figura 10 Discretização da Catenária

A equação da catenária é utilizada para descrever a geometria estática do duto que conecta uma estrutura flutuante ao leito marinho sob a ação única e exclusivamente do seu peso próprio por unidade de comprimento (ver Figura 10).

Antes de proceder ao estudo propriamente dito da estática de um riser em catenária livre, é importante estabelecer o conceito de tração efetiva, baseado em PESCE (1997). Seja

um elemento de comprimento infinitesimal ds , conforme a Figura 11. Os seguintes esforços atuam sobre esse elemento:

- Peso próprio no ar, $mgds$;
- Campo de pressões hidrostáticas, P_{ext} ;
- Trações nas extremidades do elemento, dadas por $F(s)$ e $F(s + ds)$.

A resultante vertical, contrária à atuação do campo gravitacional, devida ao campo de pressões ao redor do elemento submerso é conhecida por empuxo. Entretanto, não é possível reconhecê-lo apenas a partir dos esforços citados, dado que as extremidades do elemento de riser são abertas e sobre elas não atuam efeitos de natureza hidrostática.

O artifício utilizado para resolver este dilema foi a incorporação artificial de um campo de pressões hidrostáticas nas extremidades do elemento, como se fosse fechado. Para compensar estaticamente essa modificação, introduz-se um campo de pressões em sentido contrário, também nas extremidades. É possível, então, integrar o campo de pressões hidrostáticas ao redor de toda a superfície do elemento, evidenciando o empuxo em sentido contrário ao peso próprio no ar.

Decorre dessas forças o conceito de peso submerso definido por $q \times ds$, onde q é o peso correspondente a uma massa aparente, definida como a diferença entre a massa linear própria (m) do elemento e a correspondente massa de água por ele deslocada.

Por outro lado, nota-se o aparecimento de novas componentes aditivas às trações atuante, provenientes do campo de pressões artificialmente introduzido e não considerado na determinação do empuxo. A resultante das forças de tração nas extremidades do elemento é denominada tração efetiva. Segundo PESCE (1997):

“É a tração efetiva, e não a tração solicitante que determina, do ponto de vista estrutural, a configuração de equilíbrio estático e rege a rigidez geométrica da linha a deslocamentos transversais, esta última a principal condicionante de sua resposta dinâmica”.

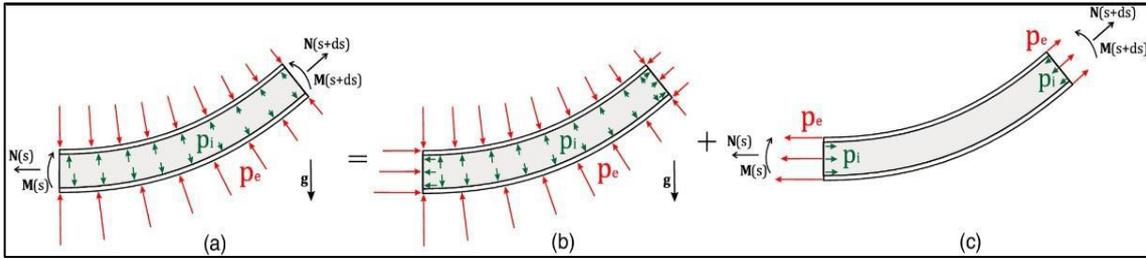


Figura 11 Definição de Tração Efetiva

A tração efetiva T_{ef} pode ser expressa pela **Equação (1)**:

$$T_{ef}(s) = F(s) + \rho g S(s) |H - z(s)| \quad (1)$$

onde $F(s)$ é a força no elemento em $s = s(x)$, g é a aceleração da gravidade, ρ é a massa específica da água, $S(s)$ é a área de seção transversal do riser em $s = s(x)$, H é a profundidade e $Z(s)$ é a coordenada Z do riser em $s = s(x)$.

Definido o conceito de tração efetiva, considere-se o elemento de linha deformado devido à atuação das forças em sua extremidade. Supondo-se o comprimento deformado igual à ds , os esforços genéricos ao qual esse elemento está submetido são representados na Figura 12:

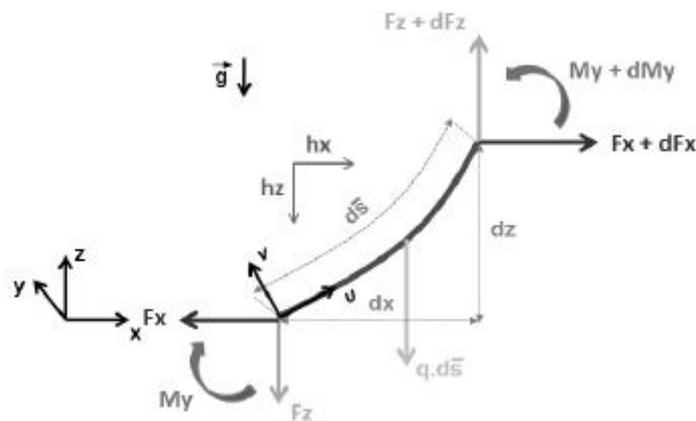


Figura 12 Equilíbrio Estático de um Elemento Infinitesimal

Pretende-se estabelecer as equações de equilíbrio estático relacionadas ao elemento deformado da Figura 12, supondo que essa deformação é linear (Lei de Hooke) e isotrópica. Logo:

$$d\bar{s} = (1 + \epsilon_0)ds \quad (2)$$

Segue do equilíbrio das forças horizontais que:

$$\frac{d}{d\bar{s}}F_x = 0 \quad (3)$$

O que implica na força horizontal atuante sobre esse elemento ser constante ao longo do comprimento do riser, $F_x = T_0$, correspondendo à projeção da tração normal sobre o eixo x .

Do equilíbrio de forças verticais, tem-se:

$$\frac{d}{d\bar{s}}F_z = q \quad (4)$$

levando ao fato de que a resultante das forças verticais corresponde ao peso próprio submerso do elemento deformado e, conseqüentemente, do riser como um todo. Isto quer dizer que se L_s é o comprimento suspenso do riser em catenária, então o seu peso submerso é dado por $F_z = qL_s(1 + \epsilon_0)$.

Dado que a componente horizontal da força atuante sobre um elemento de linha é constante e sua componente vertical é crescente com a coordenada curvilínea s , a seguinte relação é válida:

$$T(s) = T_0 \sec(\theta) \quad (5)$$

Do equilíbrio de momentos, tem-se:

$$dM_y = (1 + \epsilon_0)|F_x dz - F_z dx| \quad (6)$$

Note-se que um termo de ordem igual a $(d\bar{s})^2$ foi desprezado na equação de equilíbrio dos momentos.

Além do equilíbrio estático estabelecido, é necessário ainda apresentar as equações constitutivas do problema:

- $\epsilon_0 = \frac{N}{EA}$, proveniente da Lei de Hooke, onde EA é a rigidez axial do elemento de linha e $N = F_x \cos(\theta) + F_z \sin(\theta)$ é o esforço normal atuante sobre o elemento deformado (tração efetiva);
- $M = \frac{d}{dx} \theta EI = \chi EI$, onde EI é a rigidez à flexão do elemento de linha e χ representa sua curvatura na coordenada $s = s(x)$.

Assumindo a ausência de momentos aplicados $M_y = 0$ na Equação (6) e a consideração de inextensibilidade da linha ($\epsilon = 0$), a relação torna-se:

$$\tan[\theta(s)] = \frac{dz}{dx} = \frac{qs}{T_0} \quad (7)$$

Derivando-se $\theta(s)$ em relação à s , chega-se a:

$$\frac{d}{ds} \theta(s) = \frac{q}{T_0} \cos^2[\theta(s)] = \frac{q}{T_0} \frac{1}{1 + \left(\frac{qs}{T_0}\right)^2} \quad (8)$$

Derivando-se ainda a **Equação (7)** em relação a x agora e usando a Regra da Cadeia:

$$\frac{d^2}{dx^2} z(s) = \frac{d}{dx} \tan[\theta(s)] = \frac{q}{T_0} \left[1 + \left(\frac{dz}{dx}\right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9)$$

A relação $z = z(x)$ determina o formato geométrico de um cabo lançado exclusivamente sob a ação do seu peso próprio, ou seja, a catenária dada por:

$$z(x) = \frac{T_0}{q} \left[\cosh\left(\frac{q}{T_0} x\right) - 1 \right] \quad (10)$$

Na extremidade superior do riser (topo), a **Equação (7)** assume a seguinte forma:

$$\tan(\theta_t) = \left(\frac{F_z}{F_x} \right)_{s=L_s} = \frac{qL_s}{T_0} \quad (11)$$

Da **Equação (11)** aparece uma forma de se determinar o comprimento suspenso do cabo em catenária:

$$L_s = \frac{T_0}{q} \tan(\theta_t) = \frac{T_0}{q} \left[\left(1 + \frac{qH}{T_0} \right)^2 - 1 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

Definindo a curvatura $\chi_s = \frac{d\theta}{ds}$, da **Equação (9)** decorre diretamente que a curvatura da linha em catenária, em qualquer ponto do seu comprimento é dada por:

$$\chi_s = \frac{q}{T_0} \cos^2[\theta(s)] = \frac{q}{T_0} \frac{1}{1 + \left(\frac{qs}{T_0} \right)^2} \quad (13)$$

Para o TDP, onde $s = 0$:

$$\chi_0 = \frac{q}{T_0} \quad (14)$$

As coordenadas x e z podem ainda ser expressas em função de s (PESCE, 1997):

$$x(s) = \frac{T_0}{q} \sinh^{-1} \left(\frac{qs}{T_0} \right) \quad (15)$$

$$z(s) = \frac{T_0}{q} \left\{ \left[1 + \left(\frac{qs}{T_0} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\} \quad (16)$$

As equações descritas até o presente momento referem-se ao problema estático de um riser lançado conforme uma catenária direta. Logo, o próximo passo é a incorporação dos efeitos devidos à extensibilidade da linha.

É importante destacar que, PATEL e SEYED (1995) e PESCE (1997) afirmam que o efeito da extensibilidade é desprezível, em geral, ao menos no que tange à determinação da configuração de equilíbrio elástico. À medida que a rigidez axial decresce, cresce a importância do seu efeito.

As principais consequências da incorporação desses efeitos são:

- A componente horizontal da tração permanece constante ao longo de todo o comprimento da linha;
- As projeções vertical e horizontal da catenária ficam modificadas, dado que $x(\bar{s})$ e $z(\bar{s})$ passam a incorporar o efeito da deformação específica ϵ_0 .

Tomando s_i a coordenada curvilínea na condição indeformada, chega-se às novas relações para as coordenadas de cada ponto da linha elástica deformada, dadas por $x(s_d)$ e $z(s_d)$:

$$x(s_d) = \epsilon_0 s_i + \frac{T_0}{q} \sinh^{-1} \left(\frac{q s_i}{T_0} \right) \quad (17)$$

$$z(s_d) = \frac{1}{2} \frac{q s_i}{T_0} \epsilon_0 s_i + \frac{T_0}{q} \left\{ \left[1 + \left(\frac{q s_i}{T_0} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - 1 \right\} \quad (18)$$

As projeções horizontal (D_x) e vertical (H) da linha distendida são dadas respectivamente por:

$$D_x = \epsilon_0 L_s + \frac{T_0}{q} \sinh^{-1} \left(\frac{q L_s}{T_0} \right) \quad (19)$$

$$H = \frac{q}{2} \frac{L_s^2}{EA} + \frac{1}{q} (T_s - T_0) \quad (20)$$

onde T_s é a tração efetiva no topo da linha.

2.2. PROJETO DE RISER (DNV-OS-F201)

Risers estão sujeitos à vários tipos de carregamentos e deformações que vão desde exemplos rotineiros a casos extremos e acidentais.

O projeto é dito seguro se a resistência é maior que o carregamento solicitado e a razão de carregamento sobre a resistência for menor do que o critério de aceitação. Fatores de segurança devem ser incorporados na avaliação do projeto de forma a levar em consideração as incertezas inerentes, falta de acurácia nos procedimentos de análise e controle dos efeitos do carregamento.

Existem dois métodos para estabelecer o critério de aceitação no projeto estrutural. Um método é referido frequentemente como *Working Stress Design* (WSD) onde um fator de segurança central é utilizado para cada estado limite para explicar as incertezas provenientes da resposta e da resistência. Outro procedimento é conhecido como *Load and Resistance Factor Design* (LRFD) onde para cada efeito de carregamento e resistência existe um fator de segurança parcial aplicado. O primeiro método é descrito tanto na API-RP-2RD quanto na DNV-OS-F201. Entretanto, o segundo é provido pela DNV-OS-F201 somente, sendo este o método adotado no restante do trabalho.

DNV-OS-F201 estabelece o princípio fundamental do método LRFD é verificar se os efeitos da carga de projeto “fatorados” não excedem a resistência do projeto dos estados limites considerados. Alguns dos modos de falha associados aos estados limites incluem ruptura, colapso, propagação da flambagem para o estado limite extremo; fadiga; falha causada por cargas acidentais diretamente ou por cargas normais após eventos (condições de dano) para estado limite acidental e assim por diante. Neste trabalho, destaca-se o estado limite extremo ou último (ULS) e o estado limite de fadiga (FLS).

2.2.1. Estado Limite Último (ULS)

As condições controladas pelo carregamento são enfatizadas nesta avaliação de projeto. Estruturas sujeitas à pressão (colapso e ruptura) e critério de carregamento combinado (pressão e carregamento externo) fazem parte do escopo deste estado limite.

2.2.1.1. Ruptura (*Bursting*)

A falha por ruptura do duto ocorre devido à pressão interna. Ao longo do riser, a extremidade superior é a área crítica para esta falha onde a pressão hidrostática externa é mínima e existe pressão pelo fluido interno.

De acordo com a DNV, o critério para o duto resistir à falha por ruptura em toda seção transversal é definida pela seguinte equação:

$$(p_{li} - p_e) \leq \frac{p_b(t_1)}{\gamma_m \gamma_{SC}} \quad (21)$$

onde:

p_{li} = pressão local incidente. Pressão interna máxima esperada com uma baixa probabilidade de excedência anual. Normalmente a pressão incidente na superfície, p_{inc} , é considerada 10% maior do que a pressão de projeto, p_d .

p_e = pressão externa.

$p_b(t)$ = resistência à ruptura definida por:

$$p_b(t) = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{2t}{D - t} \min \left(f_y; \frac{f_u}{1.15} \right) \quad (22)$$

A espessura de parede nominal é dada por:

$$t_{nom} = t_1 + t_{corr} + t_{fab} \quad (23)$$

2.2.1.2. Colapso

A falha por colapso ocorre devido à pressão externa. Ao longo do riser, o TDP é a região mais crítica para colapso onde a pressão hidrostática externa é máxima.

De acordo com a DNV, o critério de resistência à falha por colapso em toda a seção transversal é definida pela seguinte equação:

$$(p_e - p_{min}) \leq \frac{p_c(t_1)}{\gamma_m \gamma_{sc}} \quad (24)$$

onde:

p_c = resistência à pressão externa definida por:

$$[p_c(t) - p_{el}(t)][p_c^2(t) - p_p^2(t)] = p_c(t)p_{el}(t)p_p(t)f_0 \frac{D}{t} \quad (25)$$

$p_{el}(t)$ = pressão de colapso elástico (instabilidade) de um tubo definida por:

$$p_{el}(t) = \frac{2E \left(\frac{t}{D}\right)^2}{1 - \nu^2} \quad (26)$$

$p_p(t)$ = pressão de colapso plástico definida por:

$$p_p(t) = 2 \frac{t}{D} f_y \alpha_{fab} \quad (27)$$

α_{fab} = fator de fabricação

f_0 = ovalização inicial

2.2.1.3. Carregamento Combinado

A combinação entre momento fletor, tração efetiva e pressão interna líquida deve ser projetada a satisfazer a seguinte equação:

$$[\gamma_m \gamma_{sc}] \left[\left(\frac{|M_d|}{M_k} \sqrt{1 - \left(\frac{p_{ld} - p_e}{p_b(t_2)} \right)^2} \right) + \left(\frac{T_{ed}}{T_k} \right)^2 \right] + \left(\frac{p_{ld} - p_e}{p_b(t_2)} \right)^2 \leq 1 \quad (28)$$

onde:

M_d = momento fletor de projeto definido por:

$$M_d = \gamma_F M_F + \gamma_E M_E + \gamma_A M_A \quad (29)$$

onde

M_F, M_E, M_A = momentos fletores devido aos carregamentos funcionais, ambientais e acidentais respectivamente.

$\gamma_F, \gamma_E, \gamma_A$ = fatores para cada tipo de carregamento.

M_k = resistência ao momento fletor de projeto definida por:

$$M_k = f_y \alpha_c (D - t_2)^2 t_2 \quad (30)$$

α_c = parâmetro responsável pelo endurecimento da deformação e redução da espessura de parede definida por:

$$\alpha_c = (1 - \beta) + \beta \frac{f_u}{f_y} \quad (31)$$

$$\beta = \begin{cases} (0.4 + q_h) & \text{para } D/t_2 < 15 \\ \frac{(0.4 + q_h)(60 - D/t_2)}{45} & \text{para } 15 < D/t_2 < 60 \\ 0 & \text{para } D/t_2 > 60 \end{cases} \quad (32)$$

$$q_h = \begin{cases} \frac{(p_{ld} - p_e) 2}{p_b(t_2) \sqrt{3}} & \text{para } p_{ld} > p_e \\ 0 & \text{para } p_{ld} \leq p_e \end{cases} \quad (33)$$

T_{ed} = tração efetiva de projeto definida por:

$$T_{ed} = \gamma_F T_{eF} + \gamma_E T_{eE} + \gamma_A T_{eA} \quad (34)$$

T_{eF} , T_{eE} , T_{eA} = trações efetivas devida aos carregamentos funcionais, ambientais e acidentais respectivamente.

$$T_k = f_y \alpha_c \pi (D - t_2) t_2 \quad (35)$$

A combinação entre momento fletor, tração efetiva e pressão externa deve ser projetada para satisfazer a seguinte equação:

$$(\gamma_m \gamma_{SC})^2 \left[\left(\frac{|M_d|}{M_k} + \left(\frac{T_{ed}}{T_k} \right)^2 \right) \right]^2 + (\gamma_m \gamma_{SC})^2 \left(\frac{p_e - p_{min}}{p_c(t_2)} \right)^2 \leq 1 \quad (36)$$

2.2.2. Estado Limite de Fadiga (FLS)

O projeto de estado limite de fadiga é considerado para garantir que a estrutura tenha uma vida fadiga adequada. Os métodos de avaliação podem ser divididos em dois tipos:

- Métodos baseados em curva S-N;
- Métodos baseados na fadiga por propagação de trincas.

Não compete ao objetivo desta tese a avaliação de vida fadiga através da mecânica da fratura, sendo a fadiga observada através do método baseado na curva tensão x número de ciclos.

2.3. CURVATURA RESIDUAL

O método da curvatura residual foi desenvolvido e patenteado pela Equinor (antiga Statoil) como um gatilho para flambagem lateral. O princípio é baseado na criação de seções de curvaturas residuais intermitentes no duto, durante a instalação pelo método reel-lay, de forma que a flambagem possa ser iniciada nessas posições. Ao formar essas

seções, a curvatura residual divide a expansão ao longo do duto controlando a flambagem lateral atingida sob carregamento operacional.

A curvatura residual é introduzida pelo retificador do PLSV durante instalação. Durante o processo de enrolamento do duto no carretel do navio, o mesmo sofre uma deformação plástica (ver Figura 13). Durante o lançamento, o duto passa pelo retificador, de forma a corrigir a deformação imposta pelo carretel do PLSV (ver Figura 14). Essa deformação pode ser controlada de forma que uma curvatura residual é mantida ou até invertida, ou seja, curvatura no sentido contrário (ver Figura 15).

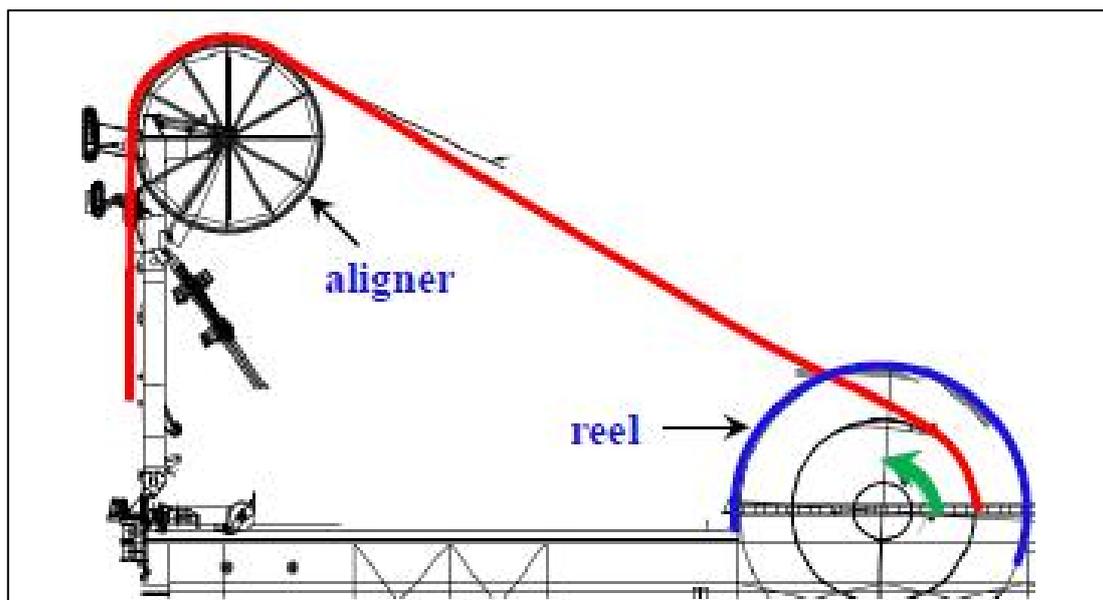


Figura 13 Configuração pós enrolamento

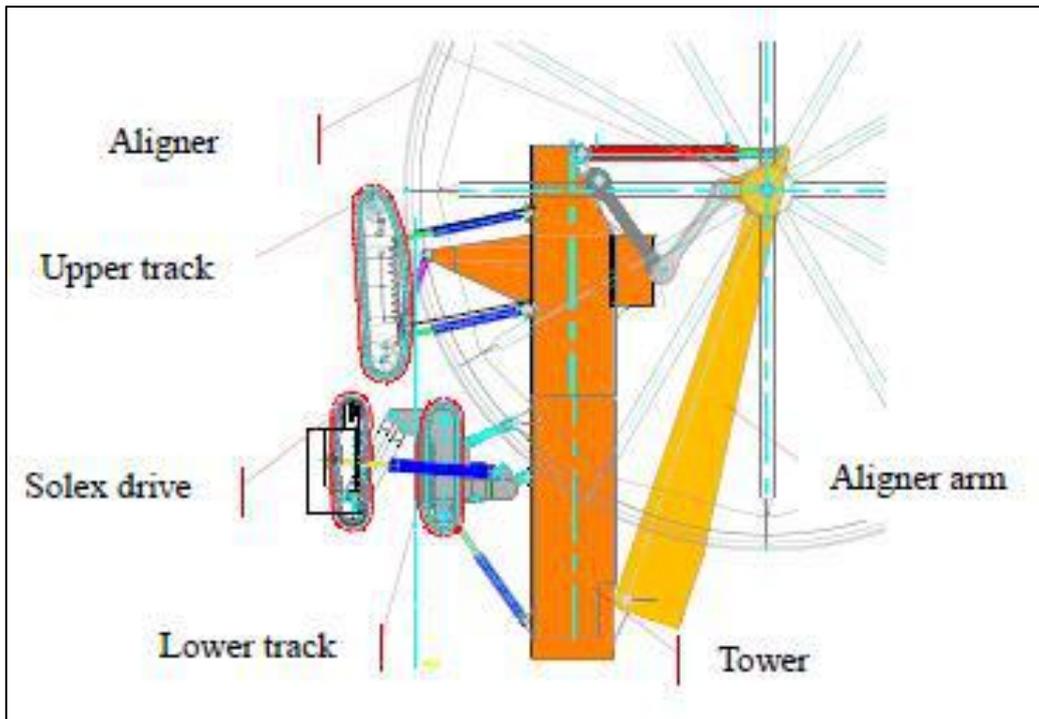


Figura 14 Retificação do duto

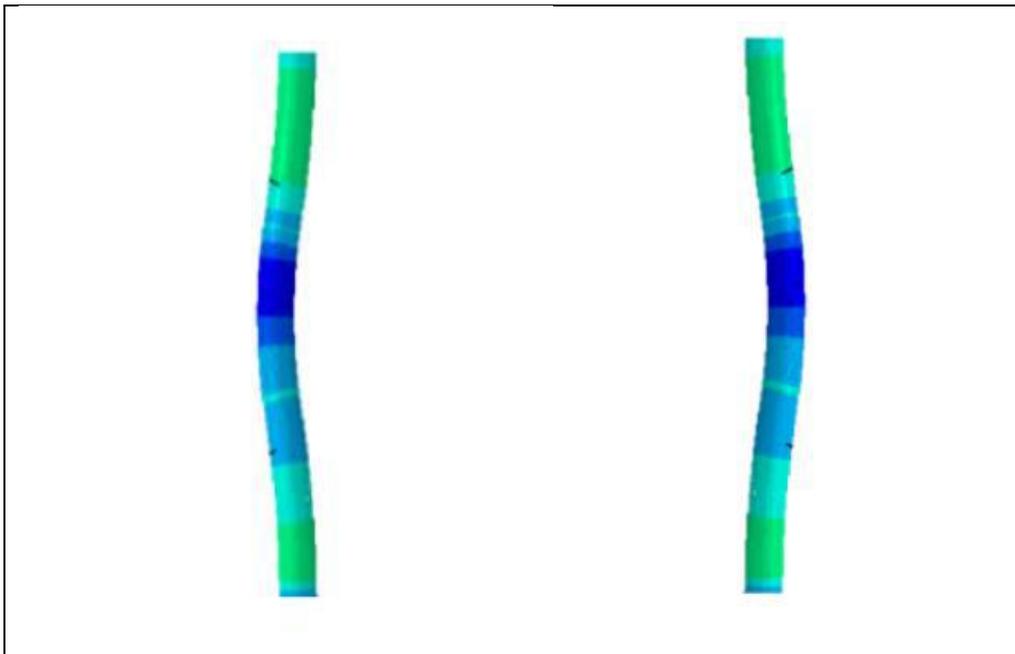


Figura 15 Curvatura Residual

Em comparação com outros processos de mitigação de flambagem lateral, o método da curvatura residual tende a ser mais econômico, robusto e mais rápido de instalar.

3. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

3.1. METODOLOGIA

A abordagem adotada neste trabalho consistiu em avaliar cada configuração de acordo com a seguinte sequência:

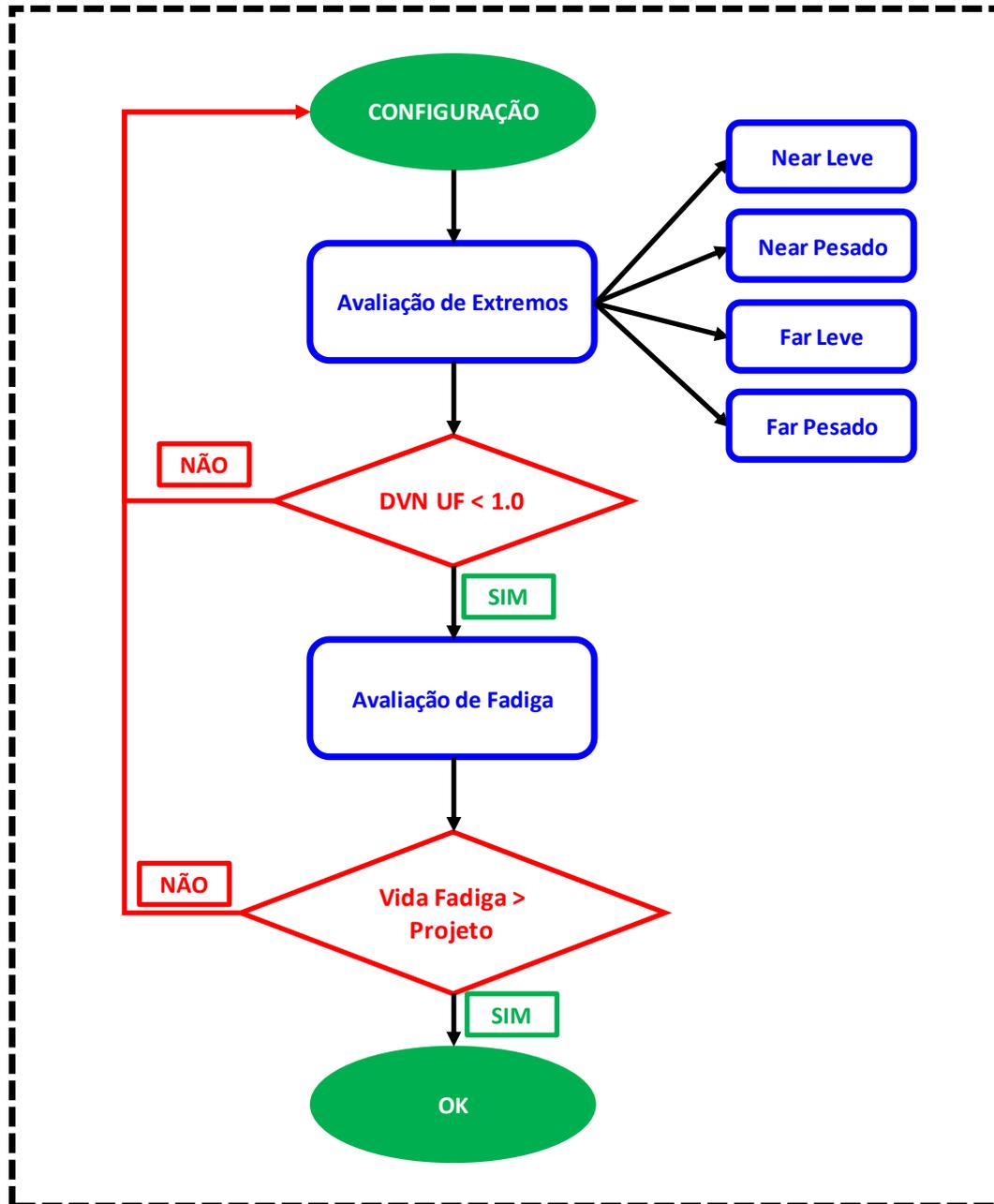


Figura 16 Diagrama de Análise

Cada configuração proposta seguiu esta abordagem de forma a encontrar uma solução alternativa para o problema.

No primeiro bloco ocorre a avaliação de estado limite de extremo (ULS) onde *Near* e *Far* correspondem à deriva do FPSO, no plano da catenária, devido ação de onda, vento e correnteza, no sentido de se aproximar do TDP ou se afastar respectivamente (Figura 17). Ainda, leve e pesado correspondem à densidade do fluido no interior do riser. Esses 4 casos caracterizam o envelope de cargas extremas possíveis garantindo que qualquer outra combinação de carregamentos ambientais apresente cargas menores.

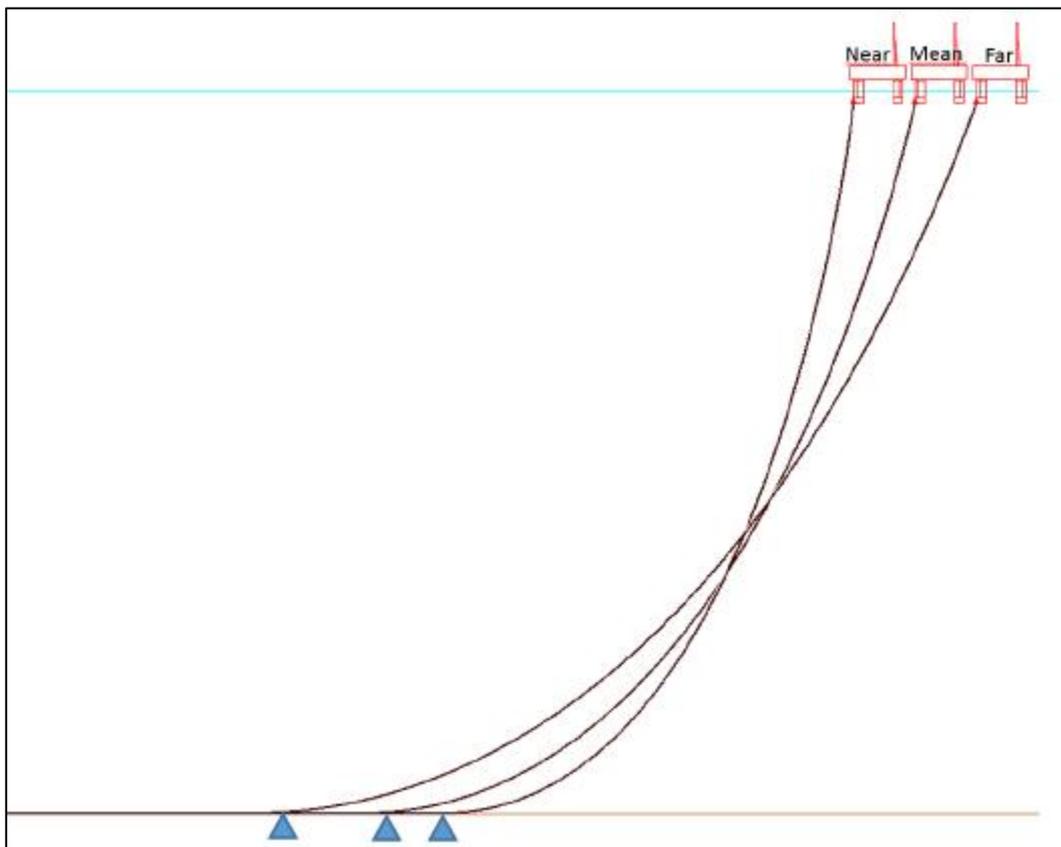


Figura 17 Configuração do riser devido à deriva da plataforma

A justificativa para este envelope incluir as máximas cargas encontradas explica-se pelo fato da posição *Near* apresentar a catenária na posição mais “fechada” e, conseqüentemente, com a maior tensão estática no TDP. A posição *Far* apresenta a catenária mais “esticada” e, conseqüentemente, com maior tração no topo. Esta configuração também apresentará variações dinâmicas maiores.

O segundo bloco corresponde ao estado limite de fadiga (FLS). O dano à fadiga é calculado usando a hipótese de dano acumulado linear (Regra de Palmgren-Miner) conforme abaixo:

$$D_{fat} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (37)$$

onde

D_{fat} = dano acumulado devido a fadiga

k = número de blocos de tensão

n_i = número de ciclos de tensão no bloco de tensão i

N_i = número de ciclos de falha no intervalo constante de tensão i

As análises foram simuladas utilizando o software Orcaflex 10.1b

3.2. CARREGAMENTO AMBIENTAL

3.2.1. Profundidade

Para o estudo em questão foi considerada uma lâmina d'água de 2000 m de profundidade.

3.2.2. Ondas

Como o objetivo deste estudo é avaliar uma proposta alternativa de riser rígido em catenária livre em termos de capacidade de resistir à movimentos extremos de um FPSO, foi necessário modelar uma onda irregular utilizando o espectro de JONSWAP.

Para a escolha da onda de projeto foi adotada uma busca pela maior velocidade vertical no topo do riser, a partir de um relatório de condições meteoceanográficas (METOCEAN) com período de retorno de 100 anos.

Assumindo um aproamento do FPSO igual à 195° como aproamento de FPSO mais comum nas Bacias de Campos e Santos, as velocidades verticais máximas num período de 3 horas extraídas de 20 realizações para cada par Hs-Tp do METOCEAN é apresentado na Figura 18:

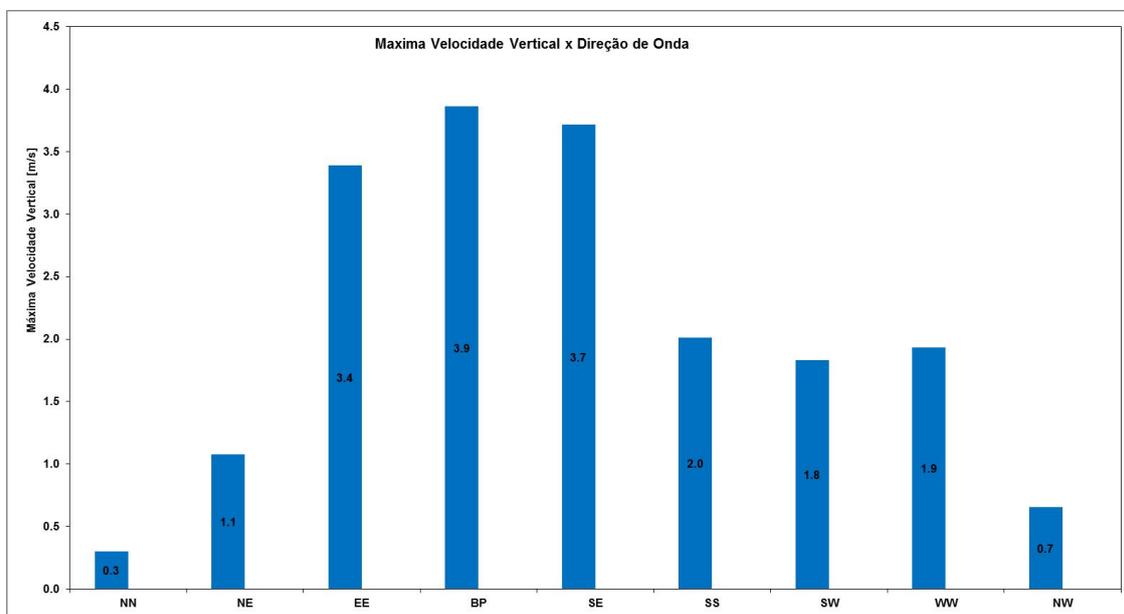


Figura 18 Distribuição de Velocidade Vertical por Direção de Onda

A Figura 18 apresenta as direções cardinais para incidência de onda no FPSO, onde a direção BP (Beam Portside) significa a onda exatamente à 90° de incidência do FPSO.

A onda que apresentou a maior velocidade vertical está descrita na Tabela 2:

Tabela 2 Onda de Projeto

Hs [m]	Tp [s]	γ
6.5	14.5	1.721664

A semente aleatória que conferiu a máxima velocidade vertical foi também registrada de forma a garantir que a mesma excitação fosse transferida ao riser durante a avaliação com onda irregular (JONSWAP) e duração de 3 horas nas análises de carregamento ambiental extremo.

A justificativa na escolha de uma onda que apresentasse a maior velocidade vertical reside no fato das maiores tensões no TDP ocorrer logo após uma máxima velocidade vertical para baixo (GEMILANG, 2015).

Para efeitos de fadiga, foi adotado um carregamento anual simplificado onde as ondas são agrupadas em blocos de forma a reduzir o número de análises necessárias (ver exemplo na Figura 19).

Hs (m)		Tp (s)															
		3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16		
0	0.5	-	-	-	-	-	1	1	-	-	-	-	-	-	-	2	
0.5	1	1	23	43	59	77	40	20	9	7	6	5	2	1	293		
1	1.5	2	108	281	450	1101	861	208	47	35	28	10	5	4	3140		
1.5	2	-	5	321	602	628	895	337	82	46	27	26	13	4	2987		
2	2.5	-	-	9	400	268	195	113	49	23	18	34	15	3	1127		
2.5	3	-	-	1	69	260	109	33	12	11	-	6	7	1	509		
3	3.5	-	-	-	9	41	69	21	6	-	-	1	1	-	148		
3.5	4	-	-	-	-	6	37	9	2	-	-	-	-	-	54		
4	4.5	-	-	-	-	-	8	6	-	-	-	-	-	-	14		
4.5	5	-	-	-	-	-	4	4	7	-	-	-	-	-	15		
5	5.5	-	-	-	-	-	-	2	3	-	-	-	-	-	5		
		3	136	655	1589	2381	2219	754	217	122	79	82	43	13	1	8294	

Figura 19 Diagrama de Bloco para Análise de Fadiga

Neste caso, a direção de onda é respeitada a fim de se obter a correta resposta do FPSO e, o conseqüente valor de fadiga associada.

Ao todo, as condições meteoceanográficas do estado de mar anual, ou seja, que apresentam o registro de cada par Hs-Tp com a sua direção associada, foram agrupadas em 123 blocos cada qual com o seu tempo de exposição correspondente.

3.2.3. Correnteza

Para os fins deste estudo, não foi considerada nenhuma correnteza. Embora o efeito da correnteza altere a geometria do riser e, portanto, teria influência sobre a flambagem do duto sob carregamento de ondas extremas, espera-se que a correnteza também introduza amortecimento ao sistema tendendo a reduzir os efeitos dinâmicos. Para efeito de fadiga,

a correnteza tenderia a mudar o TDP estático, contribuindo para a distribuição do dano ao longo do TDZ. Entretanto, para uma melhor compreensão da metodologia proposta, é importante que estudos futuros avalie o seu efeito.

3.2.4. Deriva

Neste estudo assumiu-se o valor de 8% da profundidade relativo à deriva no sentido do TDP ou contrário a este.

3.3. CARACTERÍSTICAS DO RISER

Para o estudo em questão foi escolhido um riser de produção. Este encontra-se à 90° do FPSO de forma a maximizar os efeitos dinâmicos, trazendo robustez à solução.

As características principais do riser são descritas na Tabela 3:

Tabela 3 Características Principais

Tipo de Riser	PRODUÇÃO
Duto Base	
Diâmetro Externo	9.43" (239.5 mm)
Espessura de Parede	15.20 mm
Diâmetro Interno	8.00" (203.2 mm)
Classe de Material	X65
Módulo de Elasticidade	207 GPa
Coefficiente de Poison	0.3
Revestimento Externo	
Tipo	Revestimento Térmico
Espessura do Revestimento	39.70 mm
Densidade do Revestimento	690 kg/m ³
Revestimento Interno	
Tipo	Bubi Pipe – Inconel 625
Espessura do Revestimento	3 mm
Densidade do Revestimento	8442 kg/m ³
Duto Total	
Diâmetro Externo Total	12.56" (319 mm)
Espessura de Parede Total	18.20 mm
Massa no Ar (vazio)	124.56 kg/m
Massa na Água (vazio)	42.64 kg/m
Massa na Água (alagado)	75.88 kg/m

As massas específicas do fluido de produção avaliadas são apresentadas na Tabela 4:

Tabela 4 Propriedades do Fluido

Massa Específica [kg/m ³]		
Leve	Normal	Pesado
485	575	665

Para o cálculo de fadiga, foi adotada a curva SN D, com proteção catódica, de duas inclinações, descrita na Tabela 5:

Tabela 5 Propriedades para Avaliação de Fadiga

Curva S-N	N ≤ 10 ⁶ cycles		N > 10 ⁶ ciclos Log a ₂ (m ₂ = 5.0)	Limite à fadiga em 10 ⁷ ciclos	Fator de correção de espessura	Fator de concentração de tensão	Fator de Segurança
	m ₁	Log a ₁					
D com Proteção Catódica	3	11.764	15.607	52.63	0.2	1.2	10

3.3.1. Modelo Numérico do Riser

O Orcaflex utiliza modelo em elementos finitos, compreendendo nós e segmentos como conceito básico.

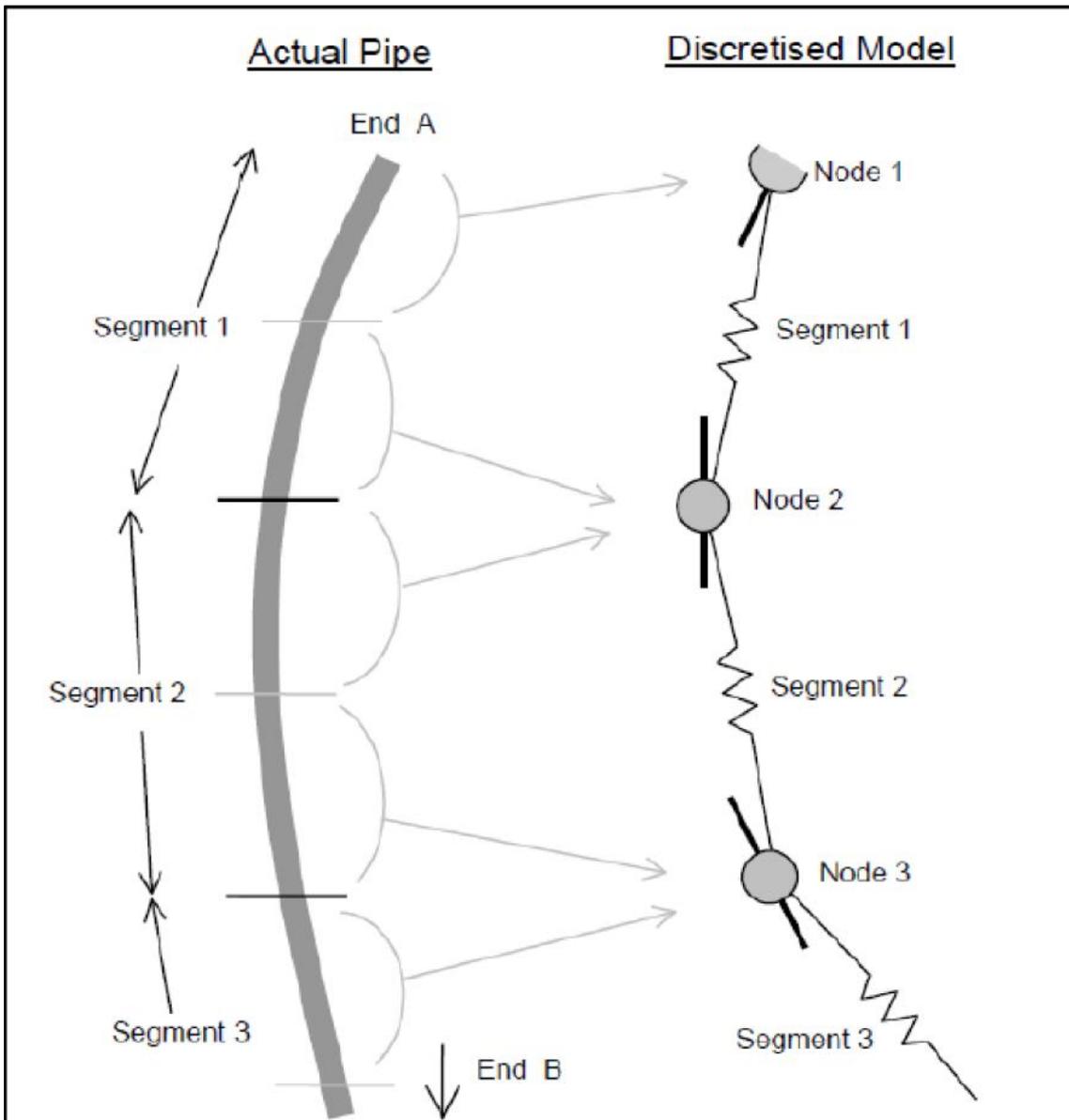


Figura 20 Modelo de Linha no Orcaflex

Um duto contém diversos nós e segmentos conforme apresentado na Figura 20. Cada nó é conectado a um trecho de linha chamado segmento, que representa a seção de um riser com as suas propriedades definidas (massa, peso, empuxo, coeficiente de arrasto, diâmetro, espessura, etc.).

O Orcaflex possui uma ferramenta que permite definir uma curvatura forçada em uma determinada seção do riser. Essa ferramenta, chamada *Pre-bend*, será utilizada para definir a curvatura residual definida na Tabela 7, onde a direção x significa a curvatura fora do plano da catenária e a direção y, a curvatura no plano da catenária, conforme a Figura 21.

Structure **Pre-bend** Mid-line Connections Attachments Contents Applied Loads Fluid Loads VIV Results Drawing

Sections:

No.	Line Type	Section Length (m)	Pre-bent Curvature (rad/m)		Cumulative Values	
			x	y	Length (m)	Segments
1	RBT-PRD	50.000	0.00000	0.00000	50.000	100
2	RBT-PRD	100.000	0.00000	0.00000	150.000	150
3	RBT-PRD	200.000	0.00000	0.00000	350.000	175
4	RBT-PRD	200.000	0.00000	0.00000	550.000	185
5	RBT-PRD	500.000	0.00000	0.00000	1050.00	205
6	RBT-PRD	200.000	0.00000	0.00000	1250.00	225
7	RBT-PRD	200.000	0.00000	0.00000	1450.00	305
8	RBB-PRD	30.000	0.00000	0.00000	1480.00	335
9	Snake	32.447	0.00000	0.01000	1512.45	465
10	Snake	78.540	0.00000	-0.01000	1590.99	779
11	Snake	78.540	0.00000	0.01000	1669.53	1093
12	Snake	32.447	0.00000	-0.01000	1701.97	1223
13	RBB-PRD	100.000	0.00000	0.00000	1801.97	1323
14	RBB-PRD	100.000	0.00000	0.00000	1901.97	1363

Figura 21 Ferramenta do Orcaflex para Modelo de Curvatura Residual

4. ANÁLISE NUMÉRICA

A proposta por trás da utilização da curvatura residual em risers rígidos conectados ao FPSO sob a forma de catenária livre é a acomodação de ondas compressivas através de pequenas deformações impostas à geometria do riser. A Figura 22 apresenta uma comparação de um riser rígido em catenária livre (chamado SCR daqui por diante) e um riser rígido com curvatura residual (chamado de RCSCR daqui por diante).

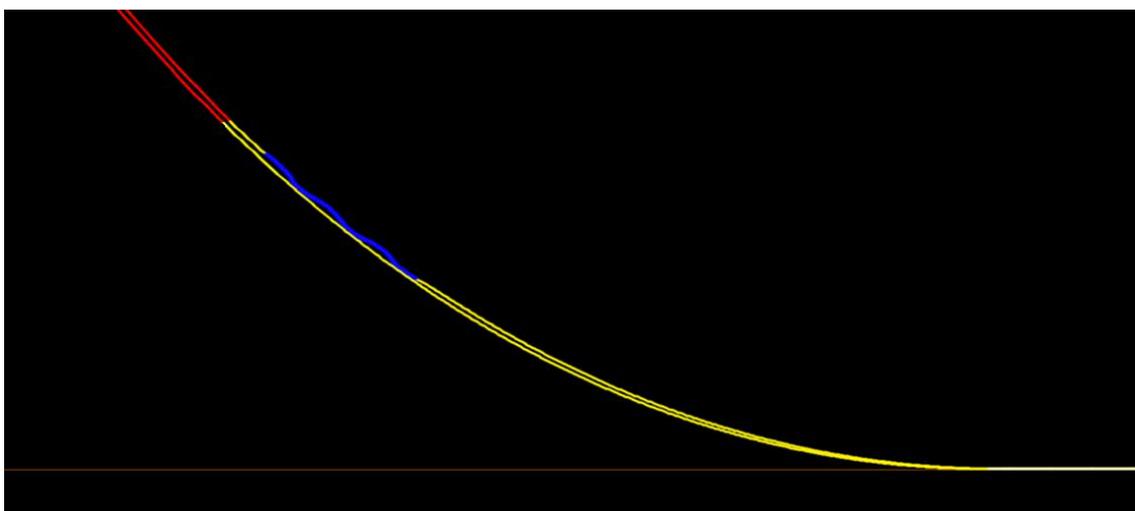


Figura 22 SCR x RCSCR

De fato, ao avaliar-se a Figura 22, percebe-se que a excitação vertical imposta pelo FPSO tem um caminho mais tortuoso a seguir no riser com curvatura residual. A seção deformada tende a se comportar como uma mola, o que afeta a rigidez local do riser e, conseqüentemente, a propagação da onda compressiva.

Para fins de comparação, a Tabela 6 apresenta uma comparação entre as malhas utilizadas em cada configuração de riser.

Tabela 6 Comparação entre Malhas

Conceito	Ângulo de Topo [deg]	Comprimento [m]	Número de Nós	Menor Segmento [m]
SCR	9.0	4808	1069	2.00
RCSCR	9.0	4808	2357	0.25

O exemplo da Figura 22 foi avaliado a título de comparação com um SCR, de forma a verificar a viabilidade do conceito. Ainda, esta avaliação preliminar não apresenta controle da geometria.

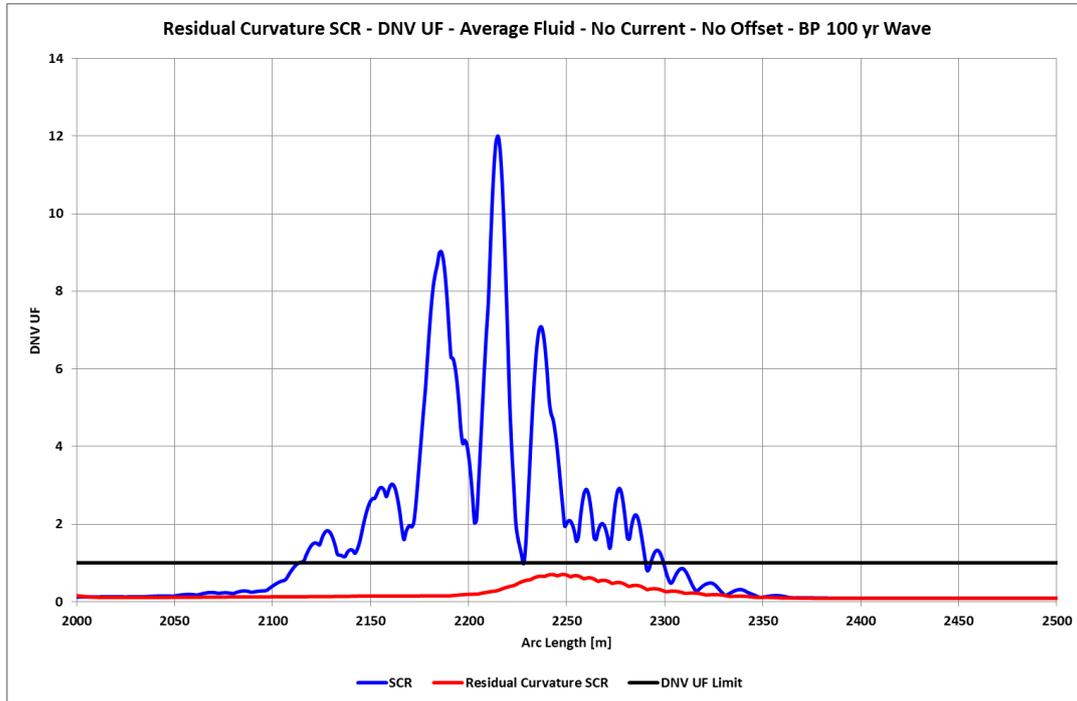


Figura 23 Comparação de DNV UF entre SCR e RCSCR

Na avaliação de extremos da Figura 23 a partir da onda de projeto descrita na Tabela 2, é possível perceber que sob efeito de uma onda extrema, o SCR excede em muito o limite de projeto traduzido como fator de utilização da DNV. O mesmo resultado apresenta uma adequação das cargas extremas ao longo do RCSCR de forma que estas não atingem o TDP em toda a sua magnitude, conforme apresentado também no resultado da Figura 24.

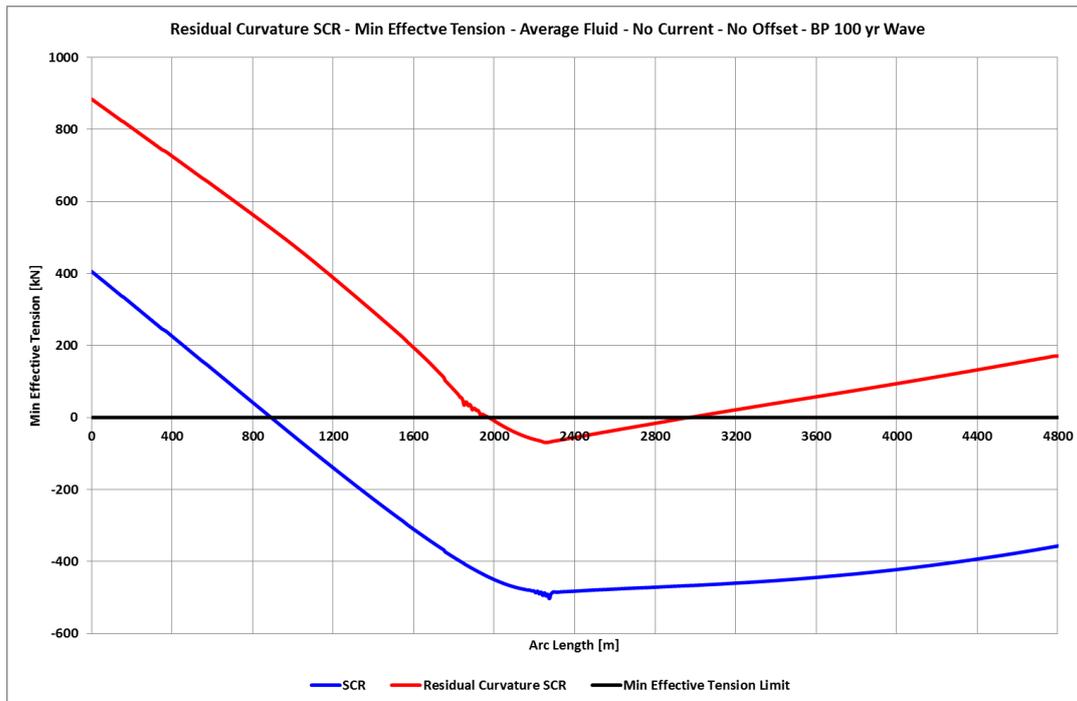


Figura 24 Tração Mínima ao Longo do Riser

Percebe-se que a região de compressão do riser reduziu drasticamente, para valores aceitáveis. Essa redução é a principal responsável pela redução do fator de utilização da DNV no gráfico da Figura 23.

A Figura 25 destaca a redução da velocidade vertical no TDP, mostrando mais uma vez a atenuação das cargas ao longo do RCSCR.

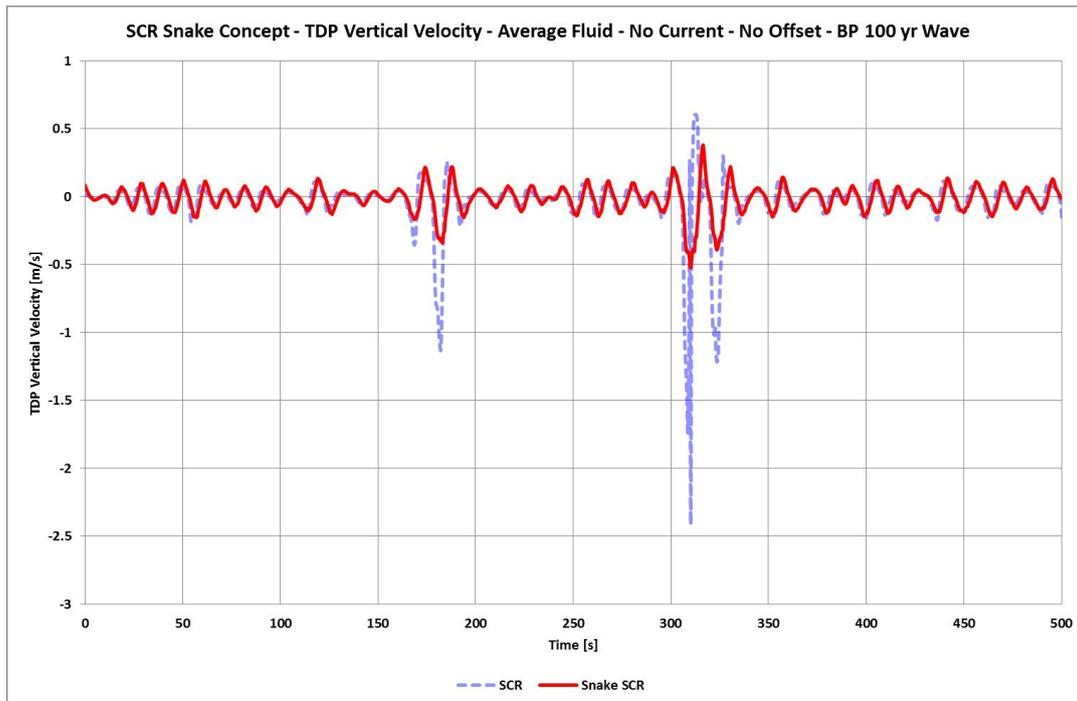


Figura 25 Velocidade Vertical no TDP

Mediante os resultados preliminares apresentados, foi proposta uma matriz de análise numérica através da variação paramétrica a fim de viabilizar uma concepção que resista aos esforços de carregamento extremo, ao estado limite de fadiga, além de prever e controlar o comportamento dinâmico do riser sob tais carregamentos. Tal matriz engloba:

- Variação de Geometria;
- Distância ao Solo;
- Número de Ciclos de Curvatura Residual (ver Figura 26);
- Distância entre os Ciclos de Curvatura Residual;
- Ângulo de Topo;
- Peso Distribuído.

A condição mais crítica caracterizou-se pela posição do flutuante mais próxima ao TDP (*Near*) e densidade do fluido interno leve (*light*) solicitada pelo carregamento de onda extrema descrita na Tabela 2, sendo os resultados desta condição apresentados no decorrer do trabalho.

4.1. VARIAÇÃO GEOMÉTRICA

5 geometrias foram propostas para este estudo. As geometrias variaram desde raio de curvatura ao comprimento de acordo com a Tabela 7:

Tabela 7 Variação de Geometria

Modelo	Segmento	Raio [m]	L [m]	Curvatura [1/m]
A	1	50	3.614231	0.02
	2	50	8.726646	-0.02
	3	50	8.726646	0.02
	4	50	3.614231	-0.02
B	1	100	32.44696	0.01
	2	100	78.53982	-0.01
	3	100	78.53982	0.01
	4	100	32.44696	-0.01
C	1	100	43.17178	0.01
	2	100	104.7198	-0.01
	3	100	104.7198	0.01
	4	100	43.17178	-0.01
D	1	100	21.66311	0.01
	2	100	52.35988	-0.01
	3	100	52.35988	0.01
	4	100	21.66311	-0.01
E	1	75	6.505257	0.0133
	2	75	15.70796	-0.0133
	3	75	15.70796	0.0133
	4	75	6.505257	-0.0133

Onde por segmento entende-se:

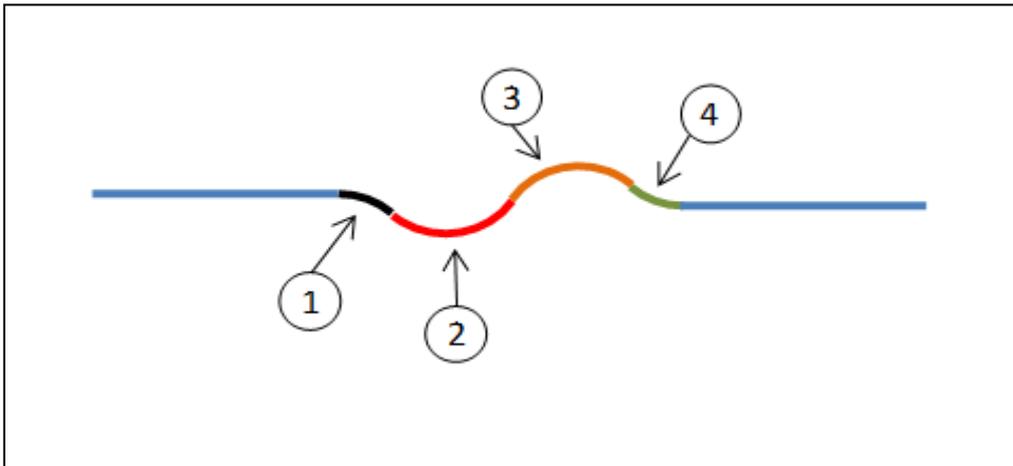


Figura 26 Geometria de cada Ciclo de Curvatura Residual

É importante destacar que os segmentos 1 a 4 compreendem um ciclo no presente estudo. Ainda, os segmentos 1 e 4 são importantes para não formar um concentrador de tensões no riser.

Outro ponto a se destacar foi a premissa de que a geometria deveria trabalhar no regime elástico, de forma que a tensão estática não ultrapassasse o limite de escoamento. Essa premissa é importante para a fadiga, uma vez que tende a evitar fadiga por baixo ciclo.

A Figura 27 apresenta uma comparação entre as geometrias contidas na Tabela 7.

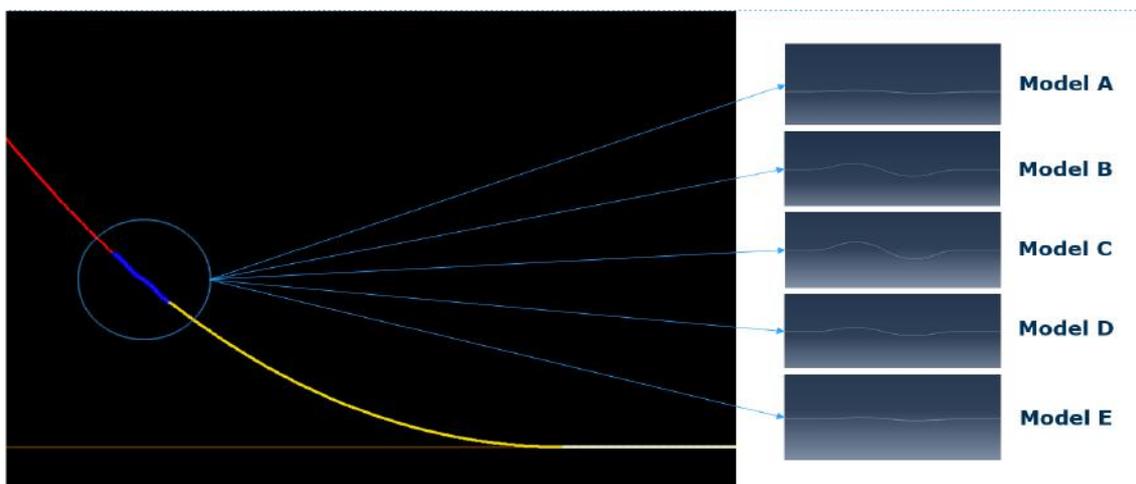


Figura 27 Comparação entre Geometrias

A Figura 28 apresenta os resultados devido à carregamento extremo de onda:

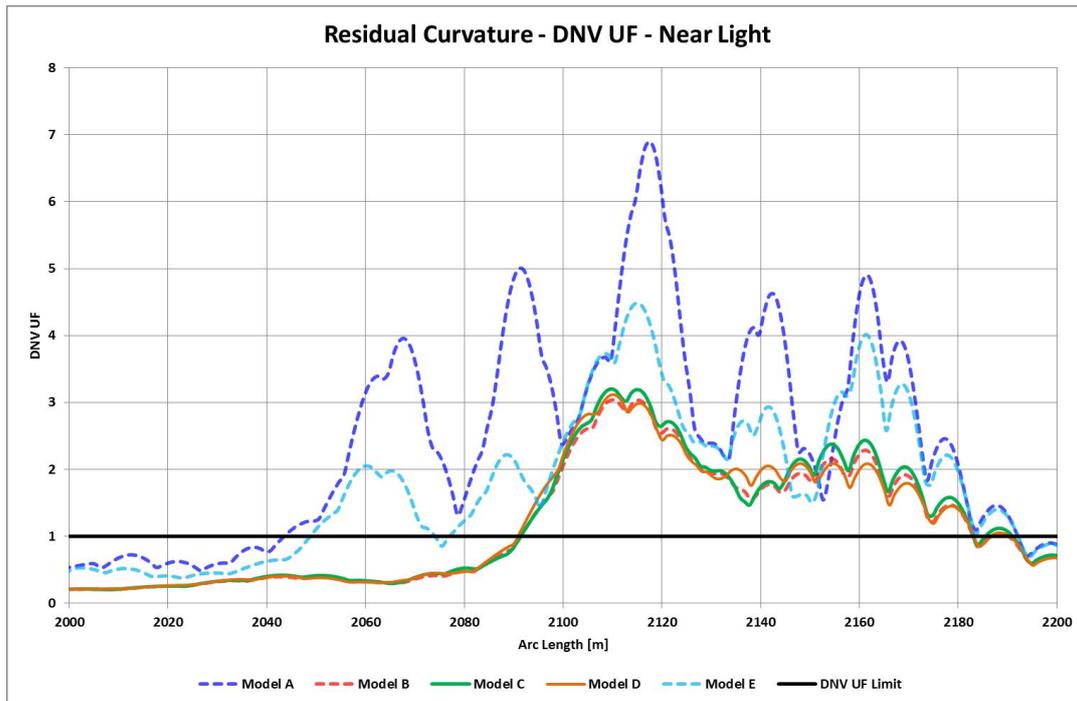


Figura 28 DNV UF para cada Geometria

O resultado da Figura 28 evidencia que quanto maior o raio de curvatura, maior a atenuação das cargas. Não apenas isso, o efeito do comprimento de cada ciclo não interfere no resultado final, o que facilita na tentativa de manter as tensões da seção deformada abaixo do limite de escoamento.

4.2. DISTÂNCIA AO SOLO

Define-se a distância ao solo como a distância inferior da seção deformada ao leito marinho, conforme a Figura 29.

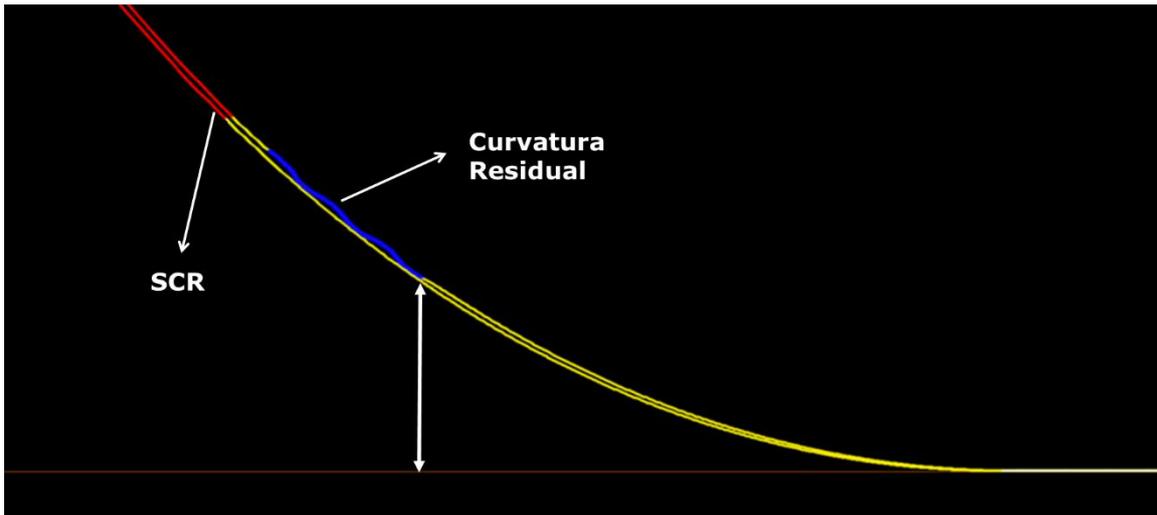


Figura 29 Distância ao Solo

As Figura 30, Figura 31 e Figura 32 apresentam os resultados para os modelos B, C e D respectivamente:

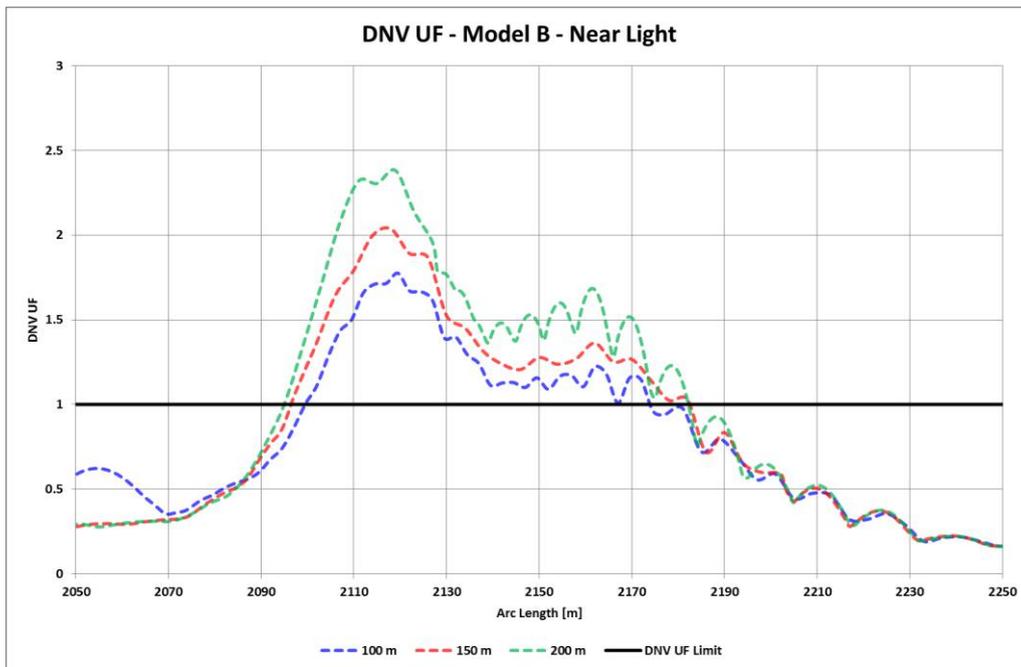


Figura 30 DNV UF para o Modelo B

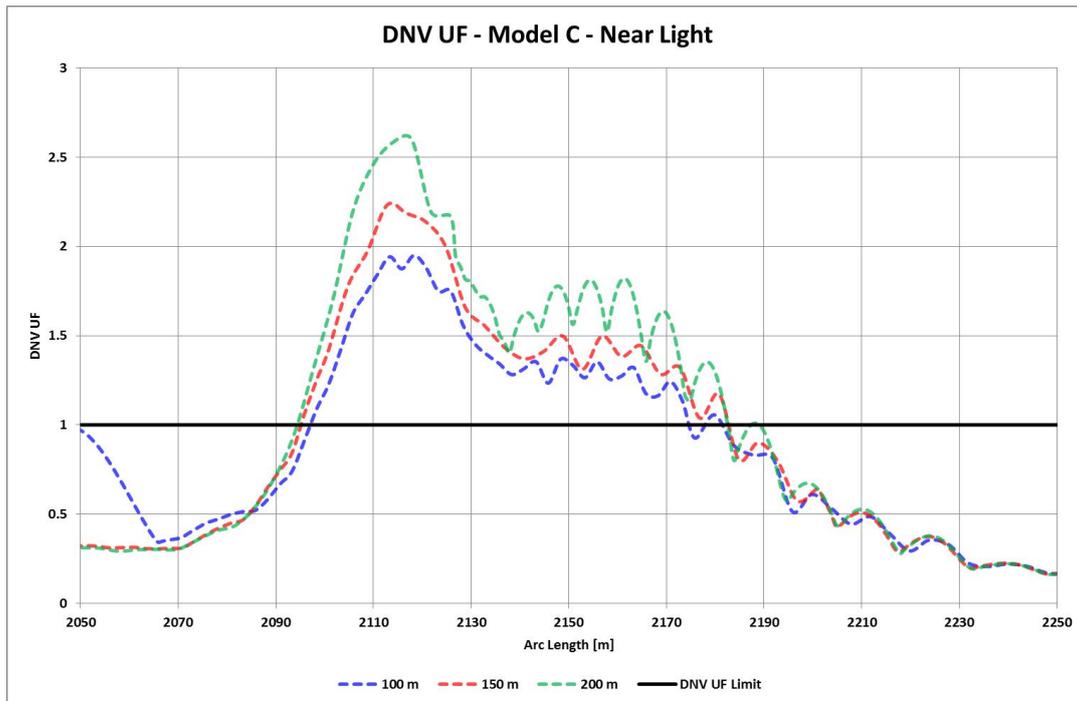


Figura 31 DNV UF para o Modelo C

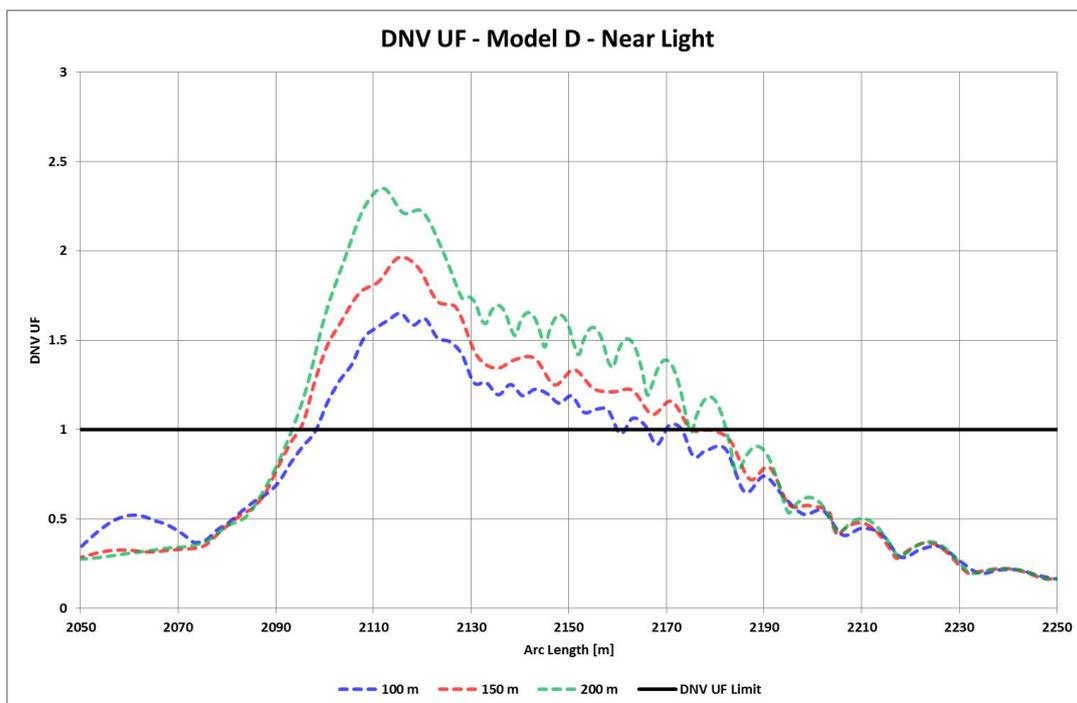


Figura 32 DNV UF para o Modelo D

Os resultados indicam que quanto mais próximo ao solo, maior a atenuação das ondas compressivas geradas pelo FPSO.

Outro ponto importante de se destacar é que quanto menor o comprimento do ciclo para um mesmo raio, maior a atenuação.

Os resultados são expressivos, entretanto devem ser tratados com cuidado. Na primeira conclusão deve-se atentar para o fato de que a deformação residual não deve estar sujeita a carga compressiva devido à instabilidade do problema. Neste caso, existe um limite de proximidade com o solo que deve ser cuidadosamente avaliado.

A segunda conclusão implica no aumento da tensão estática local. Logo, existe também um limite ótimo para a configuração.

A configuração B com 100 m de distância para o solo foi adotada para o decorrer do estudo.

4.3. NÚMERO DE CICLOS DE CURVATURA RESIDUAL

O RCSCR foi avaliado com 1, 2 e 3 ciclos conforme resultado apresentado na Figura 33:

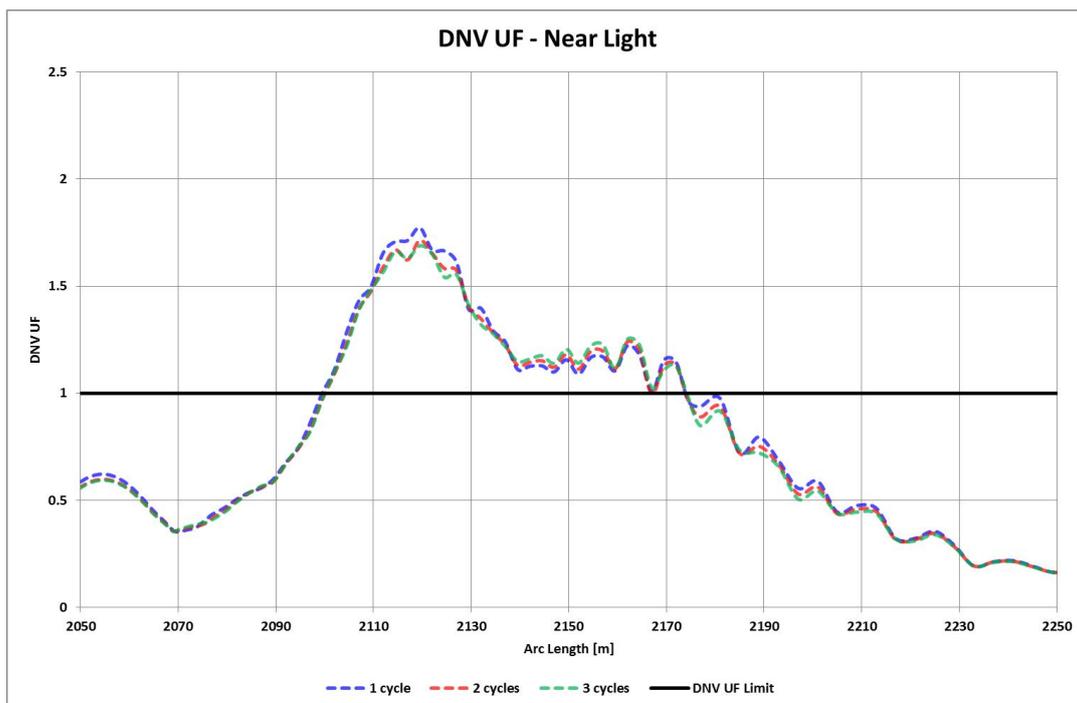


Figura 33 DNV UF para a Variação de Ciclos

O resultado mostra que o número de ciclos não impacta a solução final. Este resultado é importante pois mostra que com uma seção pequena do riser é possível atenuar as cargas no TDP.

4.4. DISTÂNCIA ENTRE OS CICLOS DE CURVATURA RESIDUAL

A distância entre os ciclos é o trecho não deformado no riser entre as seções com curvatura residual. Conforme a Figura 34, o resultado avaliou as distâncias de 10 m, 50 m, 100 m, 150 m e 200 m entre os ciclos:

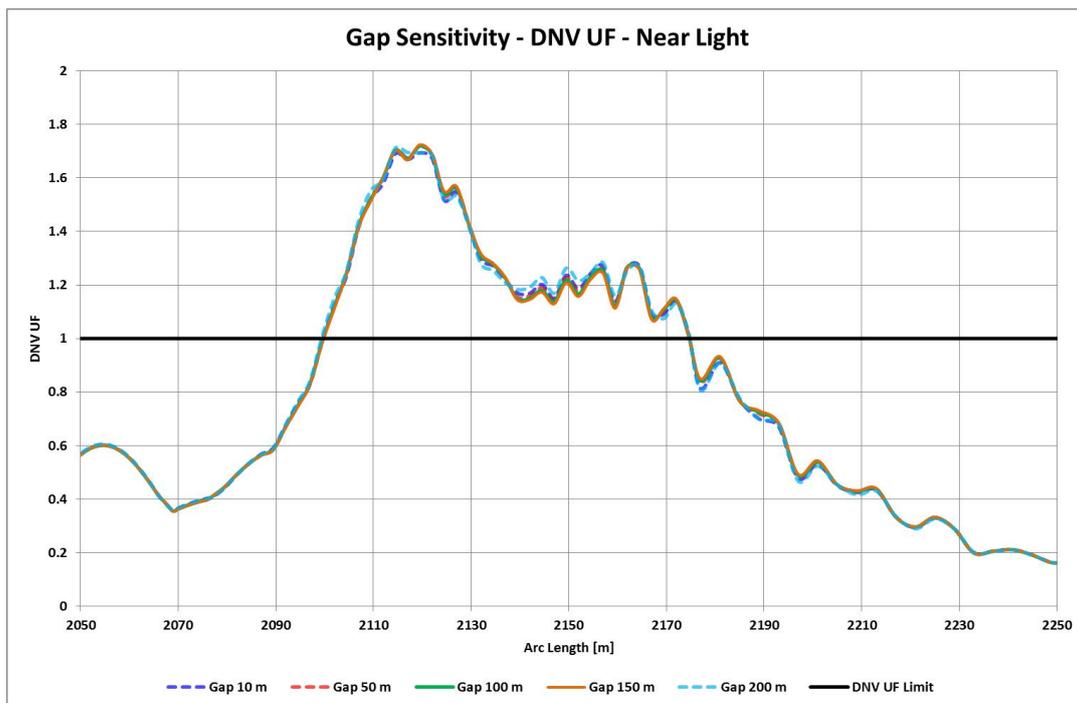


Figura 34 DNV UF para a Variação de Espaço entre Ciclos

Novamente, a distância entre os ciclos não impacta a solução final. Entretanto, os dois últimos resultados serão importantes mais à frente conforme veremos.

4.5. ÂNGULO DE TOPO

O resultado da Figura 35 compara a configuração contra os ângulos de topo de 9, 10 e 11 graus:

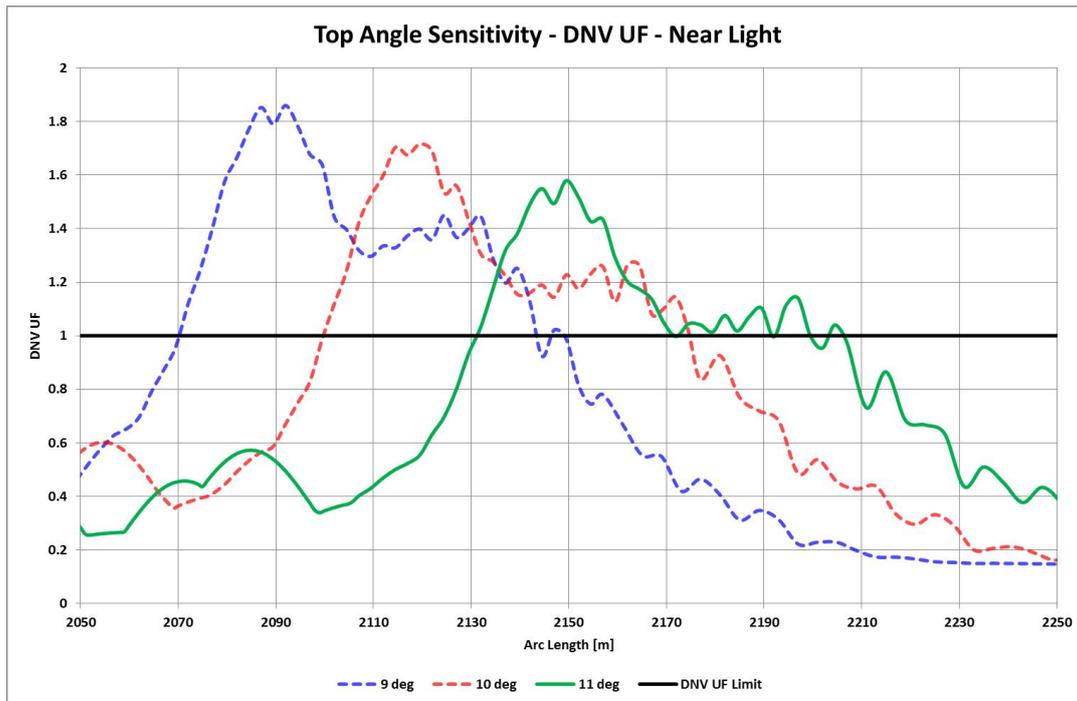


Figura 35 DNV UF para a Variação de Ângulo de Topo

Como era de se esperar, quanto maior o ângulo de topo, maior a abertura no TDP e, conseqüentemente, menor a tensão nesta região. Entretanto, não deve-se aumentar o ângulo de topo indefinidamente, pois a tração no topo aumenta junto assim como o seu momento estático dificultando o dimensionamento de uma *flex joint*.

4.6. PESO DISTRIBUÍDO

A distribuição de peso ao longo de um trecho é uma forma de adicionar amortecimento ao sistema bem documentada na literatura (KARUNAKARAN, 2005). Propôs-se combinar esta solução à curvatura residual.

Num primeiro momento avaliou-se uma distância entre ciclos de 100 m, distribuindo-se peso ao longo deste trecho conforme a Figura 36:

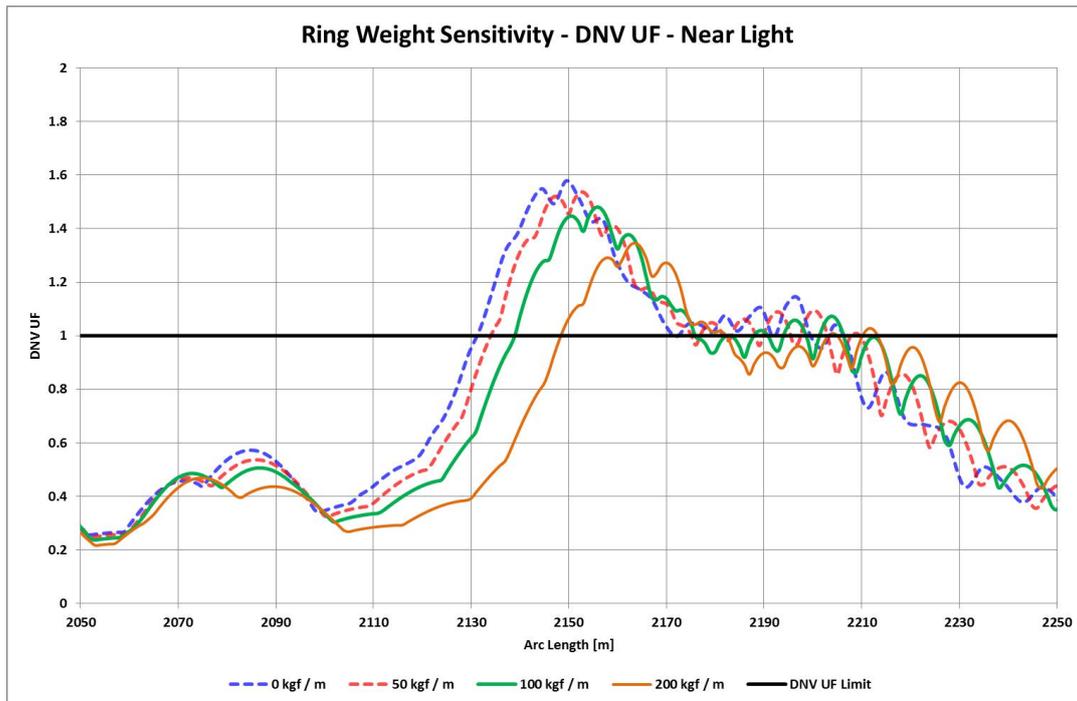


Figura 36 DNV UF para Pesos Distribuído em um Trecho de 100 m

O resultado é expressivo e indica uma tendência de redução das cargas no TDP.

A partir dos resultados apresentados na Figura 34, onde a distância entre ciclos não afeta o resultado final, propôs-se um segundo ciclo de análise aumentando-se a distância entre ciclos de forma a aumentar o peso distribuído sobre um comprimento maior. A Figura 37 apresenta os resultados obtidos:

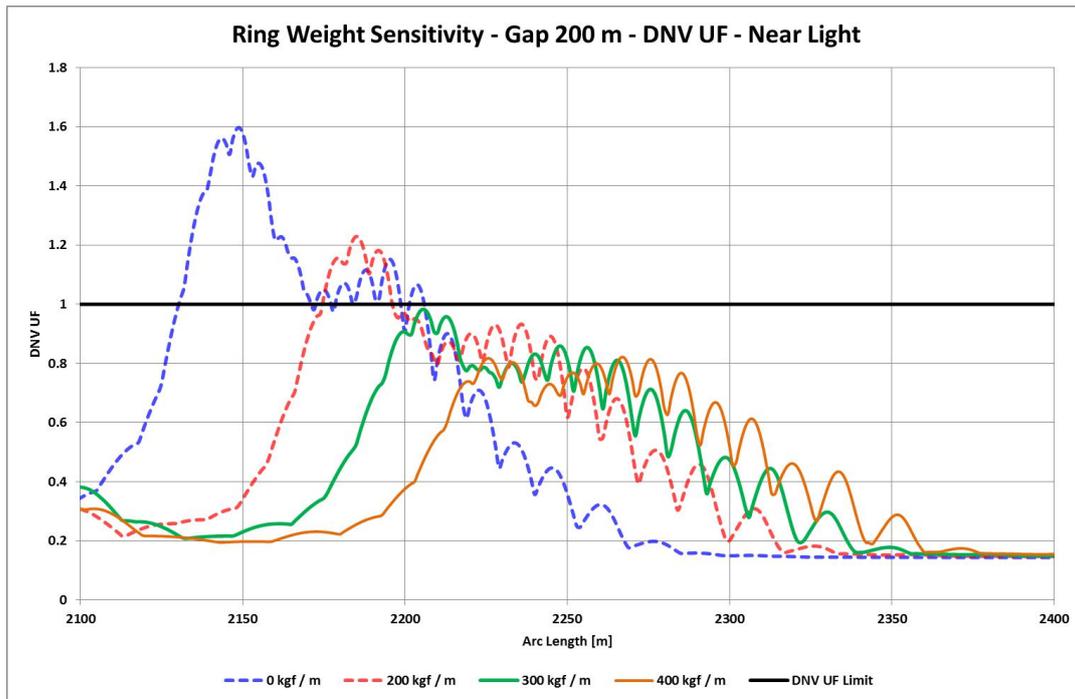


Figura 37 DNV UF para Pesos Distribuídos em um Trecho de 200 m

A combinação dos dois métodos é capaz de atenuar o carregamento proveniente do FPSO.

Resta ainda avaliar sob a ótica da fadiga. Para tal, 123 combinações de par Hs-Tp foram simulados de forma a obter a vida fadiga para uma expectativa de 27 anos de projeto. A Tabela 8 apresenta os resultados comparando-os aos resultados para SCR:

Tabela 8 Resultado de Fadiga

Método	Vida Fadiga [anos]
SCR	42
RCSCR	481

A primeira vista pode parecer que o riser rígido em catenária livre é capaz de atender aos requisitos de projeto, mas é importante lembrar que com um fator de segurança igual à 10, a solução precisa atingir 270 anos. Além disso, é preciso ter uma reserva para incluir outros termos de fadiga não avaliados aqui como, VIV, fadiga induzida pelo movimento de *heave*, etc.

5. CONCLUSÕES, COMENTÁRIOS FINAIS E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O problema da compressão dinâmica em risers rígidos em catenária livre foi abordado através da metodologia de curvatura residual onde foi proposta uma alternativa capaz de resistir aos esforços extremos bem como ao estado limite de fadiga.

As configurações propostas não são únicas, sendo necessárias variações de outros parâmetros para melhor compreender o fenômeno, bem como controlar o comportamento no TDP.

É importante ressaltar que a escolha do riser com espessura de parede igual à 15 mm foi proposital. É provável que uma espessura de parede maior apresente resultados de DNV UF no TDP melhores, uma vez que a capacidade de resistir às cargas aumentam. Desta forma, a solução proposta torna-se robusta.

Ainda, o riser dimensionado para o estudo em questão é demasiado leve, o que acarreta em um comportamento dinâmico maior. Um riser mais pesado, com espessura de parede maior por exemplo, irá apresentar comportamento dinâmico melhor, podendo eliminar até a necessidade de adição de peso distribuído.

O foco deste estudo foi o comportamento dinâmico do TDP sendo importante no futuro avaliar a metodologia na região com curvatura residual, em termos de carregamentos extremos, fadiga e até sob aspectos de mecânica da fratura.

É importante ainda avaliar o comportamento do riser com curvatura residual sob efeito de todo espectro de ondas centenárias presentes no METOCEAN, bem como sob efeito de correnteza de forma a confirmar a viabilidade da metodologia.

Outro importante tópico a ser avaliado no futuro é a influência da vibração induzida por vórtices (VIV) no conceito proposto.

O presente estudo abordou o problema utilizando uma onda de projeto. Seria interessante avaliar a metodologia através de uma abordagem probabilística.

6. REFERÊNCIAS

ABRAMOWITZ, M.; STEGUN, I. A. Handbook of Mathematical Functions: With Formulas, Graphs and Mathematical Tables. [S.l.]: Dover, v. 55, 1965.

AMARANTE, R. D. A. Compressão Dinâmica em Risers. Tese de Doutorado; USP. [S.l.]. 2015.

AMARANTE, R. M. Estudo da Estática e Dinâmica de Linhas, Sob Configuração de Catenária, Através da Identificação Geométrica, Processamento e Análise de Imagens Digitais. Tese de Mestrado; USP. [S.l.]. 2010.

ANDRADE, B. L. R. Aproximação Algébrica para Tensão Dinâmica em Linhas de Amarração. Sociedade Brasileira de Engenharia Naval. [S.l.]: [s.n.]. 1993.

ARANHA, J. A. P. et al. Mechanics of Submerged Cables: Asymptotic Solution and Dynamic Tension. International Offshore and Polar Engineering Conference. [S.l.]: [s.n.]. 1993.

ARANHA, J. A. P.; MARTINS, C. A.; PESCE, C. P. Analytical Approximation for the Dynamic Bending Moment at the Touchdown Point of a Catenary Riser. International Journal of Offshore and polar Engineering, 1997.

ARANHA, J. A. P.; PINTO, M. O. Dynamic Tension and Mooring Lines: An Algebraic Approximation for Harmonic Excitation. applied Ocean Research, p. 63-81, 2001.

ARANHA, J. A. P.; PINTO, M. O.; DA SILVA, R. M. C. On the Dynamic Compression of Risers: An Analytic Expression for the Critical Load. Applied Ocean Research, p. 83-91, 2001.

BERNITSAS, M. M.; PAPALAMBROS, P. Design Optimization of Risers Under Generalized Static Load. International Marine Technology, p. 80-109, 1980.

BERNITSAS, M.; KOKARAKIS, J.; IMRON, A. Large Deformation Three-dimensional Static Analysis of Deep Water Marine Risers. *Applied Ocean Research*, p. 178-187, 1985.

BORTOLAN NETO, L. Análise Numérica de Dutos Sujeitos à Flambagem. Tese de Mestrado; UFPR. [S.l.]. 2009.

BURGESS, J. J.; TRIANTAFYLLOU, M. S. The Elastic Frequencies of Cables. *Journal of Sound and Vibration*, p. 153-165, 1988.

BURKE, B. An Analysis of Marine Risers for Deep Water. *Journal of Petroleum Technology*, p. 455-465, 1974.

CAMPOS, L. A.; MARTINS, C. Nonlinear Dynamic Response of a Steel Catenary Riser at the Touch Down Point. *Proceedings of the 11th International Offshore and Polar Engineering Conference*. [S.l.]: [s.n.]. 2001. p. 234-238.

CARBO, R. M.; SMITH, R. W. M.; POESE, M. E. Stability of the Parametrically Excited Damped Inverted Pendulum: Theory and Experiment. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 2010.

CHAKRABARTI, S.; FRAMPTON, R. Review of Risers Analysis Techniques. *Applied Ocean Research*, p. 73-90, 1982.

CHANG, S. P.; PARK, J. I.; LEE, K. C. Nonlinear Dynamic Analysis of Spatially Suspended Elastic Catenary Cable Finite Element Method. *KSCE Journal of Civil Engineering*, p. 121-128, 2008.

CHARNAUX, C. et al. Straightener Settings For Under-Straight Residual Curvature of Reel Laid Pipe. *OMAE2014-24513*. 2014.

CHATJIGEORGIOU, I. K.; MAVRAKOS, S. A. The 3rd Nonlinear Dynamics of Catenary Slender Structures for Marine Applications. *Nonlinear Dynamics*, 2009. 953-978.

CONWAY, H. D.; LO, C. F. Further Studies on the Elastic Stability of Curved Beams. International Journal of Mechanics Sciences, p. 707-718, 1967.

DE SOUSA, J. R. M.; ELWANGER, G. B.; LIMA, E. C. P. Modelo Tridimensional de Elementos Finitos para el Análisis de Esfuerzos de Tubos Flexibles. IMME Proceedings. Caracas: [s.n.]. 2004.

DIKDOGMUS, H. Riser Concepts for Deep Waters. Master Thesis; NTNU. [S.l.]. 2012.
EINSTEIN, A. Essays in Science. New York: Philosophical Library, 1933.

EL-BASSIOUNY, A. F.; ABDEL-KHALIK, A. Periodic Solutions and Stability for a Weakly Damped Nonlinear Mathieu Equation. Physica Scripta, 2009.

EMAM, S. A.; NAYFEH, A. H. On the Nonlinear Dynamics of a Buckled Beam Subjected to a Primary Resonance Excitation. Nonlinear Dynamics, 2004. 1-17.

Endal, G. Method For Pipelayng From A Coil To The Sea Bed, Controlling Thermal Expansion. United State Patent. Statoil. 2005.

FISCHER, W. Design of Floating Vessel Drilling Riser. Journal of Petroleum Technology, p. 272- 280, 1966.

GEMILANG, G. M. Feasibility Study of Selected Riser Concepts in Deep Water and Harsh Environment. Master Thesis University of Stavanger. 2015

HARRIS, L. M. An Introduction do Deepwater Floating Drilling Operations. Office of Scientific and Technical Information, U.S. Department of Energy, 1972.

HOBBS, R. E. Pipeline Buckling Caused by Axial Loads. Journal of Constructional Steel Research, p. 2-10, 1981.

IRVINE, H. M.; CAUGHEY, T. K. The Linear Theory of free Vibrations of a Suspended Cable. Proceedings of the Royal Society of London A. Mathematical and Physical Sciences. [S.l.]: [s.n.]. 1974. p. 299-315.

KAMEL, M. M.; HAMED, Y. S. Nonlinear Analysis of an Elastic Cable Under Harmonic Excitation. Acta Mechanica. [S.l.]: [s.n.]. 2010. p. 315-325.

KARUNAKARAN, D. et al. Weight-Optimized SCRs for Deepwater Harsh Environments. OTC-17224. 2005.

KARUNAKARAN, D.; LEGRAS, J. L.; JONES, R. Fatigue Enhancement of SCRs: Design Applying Weight Distribution and Optimized Fabrication. OTC-23945-MS. 2013.

KARUNAKARAN, D.; GEMILANG, G. M. Feasibility Study of Selected Riser Concepts in Deep Water and Harsh Environment. OMAE2017-62453. 2017.

LENCI, S.; REGA, G. Periodic Solutions and Bifurcations in an Impact Inverted Pendulum Under Impulsive Excitation. Chaos, Solitons & Fractals, 2000. 2453-2472.

LESTARI, W.; HANAGUD, S. Nonlinear Vibration of Buckled Beams: Some Exact Solutions. International Journal of Solids and Structures, p. 4741-4757, 2001.

LO, C.; CONWAY, H. The Elastic Stability of Curved Beams. International Journal of Mechanical Sciences, p. 527-538, 1967.

LOVE, A. E. H. A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity. [S.l.]: University Press, 1906.

MACAGNO, E. O. Historico-critical Review of Dimensional Analysis. Journal of the Franklin Institute, p. 391-402, 1971.

MANSUR, A. L. Análise Dinâmica Não Linear de Viga Esbelta Semi Infinita Sob Flexão Composta com Contato Unilateral em Apoio Elástico: Uma Aplicação ao Estudo de Vibrações de Risers em Catenária. Tese de Mestrado; USP. [S.l.]. 2011.

MAZZILLI, C. E. N.; SANCHES, C. T. Non Linear Normal Modes of a Fixed Moored Offshore Catenary Riser. ODEA 2010. [S.l.]: [s.n.]. 2010.

MCMAHON, T. A.; BONNER, J. T. On Size and Life. New York: Scientific American Library, 1983. MORAIS, J. M. D. Petróleo me Águas Profundas. Brasília: Petrobras / IPEA, 2013.

NAYFEH, A. H.; MOOK, D. T. Nonlinear Oscillations. [S.l.]: Elsevier, 2008.

PALACIOS, J. Dimensional Analysis. London: MacMillan, 1964.

PATEL, M. H.; SEYED, F. B. Review of Flexible Riser Modelling and Analysis Techniques. Engineering Structures, p. 293-304, 1995.

PERKINS, N. C. Modal Interactions in the Non-Linear Response of Elastic Cables Under Parametric External Excitation. International Journal of Non-Linear Mechanics, p. 233-250, 1992.

PESCE, C. et al. Dynamic Curvature in the Catenary Risers at the Touch Down Point Region: An Experimental Study and the Analytical Boundary Layer Solution. International Journal of Offshore and Polar Engineering, 1998a.

PESCE, C. et al. Analytical and Closed Form Solutions for Deep Water Riser Like Eigenvalue problem. International Offshore and Polar Engineering Conference. [S.l.]: [s.n.]. 1999.

PESCE, C. P. Mecânica de Cabos e Tubos Submersos Lançados em "Catenária": Uma Abordagem Analítica e Experimental. [S.l.]: PhD Thesis; USP, 1997.

PESCE, C. P.; ARANHA, J. A. P.; MARTINS, C. A. Soil Rigidity Effect in the Touchdown Boundary Layer of a Catenary Riser: Static Problem. International Offshore and Poplar Engineering Conference. [S.l.]: [s.n.]. 1998b. p. 207-213.

PESCE, C. P.; MARTINS, C. Numerical Computational of Riser Dynamics. In: CHAKRABARTI, S. K. Numerical Models in Fluid Structure Interaction. [S.l.]: [s.n.], 2005. p. 253-309.

PESCE, C. P.; MARTINS, C. D. A.; SILVEIRA, L. M. Riser-soil Interaction: Local Dynamics at TDP and a Discussion on the Eigenvalue and the VIV Problems. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, p. 39-55, 2006.

QUÉAU, L. M. Estimating the Fatigue Damage of Steel Catenary Risers in the Touchdown Zone. Marters Thesis; The University of Western Australia. [S.l.]. 2015.

RAMOS JR, R. Modelos Analíticos no Estudo do Comportamento Estrutural de Tubos Flexíveis e Cabos Umbilicais. Tese de Doutorado; USP. [S.l.]. 2001.

RAMOS JR, R.; PESCE, C. P. A Stability Analysis of Risers Subjected to Dynamic Compression Coupled with Twisting. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2003.

RIBEIRO, E.; ROVERI, F.; MOURELLE, M. Dynamic Compression Buckling in Flexible Riser. Offsshore Technology Conference. [S.l.]: [s.n.]. 1998.

SAKAMOTO, F. Y. Modelagem Dinâmica da Zona de contato entre Riser e Fundo do Mar sob Ação de Deslocamento e Tração Impostos. Tese de Mestrado; USP. [S.l.]. 2013.

SIMOS, A. N.; FUJARRA, A. L. C. Dynamic Compression of Rigid and Flexible Risers: Experimental and Numerical Results. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 2006.

SIMOS, A.; PESCE, C. Mathieu Stability in the Dynamics of the Tip Tether Considering Variable Tension Along the Length. Transactions on Built Environment. [S.l.]: [s.n.]. 1997. p. 175-186.

SI-YU, C.; JIN-YUAN, T. Study on a New Nonlinear Parametric Excitation Equation: Stability and Bifurcation. Journal of Sound and Vibration, p. 1109-1118, 2008.

STAROSSEK, U. Cable Dynamics - A Review. Structural Engineering International, p. 171-176, 1994.

TAYLOR, N.; GAN, A. B. Regarding the Buckling of Pipelines Subject to Axial Loading. Journal of Constructional Steel Research, p. 45-54, 1984.

TEWOLDE, A. A. Pipelay With Residual Curvature. Master Thesis University of Stavanger. 2017.