Universidade Federal
do Rio de Janeiro
Escola Politécnica

ANÁLISE GLOBAL DE DUTO SANDUÍCHE NA CONFIGURAÇÃO DE RISER HÍBRIDO

Leandro Muniz de Vale

Projeto de Graduação apresentado ao Curso de Engenharia Naval e Oceânica da Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requesitos necessários à obtenção do título de Engenheiro.

Orientador: Ilson Paranhos Pasqualino

Rio de Janeiro
Abril de 2013

ANÁLISE GLOBAL DE DUTO SANDUÍCHE NA CONFIGURAÇÃO DE RISER HÍBRIDO

Leandro Muniz de Vale

PROJETO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA NAVAL E OCEÂNICA DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO NAVAL E OCEÂNICO.

Aprovada por:

Prof. Ilson Paranhos Pasqualino, D.Sc

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Marcelo Igor Lourenço de Souza, D.Sc

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL
ABRIL DE 2013

Muniz, Leandro de Vale
Análise Global de Duto Sanduíche na Configuração de Riser Híbrido/ Leandro Muniz de Vale - Rio de Janeiro: UFRJ/ESCOLA POLITÉCNICA, [2013]
XI, 70 p. 29,7 cm il.;
Ilson Paranhos Pasqualino
Projeto de Graduação – UFRJ/ POLI/ Engenharia Naval e Oceânica, 2013.
Referências Bibliográficas: p. 61-62.
1. Análise Global
2. Riser Híbrido
3. Duto Sanduíche
I. PASQUALINO, ILSON PARANHOS II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, UFRJ, Curso de Engenharia Naval e Ocêanica. III. Análise Global de Duto Sanduíche na Configuração de Riser Híbrido

Dedico este trabalho a minha
família, sem a qual eu nada seria.

Resumo do Projeto Final apresentado ao Departamento de Engenharia Naval e Oceânica – Escola Politécnica / UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Diploma de Engenheiro Naval.

ANÁLISE GLOBAL DE DUTO SANDUÍCHE NA CONFIGURAÇÃO DE RISER HÍBRIDO

Leandro Muniz de Vale

Abril/2013

Orientador: Ilson Paranhos Pasqualino

Programa: Engenharia Naval e Oceânica

A tecnologia do duto Sanduíche (DS) é recente e foi desenvolvida no Laboratório de Tecnologia Submarinas (LTS) da COPPE/UFRJ. Estudos comparativos com base nos modos de falha de dutos rígidos (ruptura, colapso, propagação de colapso e de carregamento combinado) indicam grande potencial da concepção DS para águas profundas e ultra-profundas devido a minimização do peso de aço.

Apesar dos estudos realizados até o momento, esta tecnologia não se encontra ainda em operação nos campos exploratórios offshore. Assim, este trabalho tem por objetivo abordar a aplicação do DS na configuração de riser híbrido com base na metodologia de Análise Global.

Palavras-chaves: Análise Global, Riser Híbrido, Duto Sanduíche.

Abstract of Undergraduate Project presented to POLI/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Engineer.

GLOBAL ANALYSIS OF SANDWICH PIPE ON HYBRID RISER CONFIGURATION

Leandro Muniz de Vale

Abril/2013

Advisor: Ilson Paranhos Pasqualino.

Department: Naval and Ocean Engineering

The new concept of sandwich pipe was developed in the subsea Technology Laboratory (LTS) of UFRJ. Comparative studies based on the failure modes of rigid pipes (burst, collapse, collapse propagation and combined load) indicate great potential of sandwich pipes for deepwater and ultra-deepwater applications.

Despite the studies performed so far, this technology is not yet in operation at offshore exploration fields. This study aims to assess the implementation of the sandwich pipe in hybrid riser configuration based on the methodology of Global Analysis.

Key-words: Global Analysis, Hybrid Riser, Sandwich Pipe.

ÍNDICE

1 INTRODUÇÃO 1

1.1 Motivação 1

1.2 Objetivo 2

1.3 Organização Textual 3

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 4

2.1 Sistema de Risers 4

2.1.1 Funcionalidades 4

2.1.2 Tipos de risers 4

2.1.3 Configuração de *Risers*. 8

2.1.4 Riser na Configuração Híbrida 11

2.2 Unidades Flutuantes 19

2.2.1 Semi-Submersíveis 19

2.2.2 Plataforma Spar 20

2.2.3 Plataforma TLP (Tension Leg Platform) 21

2.3 ANÁLISE GLOBAL 22

2.3.1 Objetivo da Análise Global 22

2.3.2 Modelação e Análises 22

2.3.3 Metodologia de Projeto 23

2.3.4 Estados Limites 25

2.3.5 Critério de Tensões 26

2.3.6 Tensão Efetiva 26

3 ANÁLISE GLOBAL 27

3.1 Metodologia 27

3.2 Bases de Projeto 28

3.2.1 Componetes do riser híbrido 28

3.2.2 Propriedades Hidrodinâmicas 30

3.2.3 Fluido Interno 30

3.2.4 Propriedades do Solo 31

3.2.5 Plataforma Semi-Submersível 31
3.2.6 Dados Ambientais 31
3.2.7 Matriz de Carregamentos 33
3.3 Projeto Preliminar 35
3.3.1 Verificação da Pressão de Ruptura 35
3.3.2 Verificação da Pressão de Colapso 36
3.3.3 Coeficiente de Troca Térmica 39
3.4 Modelo de Elementos Finitos - *Flexcom* 40
3.4.1 Duto Equivalente 40
3.4.2 Malha do modelo 42
3.4.3 Condições de Contorno 42
3.4.4 Convenções 42
3.4.5 Modelação de carregamentos 42
3.5 Otimização da Configuração 43
3.5.1 Metodologia 43
3.5.2 Resultados e Avaliação 45
3.6 Análise de Condições Extremas 49
4 Análise Local 52
4.1 Geometria do modelo 52
4.2 Material 52
4.3 Contato entre Camadas 53
4.4 Malha do modelo 53
4.5 Sistema de Unidades 54
4.6 Condições de Carregamento 54
4.7 Condições de Contorno 55
4.8 Resultados 56
5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS 59
5.1 Conclusões 59
5.2 Trabalhos Futuros 60

6 REFERÊNCIAS 62

7 ANEXOS 64

Anexo A – Análise de espessura de parede para ruptura e colapso 64

Anexo B – Coeficiente Global de Troca de Térmica 70

NOMENCLATURA

Abreviações:

ABS	*American Bureau Of Shipping*
API	*American Petroleum Institute*
ALS	*Accidental Limit State*
DNV	*Det Norske Veritas*
DS	Duto Sanduíche
FE	*Finite Elements*
FLS	*Fatigue Limit State*
LDA	Lâmina d'água
OD	diâmetro externo
rp	período de retorno em anos de cargas ambientais
RP	Práticas Recomendadas
RAO	*Response Amplitude Operator*
SLS	*Serviceability Limit State*
SS	Semi-Submersível
ULS	*Ultimate Limit State*
VIV	Vibração Induzida por Vórtice
VMS	*Von Mises Stress*

Símbolos:

A	Área de seção transversal: $A = \frac{\pi(D^2 - D_i^2)}{4}$
D	Diâmetro externo nominal
D_i	Diâmetro interno
E	Módulo de elasticidade
f_y,	Tensão de escoamento
f_u	*Tensão última de ruptura*
G	Módulo de elasticidade transversal
I	Inércia da seção transversal: $I_{yy}, I_{zz} = \frac{\pi(D^4 - D_i^4)}{64}$
J	*momento polar:* $J = \frac{\pi(D^4 - D_i^4)}{32}$
p	*momento polar de inércia: p=J*ρ*
P_b	Pressão de ruptura (*burst*)
P_{co}	Pressão de colapso
P_d	Pressão de projeto
P_e	Pressão externa
P_{el}	Pressão de colapso elástico
P_o	Pressão de colapso plástico
P_{li}	Pressão local incidental
P_t	Pressão de teste hidrostático
r_e	Raio externo
r_i	Raio interno
t	Espessura de parede do duto
T_e	Tensão efetiva

δ_0	Ovalização: (D_{max}-D_{min})/(D_{max}+D_{min})
γ_m	Fator de resistência do material
γ_{SC}	Fator de resistência referente a classe de segurança de operação
υ	Coeficiente de Poisson
σ_y	Tensão de escoamento
σ_v	Tensão de Von Mises

1 INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Ao longo das últimas cinco décadas, com o esgotamento dos campos em terra ou de águas rasas, a exploração de óleo e gás no mundo tem sido feita em águas cada vez mais profundas. Consequentemente, são requeridos dutos de grande espessura de parede, resultando num encarecimento dos sistemas e gerando dificuldades tanto de instalação como operação devido ao peso excessivo das linhas.

Os *risers* compõem uma parte significativa dos custos totais nos campos exploratórios de óleo e gás, os quais estão relacionados, por exemplo, aos custos de fabricação, instalação e manutenção. De acordo com FROUFE [1]. No caso de *risers* rígidos de aço, o custo do aço em si está essencialmente relacionado as suas dimensões, ou mais especificamente, a sua espessura de parede. Portanto, uma redução na espessura tende a reduzir os custos de aço, de forma que a espessura seja a mínima possível, tornando o sistema exploratório mais eficiente.

O duto Sanduíche (DS) é um conceito novo sendo composto por dois dutos metálicos concêntricos contendo uma camada anular estrutural sólida de material polimérico ou cerâmico, onde a camada anular exerce a dupla função de isolamento térmico e de contribuição para a resistência estrutural do duto. Diversas pesquisas estão em desenvolvimento para verificar a viabilidade técnica de sua aplicação.

Estudos comparativos (numérico-experimental) com base nos modos de falha de dutos rígidos (ruptura, colapso, propagação de colapso e de carregamento combinado) indicam grande potencial da concepção DS quanto a capacidade estrutural, ao reduzir o peso de aço das linhas para lâmina d'água (LDA) ultra profundas, e simultaneamente prover isolamento térmico próximo ao Pipe-in-Pipe (CASTELLO *et al*. [2]). Portanto, neste caso busca-se reduzir os custos relacionados a peso de aço através de um novo conceito de duto.

A tecnologia do duto Sanduíche (DS) foi desenvolvida no Laboratório de Tecnologia Submarinas (LTS) da COPPE/UFRJ, e apesar dos estudos realizados até o momento esta tecnologia ainda não se encontra em operação. Deste modo, hajam vistas as potencialidades destacadas na literatura do conceito DS comparada ao duto de parede simples existe uma grande motivação em estudar sua aplicabilidade.

O conceito de Freestanding Hybrid Riser System (FHRS), ou simplesmente denominado riser híbrido foi estabelecido como uma solução viável para desenvolvimento LDAs profundas, e de acordo com SAINT-MARCOUX *et al.* [3] a

alternativa híbrida apresenta algumas potencialidades consideráveis já experimentadas em campos exploratórios, como: Permitir alta performance em isolamento térmico, baixa fadiga, otimização do *layout* do campo, minimização da interferência entre linhas devido o reduzido deslocamento do sistema e redução do peso de linhas a serem suportadas pelas plataformas.

A seção rígida do FHRS apresenta algumas variações (HATTON *et al.* [4]) quanto a seção de duto rígido dependendo dos aspectos funcionais requeridos, sendo utilizado o *Pipe-in-Pipe* (PIP) quando o nível de isolamento térmico requerido é alto, e o duto de parede simples para valores menos rigorosos.

Como pode ser observado as duas tecnologias abordadas podem ser complementares uma vez que o DS apresenta a funcionalidade de isolamento térmico e vantajosa relação de peso de em relação ao PIP.

1.2 Objetivo

Este trabalho tem por objetivo projetar um sistema de *riser* na configuração híbrida sendo a seção rígida composta pelo duto sanduíche, e assim abordar uma potencial aplicabilidade do DS em campos exploratórios como *riser*. Para isso será realizado um estudo de análise global mais especificamente referente a condições extremas (que não inclui análises de fadiga).

Inicialmente, são dimensionadas as espessuras de parede do DS com base na metodologia apresentada por CASTELLO [5]. Em seguida é definida a configuração do sistema híbrido com base em carregamentos estáticos e dinâmicos - simulando a resposta estrutural extrema sob condições operacionais (ação de ondas, correntes, deslocamentos/passeio, pressões) - utilizando o programa de elementos finitos *Flexcom* [6]. Nesta etapa o DS é modelado alternativamente como um duto equivalente.

Para avaliar efetivamente a integridade estrutural do DS, as reações de força e momento do duto equivalente obtidas na análise global serão processadas para analisar seus efeitos localmente sobre as camadas dos DS com o auxílio do programa Abaqus [7]. Neste caso será adotado o critério de tensão de von Mises (VMS).

1.3 Organização Textual

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica com um breve resumo de sistemas de riser quanto as suas funcionalidades, configurações e tipos de duto, sendo descrito o conceito de duto sanduíche e suas vantagens. No item 2.1.4 aborda-se com maior detalhe o conceito de baixa resposta do riser híbrido aos carregamentos de onda, corrente e seu desacoplamento aos movimentos da unidade flutuante, sendo descrito também cada de seus componentes. No item 2.2 são descritos alguns tipos de unidades flutuantes e principais plataformas de baixa resposta dinâmica. No item 2.3 aborda-se a metodologia de projeto de *risers* da DNV [8] e API [9] que foram tomadas como referência para desenvolvimento do projeto e análise global, considerando: premissas, cargas, condições de carregamento, modos de falhas e critérios.

No capítulo 3 são apresentados a análise global e o dimensionamento do riser. Inicialmente é descrita a metodologia de projeto utilizada. Em seguida são apresentadas as bases de projeto: profundidade, propriedades dos *risers*, análise dos modos de falha do DS, dados de juntas, dados da plataforma, dados ambientais e matriz de carregamentos. No item 3.4 é feita uma apresentação do programa *Flexcom* utilizado nas análises globais, a metodologia aplicada para a definição do duto equivalente [9] baseia-se na relação de rigidezas, massas e diâmetro, sendo apresentadas também as características do modelo numérico (FEM) desenvolvido para a análise global do sistema. No item 3.5 é apresentada a metodologia empregada para definir a configuração do sistema híbrido de forma a reduzir a resposta à ação ondas e correntes, sendo apresentada a configuração ótima definida. Ao final do capítulo são apresentados os resultados obtidos da análise de extremos considerando a matriz de carregamentos definida para as condições de serviço, extremos e acidentais, com isso, serão processadas as reações obtidas no duto equivalente de força axial e momento serem utilizadas na análise local do DS.

No capítulo 4 descreve-se a análise local, onde é inicialmente apresentado o modelo numérico (FEM) e suas características: malha, propriedade de elementos, condições de contorno, o material utilizado e o sistema de unidades utilizado. Neste capítulo também são apresentados resultados de tensões para os carregamentos obtidos através da análise global, sendo feita ao final a avaliação da alternativa estudada (duto sanduiche).

No capítulo 5 são apresentadas as conclusões do estudo e sugestões de possíveis trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Sistema de Risers

2.1.1 Funcionalidades

Os sistemas de *risers* são constituídos basicamente de dutos que conectam uma unidade flutuante a poços no fundo do mar, árvore de natal ou manifolds, com a funcionalidade de transportar fluidos (óleo, água, gás ou misturas). A unidade flutuante responde dinamicamente a carregamentos ambientais, desta maneira o sistema de riser é uma interface entre a estrutura estática no leito do mar e a estrutura dinâmica na superfície.

2.1.2 Tipos de risers

Quanto à sua estrutura, os *risers* podem ser divididos basicamente entre flexíveis ou rígidos, sendo o riser híbrido apenas uma combinação de trecho rígido e flexível. De acordo com FROUFE [1] os *risers* flexíveis sempre foram utilizados como solução viável para os sistemas *offshore*, no entanto, com o crescimento da lâmina d´água surgiram limitações técnicas quanto ao diâmetro das linhas e pressões de operação, com isso, a indústria passou a analisar mais intensamente a utilização dos *risers* rígidos devido ao custo, disponibilidade no mercado (tempo de fabricação), possibilidade de utilização de diâmetros maiores e elevadas pressões internas de operações se comparado aos flexíveis.

Duto de Parede Simples

O duto de parede simples (Figura 2-1) é composto de material rígido, como por exemplo aço ou titânio, e tem sido largamente empregado na exploração em águas profundas por possibilitar a utilização de grandes diâmetros, operar com maior de variedade de pressões internas, além disso devido a sua simples fabricação encontram-se em maior disponibilidade no mercado e são mais baratos se comparados aos *risers* flexíveis. Entretanto, oferecem maior dificuldade de manuseio, armazenagem, transporte, instalação (limitação de raio de curvatura).

Figura 2-1: Duto Rígido de Parede Simples

Pipe-in-Pipe

O PIP (Figura 2-2) é literalmente constituído de um duto dentro do outro. A camada anular intermediária pode ser usada para acomodação do material isolante térmico, usualmente conhecido como isolante seco. O duto externo tem a função de proteger o material isolante da pressão hidrostática (colapso hidrostático) e da penetração de água. O duto interno por sua vez tem a função de transportar o fluido e resistir a pressão interna de operação para que não haja falha por ruptura.

De uma forma geral o PIP é largamente empregada para aumento da capacidade de isolamento térmico com a finalidade de impedir a formação de hidratos devido a perda de calor do fluido interno ao meio externo, essa tecnologia permite alta performance de isolamento se comparado aos dutos com isolamento molhado (duto de parede simples com isolamento externo). Além disso, o revestimento de poliuretano comumente aplicado em dutos de parede simples para isolamento térmico apresenta limites quanto à pressão externa de modo que a utilização PIP torna-se também necessária nessas condições.

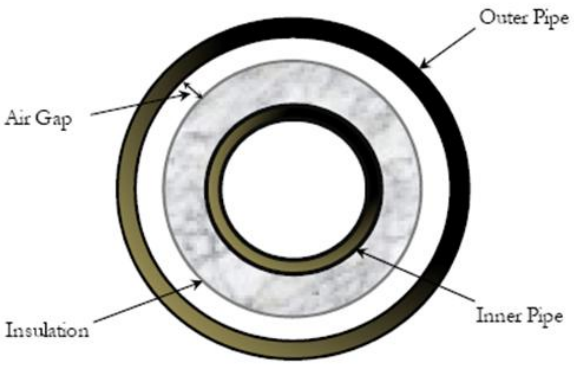

Figura 2-2: Duto PIP

Duto Sanduíche (DS)

O DS é um conceito novo sendo composto por dois dutos metálicos concêntricos contendo uma camada anular estrutural sólida de material polimérico ou cerâmico, onde a camada anular exerce a dupla função de isolamento térmico e de contribuir para resistência estrutural do duto, diferentemente do conceito do PIP onde o espaço anular tem apenas a função de isolamento térmico. diversas pesquisas estão em desenvolvimento para verificar a viabilidade técnica de sua aplicação. Estudos comparativos (numérico-experimental) com base nos modos de falha de dutos rígidos (ruptura, colapso, propagação de colapso e de carregamento combinado) indicam grande potencial da concepção DS para LDA ultra profunda.

Entre as vantagens comparados aos dutos de parede simples foi verificado através de estudo paramétrico em ESTEFEN *et al.* [10] a maior resistência ao carregamento combinado de pressão externa e flexão.

O estudo de caso realizado por CASTELLO [5] mostrou que o duto sanduíche pode ser competitivo com o PIP, reduzindo o peso de aço e o peso submerso, os quais são fatores importantes para redução de custos de fabricação e de instalação. A resistência estrutural do DS é consideravelmente afetada pelo grau de adesão entre camadas [5], de modo que a utilização de resinas e materiais adesivos se tornam essências para garantir sua alta performance.

A escolha do material anular depende basicamente de três fatores [10] que irão influenciar a performance do DS: custo, resistência mecânica e isolamento térmico. Os materiais comumente analisados em estudo são: poliuretanto (PU), polipropileno (PP) e compósitos cimentícios, devido suas propriedades térmicas e mecânicas.

Figura 2-3: Duto Sanduíche com núcleo de polipropileno e de cimento.

Duto Flexível

De acordo com SOUSA [11] a linha flexível é uma estrutura composta, que combina baixa rigidez à flexão que possibilita à estrutura atingir raios de curvatura consideravelmente inferiores aos dos dutos rígidos devido o deslizamento entre camadas, para uma a mesma capacidade de pressão. O riser flexível é composto de camadas que são justapostas ou extrusadas umas sobre as outras.

Carcaça Intertravada: camada mais interna da linha possui alta flexibilidade, é constituída de aço e tem a função de prevenir o colapso devido a pressão externa e devido a queda abrupta de pressão interna.

Armadura de Pressão: tem como função sustentar a pressão interna, bem como resistir a pressão externa e efeito de esmagamentos causados pela armadura de tração. Desta forma, a armadura de pressão ajuda a diminuir os esforços sobre a carcaça intertravada.

Armadura de tração: camada que fornece a resistência às cargas axiais, torção e pressão interna. Sendo composta por camadas dispostas de forma helicoidal.

Camadas Poliméricas: têm a função de servir como elemento de vedação, como camada antidesgaste e como isolantes térmicos.

Figura 2-4 : Duto Flexível

2.1.3 Configuração de *Risers*.

Tanto os *risers* rígidos quanto os flexíveis podem ser instalados apresentando uma variedade de configurações. As mais comuns [12] são: *free hanging* (catenária livre), *steep S*, *lazy S*, *steep wave*, *lazy wave* ou *pliant wave*, mostradas na figura a seguir. A configuração híbrida será tratada detalhadamente no tópico seguinte

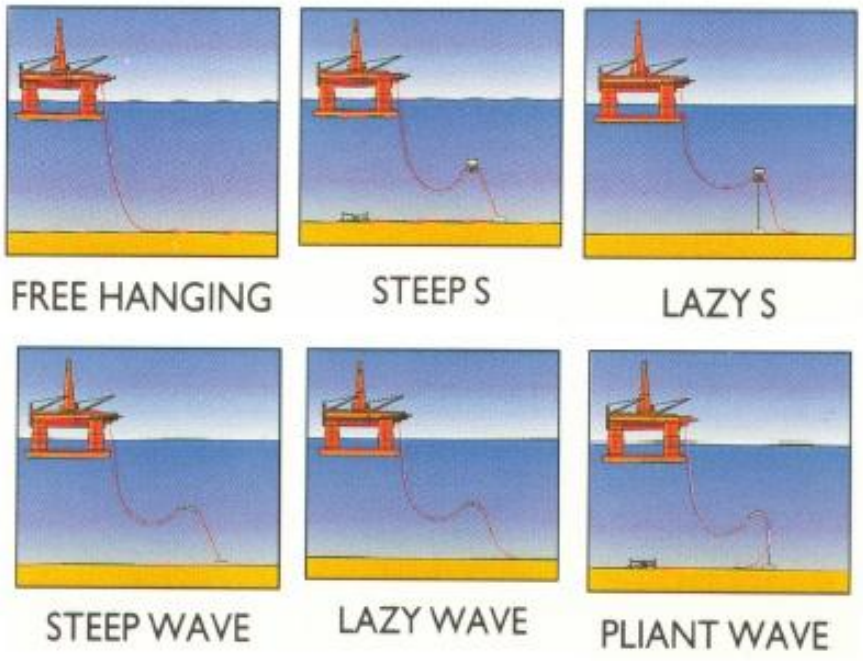

Figura 2-5: Configurações de risers [12]

Catenária simples:

Esta configuração é amplamente utilizada em águas profundas. Tem apenas dois pontos de apoio fixos nos extremos tomando a forma de uma catenária livre, caracteriza-se como a configuração mais simples devido o reduzido número de componentes [12], o que por sua vez resulta em baixo custo de material e instalação.

Os pontos críticos a serem destacados são: tensões no topo por suportar todo o peso da linha sendo amplificado dinamicamente pelo movimento vertical da unidade flutuante. Outro ponto a ser destacado é a região que entra em contato como o solo marinho sendo chamada de TDZ (Touch Down Zone) ou TDP (Touch Down Point), esta região concentra um alto nível tensões (VMS) devido ao alto momento fletor presente, e configura-se também como uma zona crítica de vida a fadiga, sendo assim um fator determinante para limitar o tempo de operação do sistema.

Portanto tendo sido observados esses pontos críticos, foram desenvolvidas configurações que apresentam alternativas para minimizar essas questões existentes na configuração tradicional de catenária livre.

Lazy:

Esta configurações é compostas por dois trechos na forma de duas catenárias livres, o trecho superior que se estende da unidade flutunte até o trecho de boias ou do módulo flutuador único, e segundo desse do ponto referido ao leito do mar.

Steep:

Semelhantemente a configuração *lazy,* existem dois trechos sendo o primeiro na forma de catenária, entretanto, o segundo segmento não repousa em catenária no fundo do mar e sim trabalha sob tração presa a uma base fixa. Deste modo, sob tração, não ocorrerá contato entre o riser é o solo (TDP).

Pliant:

Esta configuração tem a mesma funcionalidade abordada na configuração *Steep,* controlar o TDP através de estruturas de fixação do riser ao invés de tracionar a linha.

Wave:

O termo wave refere-se a utilização de elementos de flutuação distribuídos em um trecho da linha (boias acopladas a linha), resultando em uma configuração "ondulada" após o sistema assumir uma posição de equilíbrio. Deste modo, reduz-se a carga no topo devido o efeito de empuxo sobre os flutuadores.

Configuração S:

Semelhantemente a configuração wave refere-se a utilização de flutuadores, entretanto neste caso não distribuído ao longo de um trecho e sim por elemento de flutuação concentrado em uma posição intermediária da linha.

Portanto foi observado que a utilização do elemento de flutuação (concentrado ou distribuido) reduz a carga no topo do riser (redistribuído pelo módulo de flutuação), com isto ocorre a segmetação do sistema em dois trechos permitindo que haja o desacoplamento considerável entre os movimentos da unidade flutuante e o *riser* (imposição de movimentos sobre o *riser*), assim reduzindo o carregamento dinâmico sobre a linha. Este sistema desacoplado também reduz as cargas sobre o TDP, e com o conceito de tracionar (Steep) o segundo seguimento ou de fixação da base do riser

(Pliant) impede o contato do riser com o solo e carregamentos cíclicos minimizando a questão de fadiga.

Em FROUFE [1] foi realizado um estudo comparativo entre as 6 configurações abordadas quanto aos parâmetros:1) comportamento estático, 2) comportamento dinâmico, 3) facilidade de instalação, 4) Adaptabilidade (arranjo das linhas em campo) 5) Perfil Econômico. Esse estudo aborda a performance de cada tipo de configuração e logo a escolha as bases de definição de cada configuração, em seguida na Tabela 2-1 apresenta-se uma breve comparação das configurações, maiores detalhes podem ser obtidos na mesma referência.

Tabela 2-1: Comparação entre configurações de *risers* [1]

	Catenária	Steep S	Lazy S	Steep Wave	Lazy Wave	Pliant Wave
1. Comportamento estático						
• Águas rasas	Limitada	Bom	Bom (+)	Bom	Excelente	Excelente
• Águas profundas	Bom	Excelente	Excelente	Excelente	Excelente	Excelente
2. Comportamento dinâmico						
• Águas rasas – Condições ambientais severas	Ruim	Limitada	Bom	Bom (-)	Bom (-)	Bom
• Águas profundas – Condições ambientais severas	Limitada	Bom	Excelente	Bom	Bom (+)	Bom (+)
• Águas rasas – Condições ambientais amenas	Limitada	Bom (-)	Bom (+)	Bom	Bom	Bom
• Águas profundas – Condições ambientais amenas	Bom	Excelente	Excelente	Bom	Excelente	Excelente
3. Facilidade de instalação	Excelente	Limitada	Limitada	Limitada	Bom	Bom
4. Adaptabilidade						
• Fundo congestionado						
• Template	Bom	Excelente	Bom (-)	Excelente	Bom	Bom
• Poços satélite	Excelente	Bom (-)	Excelente	Bom (-)	Excelente	Excelente
• Número de linhas	Excelente	Excelente	Excelente	Limitado	Limitado	Limitado
5. Perfil econômico						
• Sistema com uma linha	Excelente	Limitado	Bom	Bom	Bom	Bom
• Sistema com várias linhas	Excelente	Bom (-)	Bom (+)	Limitado	Limitado	Limitado

2.1.4 Riser na Configuração Híbrida

De acordo com SWORN [13], o conceito de Freestanding Hybrid Riser System (FHRS), ou simplesmente denominado riser híbrido foi estabelecido como uma solução viável para desenvolvimento em campos de águas profundas entretanto poucos são os projetos em operação se compardas a outras configurações como catenária livre com duto rígido que tem menor custo inicial. Na Tabela 2-2 apresenta-se um breve histórico de operações.

Tabela 2-2: Histórico de Operações - *Riser* Híbrido [4,13,25,26]

Campo	Unidade Flutuante	Profundidade	Riser Híbrido
Girassol (costa oeste da Africa)	FPSO	1400m	Bundled
Kizomba A&B (costa oeste da Africa)	FPSO	1250m	SLOR/COR
Rosa (costa oeste da Africa)	FPSO	1350m	Bundled
Greater Plutonio (costa oeste da África)	FPSO	1400m	bundled
Roncador P-52	SS	1800m	SLOR
Cascade Chinook	FPSO	2500m	SLOR
Usan	FPSO	763m	SLOR
Block 31 (costa oeste da africa)	FPSO	2030m	SLOR
Egina (costa oeste da África)	FPSO	1480m	SLOR

O FHRS é, basicamente, constituídos de uma seção vertical rígida, com uma boia cilíndrica de sub-superfície conectada no topo, sendo essa torre ancorada no fundo do mar, por uma fundação. O riser rígido por sua vez é conectado a unidade flutuante através de *jumper* flexível sob a forma de catenária.

Este configuração caracteriza-se por ser bastante complacente e permite o desacoplamento dos movimentos da unidade flutuante ao trecho rígido, resultando em uma configuração de baixa fadiga sobre os *risers*.

Para um estudo mais detalhado dos componentes do FHRS tomou-se como referência ROVERI *et al.* [14], na Figura 2-6 apresenta-se o sistema plenamente caracterizado e em seguida são abordados cada um de seus elementos .

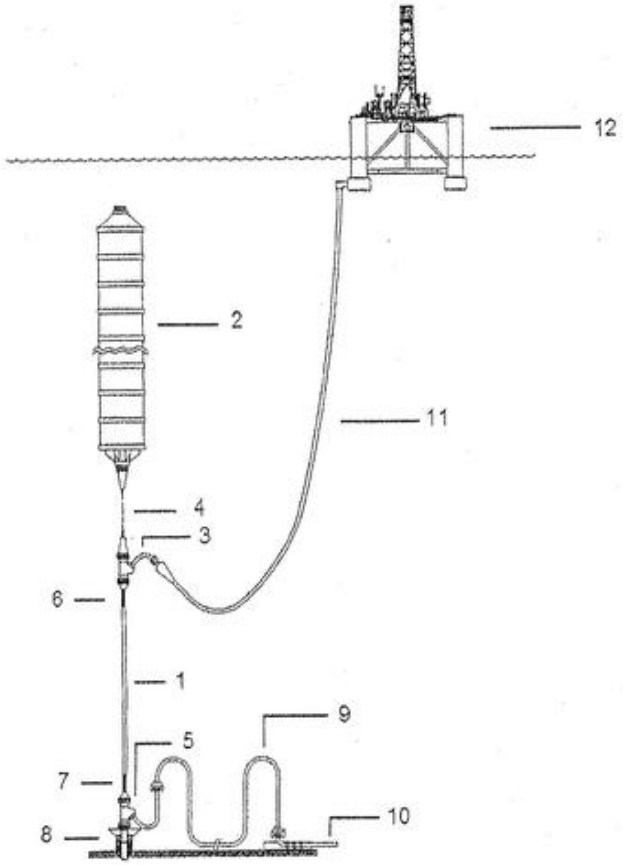

Figura 2-6: Riser na configuração híbrida [14]

(1) *<u>Riser rígido vertical:</u>*

Caracteriza-se como o elemento mais longo do sistema, sendo constituídos de seções de dutos rígidos soldados, comumente composto de aço com tensão de escoamento entre 60 e 80 ksi; a espessura de parede do duto é guiada basicamente por carregamento de trações e pressões. A estrutura é tracionada de modo que não haja compressão, onde os momentos fletores na condição estática devem ser próximos de zero (sem deflexão). Como a tensão ao longo da estrutura é praticamente constante para ambos os carregamentos estático e dinâmico são observados baixo dano por fadiga. Entretanto, deve-se destacar que ainda assim a estrutura pode estar sujeita ao fenômeno de Vibração Induzida por Vórtices (VIV) que pode causar maiores danos a vida à fadiga, mas esse dano pode ser mitigado utilizando supressores denominados *strakes*.

A seção rígida apresenta algumas variações (HATTON *et al.* [4]) dependendo dos aspectos funcionais requeridos, como por exemplo o nível de isolamento térmico alto requere a utilização de PIP (COR - *Concentric Offset Riser*), por outro lado caso não sejam tão altos é mais vantajoso a utilização do SLOR (*Single Line Offset Riser*) por ser mais leve. As demais variações referem-se ao número de fluidos diferentes a serem transportados pelo sistema, assim, na configuração abrangendo linhas de óleo, gás, injeção de água, o sistema passa ser composto e denominado como *bundle*.

Vale destacar, então, que no presente estudo uma quinta configuração de trecho rígido será analisada sendo utilizado o DS, constituindo assim uma alternativa as configurações COR e SLOR destacadas abaixo.

Figura 2-7: Arranjo de risers híbridos [4]

(2) *<u>Boia ou Tanque Flutuador</u>*

Esta estrutura tem a função de prover a tração no topo do riser. A pressão interna deste tanque é regulada mantendo-a ligeiramente acima da pressão externa hidrostática de modo a minimizar a espessura de parede requerida [15], resultando em redução de peso e custos. A boia é posicionada numa zona de baixa influencia da ação de ondas e correntes, geralmente entre 50 a 200m de profundidade.

Figura 2-8: Boia de sub-superfície [15]

Por medidas de segurança este tanque é dividido em compartimentos, assim, na hipótese de vazamento em algum ponto não haverá perda significativa de empuxo, além disso, o sistema é projetado para operar considerando algum de seus compartimentos alagados, de modo a considerar uma reserva de flutuabilidade a ser utilizado em caso de falhas.

(3) *Top Riser Assembly (TRA)*

Consisti numa estrutura de interface [14] entre o par riser "rígido-conexão do topo" e entre o par "riser rígido-jumper flexível", esta última é constituída de um conector curvo denominado *gooseneck* e auxilia a definição do ângulo de partida do riser, usualmente este ângulo é definido próximo a 30° na configuração estática.

(4) *Conexão do topo*

Atua como um elemento de interface entre o *TRA* e a boia [14], tendo as funcionalidades de isolar a resposta da boia em relação ao *riser* com objetivo de reduzir questões de fadiga e de transferir a tração axial da boia ao *riser,* as alternativas comumente utilizadas são: união por junta flexível, por corrente ou até mesmo por uma *taper joint* (item 6).

Junta Flexível

Esta junta é formada de aço material e elastômero e são utilizadas para permitir deflexões angulares da coluna (em função dos movimentos da boia e/ou *riser*) reduzindo o momento de flexão [9]. A junta é definida com base na resposta máxima de rotação, rigidez (kNm/°), pressão de operação e carga axial.

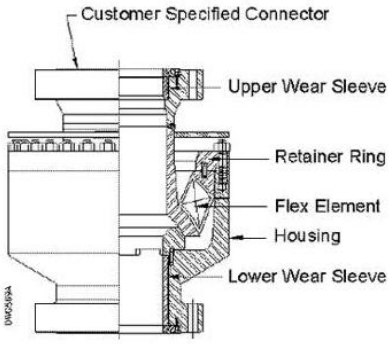

Figura 2-9: Junta Flexível[1]

[1] http://www.oilstates.com/fw/main/Subsea-Overview-374C471.html, acessado em 05/01/2013

(5) Bottom Riser Assembly (BRA)

Consisti numa estrutura de interface entre o par “fundação-riser rígido” e entre o par “riser rígido-Base spool” por meio de um conector curvo. De acordo com ROVERI *et al*. [14], em configurações mais recentes observa-se a utilização de junta flexível entre a *tapered stress joint* (7) e o *BRA* (5) com a finalidade de reduzir a transferência de momento fletor do elemento (7) ao elemento (5), consequentemente, o base *spool* (9) torna-se menos suscetível aos carregamento dinâmicos de resposta do riser vertical. O elemento (20) é uma junta flexível denominada *rotolatch*.

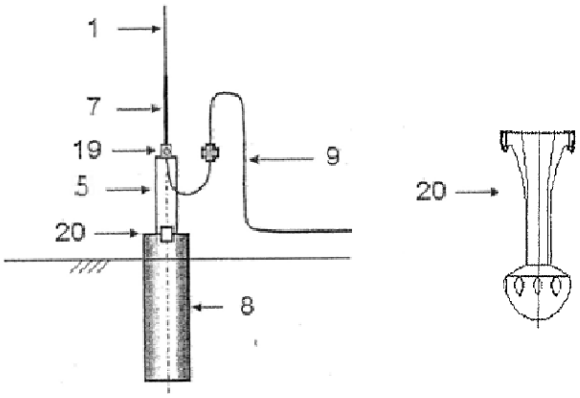

Figura 2-10: conexão com junta flexível na seção inferior do FHRS [14]

Como apresentado em HATTON *et al.* [4], em configurações anteriores a junta flexível (junta *rotolatch*) era localizada apenas entre o BRA e a fundação o que reduzia o nível de momentos fletores em tais elementos, entretanto, o *base spool* torna-se mais suscetível a resposta dinâmica do riser rígido, sendo necessário um maior comprimento de *spool* e/ou um maior número de curvaturas para dissipar essa resposta de modo a não transferi-la ao *flowline*. Já a utilização de conexões rígidas gera uma menor deflexão do *riser* rígido, logo, não são impostos grandes deslocamento ao *base spool,* por outro lado são observados um alto nível de momento fletor BRA e na conexão com a fundação, acarretando a necessidade de componentes de alta resistência, como juntas de titânio.

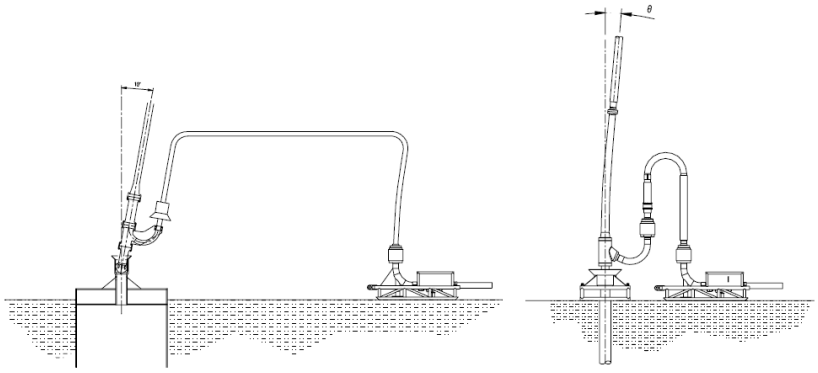

Figura 2-11: Configurações BRA e spool [4]

(6) *Tapered Stress Joint*

Esta junta atua como um elemento de transição de uma seção de maior rigidez para outra de menor rigidez e vice-versa, sua rigidez varia ao longo do comprimento [9] através da variação de espessura de parede, assumindo a forma cônica como mostrado na figura a seguir.

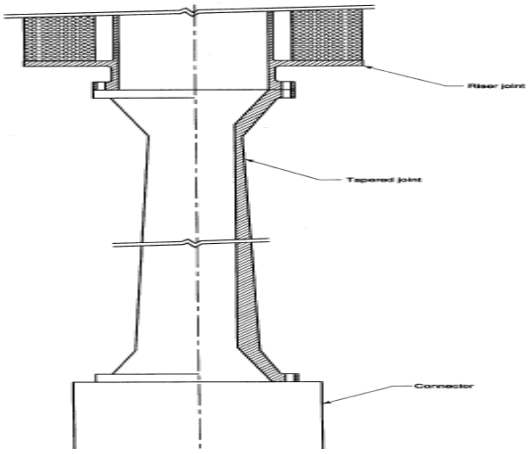

Figura 2-12: Tapered stress joint [9]

(7) Análogo ao item (6)

(8) *Fundação (ancoragem):*

Tem a finalidade de ancorar o sistema ao leito marinho e seu dimensionamento depende das propriedades do solo, da capacidade de resistir a tensão axial do sistema causado pelo empuxo da boia, cargas laterais e momento fletores gerado pela resposta do *riser*. Para este sistema existem algumas opções [4] quanto ao tipo da fundação, como: base de gravidade, estaca (âncora) de sucção, estaca perfura/cimentada (*drilled and grouted pile*) e estaca instalada por meio de martelo hidráulico ou vibrador (*driven pile*).

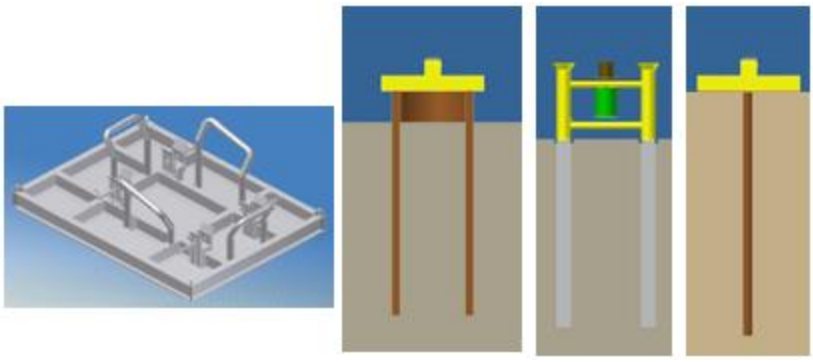

Figura 2-13: Fundação/ancoragem do sistema híbrido

(9) *Base spool*

Este elemento (Figura 2-11) conecta o *flowline* ao duto vertical sendo compostos por dutos rígidos curvos configurados, geometricamente, na forma de “M” ou “Z”, essas formas permitem de desacoplar os movimentos entre *riser* e *flowline* com o objetivo de minimizar tensões na base do riser.

(10) *Flowline*: Linha assentada no fundo do mar que conduz óleo e/ou gás.

(11) *Jumper*: Pequeno trecho de linha flexível que liga a seção vertical rígida do sistema a unidade flutuante, em configuração de catenária. Geralmente, o jumper possui um comprimento entre 500 e 600 m.

(12) *Unidade Flutuante*: maiores detalhes podem ser observados na seção 2.2.

De acordo com [13], uma característica fundamental do conceito de riser híbrido é que o ele é controlado por forças de flutuação ao invés de forças gravitacionais. Assim, o sistema é dimensionado para que haja um excesso de empuxo de forma a manter toda a estrutura vertical tracionada para que não haja compressão, controlar a flexão estática da linha e a resposta dinâmica do sistema.

Em águas profundas a tração na base (*Base Tension*) requerida para alcançar um comportamento adequado é significante variando de 70-1000 Ton [13] comumente na premissa de projeto defini-se um valor mínimo requerido de tração na base a fim de garantir a fim de garantir que a coluna não sofra compressão. Por outro lado este tração não deve ser excessiva para que não haja um aumento desnecessário da robustez dos componentes do FHRS tornando-o menos eficiente (mais caro).

Outro papel importante do empuxo excessivo do sistema a ser destacado é a de redução do deslocamento do sistema (passeio) devido a existência de uma força de restauração no plano horizontal fornecida pela componente horizontal da tração. Este princípio é semelhante ao abordado da plataforma TLP na seção 2.2.3, eleva-se a rigidez no plano vertical de forma reduzir a resposta aos carregamentos.

Diferentemente do conceito inerente da TLP, para o caso do riser híbrido a resposta adequada do sistema não obtido apenas pelo valor de tração, deste modo, a minimização da resposta devido aos carregamentos de onda e corrente está associado também, e especialmente neste caso, pela profundidade da boia.

De acordo com [13], o sistema de boia torna-se menos eficiente e mais caro quando posicionada em altas profundidades. Portanto, é necessário definir uma posição ótima, próxima à superfície o suficiente para garantir a eficiência e profundo o bastante para garantir redução da resposta do sistema. Devido essa baixa excitação ao carregamento dinâmico observa-se um sistema mais sensível aos carregamentos de natureza estática ou quasi-estática (tração, pressões, deslocamentos, correntes) [13]. Com exceção do trecho flexível (*Jumper*) permanece sendo consideravelmente influenciado por carregamentos de natureza dinâmica.

Como destacado no inicio desta seção (2.1.4), apesar do custo inicial mais alto comparado a configuração tradicionais como a catenária livre, a alternativa híbrida apresenta algumas potencialidades consideráveis já experimentadas em campos exploratórios, de acordo com SAINT-SAINT-MARCOUX *et al.* [3] as principais vantagens da utilização do *riser* híbrido são:

- Simplificação do layout do campo, minimização dos problemas de interferência entre *risers*, umbilicais e linhas de ancoragem, já que a área ocupada (passeio da linha) é muito menor quando comparada a demais configurações;
- Flexibilidade no desenvolvimento do campo, a expansão da exploração do campo de forma simplificada, resultando em sistemas mais eficientes;
- Máxima desconexão entre cronograma de instalação da unidade flutuante é o cronograma de instalação do flowline, reduzindo o risco de atrasos;
- Permite alta performance em isolamento térmico;
- Baixa fadiga;
- Minimiza o número de riser;
- Eliminam a necessidade de unidades flutuantes de ótimo desempenho dinâmico (*heave*) tais como plataformas Spar ou TLP, já que o próprio FHRS minimiza a transferência de movimentos ao riser rígido vertical;
- Redução do comprimento de linhas devido a configuração vertical em comparação com demais configurações, sendo esse um diferencial para LDA profundas.

2.2 Unidades Flutuantes

A exploração offshore iniciou-se em regiões próximas a costa de reduzida LDA (inferiores a 100m) através de plataforma de estruturas fixas – bases engastadas no fundo mar por sistema de estacas, sendo conhecidas como plataformas jaquetas. Entretanto, com a necessidade crescente de se produzir mais petróleo para atender a demanda e a descoberta de reservas petrolíferos em água cada vez mais profundos (acima de 1000 m), tornou-se necessário buscar outras alternativas, haja vista que tais estruturas fixas tornaram-se então inviáveis tecnicamente. Desta forma, a solução encontrada foi o conceito de unidades flutuantes posicionadas através de um sistema de ancoragem, ou mais recentemente (em LDA ultra profundas) posicionadas dinamicamente [12]. Tais estruturas caracterizam-se por apresentarem grandes deslocamentos sob a ação das cargas ambientais.

É importante ressaltar aqui que de maneira semelhante ao observado nas seções 2.1.3 e 2.1.4 acerca de sistemas de *risers* que possuam melhor comportamento dinâmico de baixa fadiga, os mesmos princípios são observados em alguns tipos de plataformas de modo a transferir baixas excitações aos risers – como por exemplo a TLP e Spar, resultando em sistema de melhor desempenho estrutural

2.2.1 Semi-Submersíveis

São estruturas constituídas de flutuadores submersos compartimentados em tanques de lastro – para a manutenção da condição de flutuação. Os flutuadores são denominados de potoons que são interligados aos conveses através de colunas de sustentação. A plataforma SS é largamente empregada nas operações de exploração, perfuração e sistemas de produção.

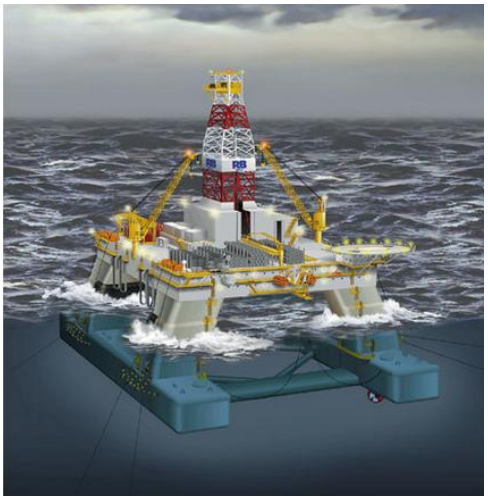

Figura 2-14: Plataforma SS

2.2.2 Plataforma Spar

. Esta unidade consiste em um longo casco cilíndrico vertical (cerca de 200m) sobre o qual se encontra o módulo de convés e a planta de processos o conceito desta unidade é a de minimizar o movimento de *Heave* produzido pela ação das ondas. A forma longa e cilíndrica tende a reduzir o movimento de vertical, pois a força dinâmica das ondas diminui com o aumento da profundidade tendo maior efeito próximo a superfície livre, logo, a força dinâmica atuante ao longo do corpo será baixa.

De acordo com [12], o baixo movimento relativo riser-casco possibilita a utilização de riser rígidos verticais tensionados por flutuadores, e consequentemente uma redução dos comprimentos de linha e de esforços atuantes (redução de espessura de parede), resultando em redução de custos dos de fabricação dos risers.

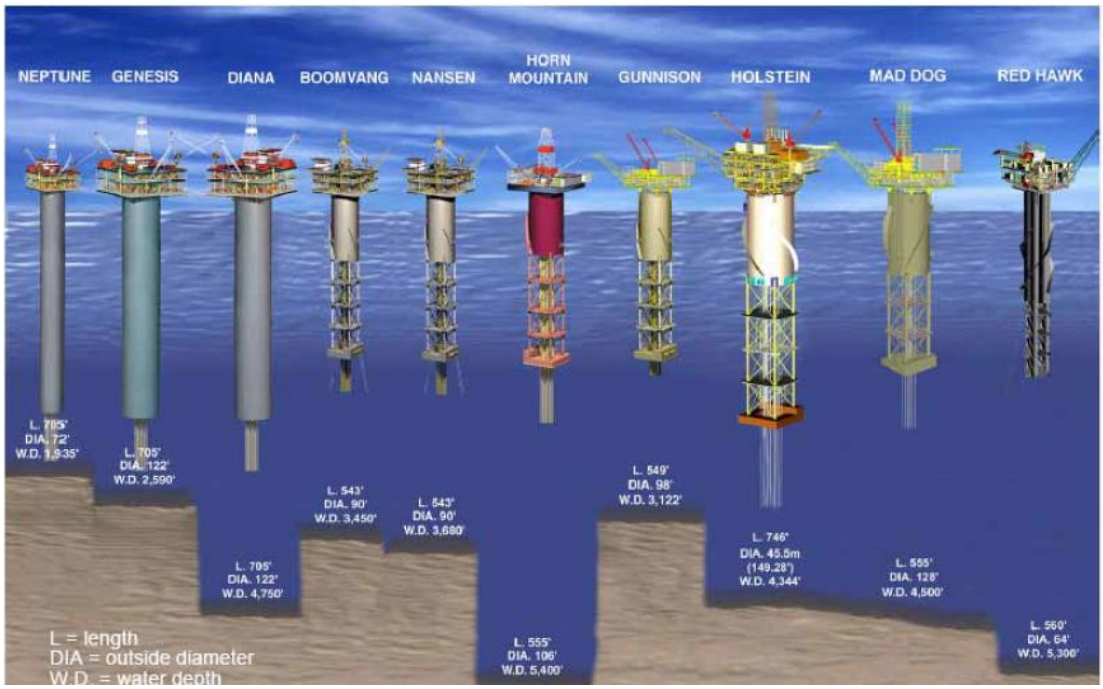

Figura 2-15 : Histórico de Plataformas Spar

2.2.3 Plataforma TLP (Tension Leg Platform)

Geralmente esta plataforma possui a forma (casco) semelhante ao de uma plataforma SS, e assim como no caso da plataforma Spar a base conceitual desta unidade está na minimização do movimento vertical (*Heave*), porém com uma solução diferente. A TLP apresenta um excesso de flutuabilidade que é compensado por tendões (pernas) verticais tracionados, deste modo, devido a alta rigidez dos tendões tracionados [16], resulta em alta rigidez no plano vertical de modo que os períodos naturais de Heave, Roll e Pitch apresentam valores entre 2 e 4 segundos.

A força de restauração no plano horizontal para uma TLP é fornecida pela componente horizontal da força de tração nos tendões, assim o sistema tem um comportamento semelhante a um pendulo. Nesta configuração de alta tração a TLP encontra-se num baixo estado de excitação dinâmica de tal forma que os períodos naturais de *surge*, S*way* e Y*aw* são da ordem de 100 segundos, bem superiores aos dos estados de mar típicos.

Outra vantagem deste conceito é o fato de tornar mais simples e limpo o arranjo de fundo, pois não são necessárias linhas de ancoragem em catenária similares às utilizadas em plataformas semi-submersíveis. Semelhantemente a plataforma Spar devido o baixo movimento relativo riser-casco existe a possibilidade de a utilização de riser rígidos verticais, uma redução dos comprimentos e dos esforços atuantes sobre as linhas (redução de espessura de parede), resultando em redução de custos dos de fabricação das linhas de risers.

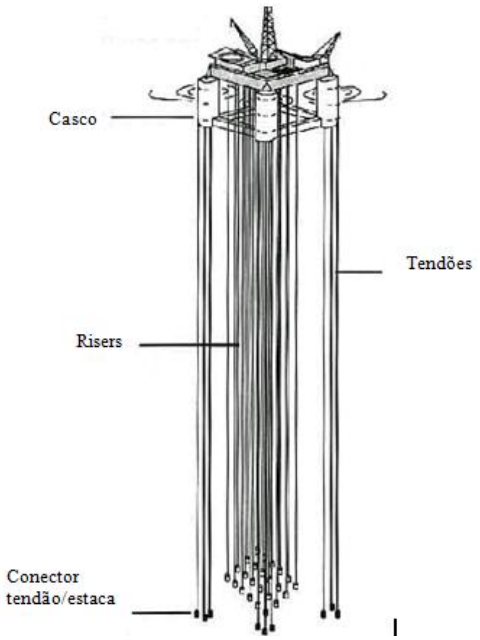

Figura 2-16 : Plataforma TLP

2.3 ANÁLISE GLOBAL

2.3.1 Objetivo da Análise Global

De acordo com DNV RP OS-F201 [8], a análise global de sistemas de risers tem como propósito descrever todo o comportamento estrutural ao submeter o sistema a condições de carregamento operacionais. Deste modo, a resposta global do sistema pode ser agrupado nas seguintes categorias:

- Forças resultantes na seção transversal (tensão efetiva, momentos fletores, momentos torsionais). Forças e momentos resultantes nos suportes e terminações de contato a estruturas rígidas;
- Deflexões globais do riser (angulares, curvatura, deformações);
- Posição global do sistema (coordenadas, translações, distancia entre estruras (plataforma e linhas), região de contato com o solo);

2.3.2 Modelação e Análises

A modelação em FE é, usualmente, considerada para a análise global de sistemas de *risers*. As principais características requeridas para a adequada representação [8] das respostas do sistema podem ser resumidas em:

- Formulação tridimensional do sistema permitindo a caracterização de translações e rotações em 6 graus de liberdade para cada elemento;
- Representação de propriedades geométricas e materiais, usualmente com base no conceito de vigas;
- Formulações de contato entre riser/leito marinho e riser/casco;
- Formulação de amortecimento estrutural;
- Carregamento Hidrodinâmico de acordo com as equações de Morison para estruturas esbeltas, expressas através das velocidades e acelerações entre estrutura e água;
- Carregamento regular e irregular de ondas, movimento da unidade flutuante, modelação de correntes;
- Ferramentas especiais pra modelação módulos de flutuação(boias), juntas flexíveis, juntas rígidas, etc;
- Análise estática e dinâmica não-lineares.

2.3.3 Metodologia de Projeto

Inicialmente foi realizada uma pesquisa das normas disponíveis para a metodologia de projeto de *risers* rígidos. As principais normas relacionadas foram: DNV-OS-F201, 2010 [8], e API 2RD [9]. As normas citadas possuem filosofia equivalentes como por exemplo nas etapas de projeto: definição das bases de projeto, avaliação dos modos de falha referente a pressão (apesar das formulações não serem as mesmas geram valores próximos [1]), divisão das condições de carregamento e estados limites. Portanto, com base nestas referências conceituais foi montada a metodologia de projeto para o riser híbrido a ser vista na seção 3.1, em seguida é feito um breve um breve resumo de sua metodologia que pode ser organizado nos seguintes tópicos:

- A base de projeto consiste em definições iniciais: vida de serviço do sistema a serem atendidos, diâmetro requerido dada a vazão de fluido, dados ambientais, requesitos funcionais, requisitos operacionais, dados da embarcação, interface com embarcação e linhas, seleção de materiais.

- Projeto Preliminar do riser: definição do tipo de *riser* (flexível ou rígido), da configuração do sistema, componentes do sistema, disposição espacial no campo;

- Verificações de pressão de projeto: nesta etapa é realizado o dimensionamento de espessura de parede referente aos modos de falha de ruptura, colapso e de colapso propagante.

- No carregamento combinado são Identificadas todas as possíveis condições de estado limite do riser a serem verificados que podem causar a falha do sistema. A definição dessas situações e fundamental para identificação dos carregamentos relevantes ao projeto e definição;

- Condições de carregamento: definição de todas condições de carregamento (Pressão, Funcional, Ambiental e Acidental), de modo a verificar os estados limites já caracterizados, em outras palavras definição da matriz de carregamentos;

- Análise global do sistema;

- Estabelecimento de efeitos gerais extremos baseados em estatísticas ambientais ou estatísticas de resposta;

- Verificação se nenhum estado limite é excedido, caso sejam excedidos modificações no sistema são necessárias.

Em seguida é apresentado fluxograma de projeto do DNV [8] explicitando de forma simplificada sua abordagem metodológica.

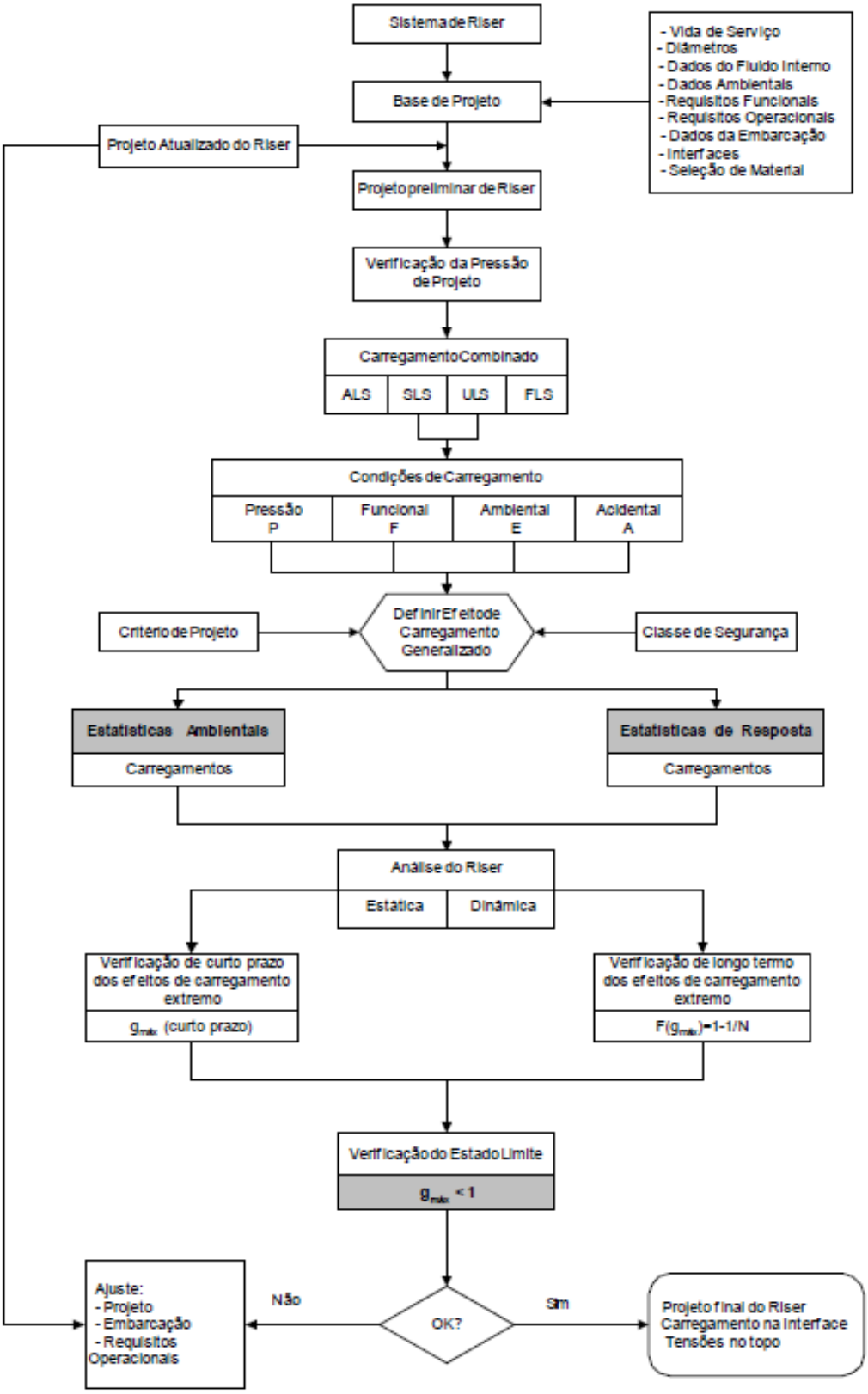

Figura 2-17: Fluxograma de Projeto do DNV

2.3.4 Estados Limites

No projeto estrutural o conceito de estado limite é referenciado como condição na qual existe potencial falha, assim a integridade estrutural de um sistema é garantida ao se avaliar seus estados limites, sendo agrupados em quatro categorias [8]:

· Estado limite de serviço (SLS – *"Serviceability Limit State"*) o qual requer que o *riser* seja capaz de permanecer em serviço e operando adequadamente. Este estado corresponde basicamente ao critério limitante ou governante para as condições normais de operação dos *risers.* Nesta categoria são analisados os limites de: respostas angulares excessivas de juntas, *clearence* (garantir que exista uma distância entre *riser-riser*, *riser*-linha de ancoragem, evitando-se colisões).

· Estado limite último (ULS – *"Ultimate Limit State*") o qual requer que o *riser* seja mantido intacto e não se rompa, sem necessariamente ser capaz de continuar a operar em condições de carregamento de excedência de 10^{-2}. Nesta categoria são analisados os limites de: ruptura, colapso, colapso propagante, deformação plástica do material devido carregamento combinado (momento fletor, força axial e pressões), flambagem global (tensão efetiva negativa).

· Estado limite acidental (ALS – *"Accidental Limit State"*) caracteriza-se como um ULS SLS, porém considerando cargas acidentais.

· Estado limite de fadiga (FLS – *"Fatigue Limit State"*) que é essencialmente um estado último devido ao acúmulo excessivo de fadiga devida a carregamento cíclico. Nesta categoria são analisados os limites: fadiga por onda, corrente (VIV), movimento da boia ou plataforma.

Desta forma, para cada categoria de estado limite existem desdobramento em análises e condições de carregamentos com a finalidade de avaliar a integridade estrutural do sistema.

Como definido na seção 1.2, neste projeto será realizado parte da análise global correspondente apenas análise de extremos caracterizados pelos estados limites SLS (parcialmente), ULS e ALS definidos pelos carregamentos de curto prazo. Assim, as análises de fadiga [8] (de ondas, VIV e o movimentos de plataforma e tanques flutuadores) definidas pelos carregamentos de longo prazo não serão tratadas neste projeto.

2.3.5 Critério de Tensões

O critério de tensões máximas se baseia na teoria é de von Mises-Hencky, também conhecida como teoria da energia de distorção máxima. Esta teoria [17] afirma que um material dúctil começa a escoar em um local onde a tensão de von Mises (VMS) se torna igual ao limite de tensão de escoamento. Num estado de tensões principais (tensões de cisalhamento nulas) obtêm-se a seguinte formulação:

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2(\sigma_3 - \sigma_1)^2} \qquad \text{Equação 2-1}$$

De acordo com [9], as três tensões principais para uma geometria com simetria axial como o plano de um duto podem ser consideradas na direção axial (σ_{pz}), circunferencial (hoop- $\sigma_{p\Theta}$) e radial (σ_{pr}). Essas tensões são dadas em função das cargas axiais, momentos fletores, pressões interna e externa, propriedades geométricas do duto, sendo representadas pelas seguintes equações:

$$\boldsymbol{\sigma_{pz}} = \frac{\boldsymbol{T_{axial}}}{\boldsymbol{A}} \pm \frac{\boldsymbol{M}}{\boldsymbol{2I}}(\boldsymbol{D_o} - \boldsymbol{t}) \qquad \text{Equação 2-2}$$

$$\boldsymbol{\sigma_{p\theta}} = (\boldsymbol{P_i} - \boldsymbol{P_o})\frac{\boldsymbol{Do}}{\boldsymbol{2t}} - \boldsymbol{P_i} \qquad \text{Equação 2-3}$$

$$\sigma_{pr} = \frac{(P_o D_o + P_i D_i)}{D_o + D_i} \qquad \text{Equação 2-4}$$

Deste modo a formulação da tensão de Von Mises pode ser representada da seguinte forma:

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{\left(\sigma_{\mathrm{pr}} - \sigma_{\mathrm{p\theta}}\right)^2 + \left(\sigma_{\mathrm{p\theta}} - \sigma_{\mathrm{pz}}\right)^2\left(\sigma_{\mathrm{pz}} - \sigma_{\mathrm{pr}}\right)^2} \qquad \text{Equação 2-5}$$

2.3.6 Tensão Efetiva

De acordo com [9] a tensão efetiva é a força total na coluna/riser (axial) mais a força externa do fluido deslocado menos a força gerada pela pressão interna (equação 2-6). Através deste parâmetro analisa-se a possibilidade de flambagem na linha, Te<0 evidencia o risco da estrutura sofrer flambagem.

$$T_e = T_{axial} - piAi + peAe \qquad \text{Equação 2-6}$$

3 ANÁLISE GLOBAL

3.1 Metodologia

De forma generalizada, a metodologia de projeto do sistema de *risers* pode ser dividida em três fases: fase inicial, análise preliminar e análise detalhada.

A fase inicial consiste na definição do tipo de riser e configuração básica do sistema, diâmetros, seleção de materiais, dados de fluido interno, dados da embarcação, requisitos funcionais e de operação; sendo esta etapa, conhecida como bases de projeto. Ainda como parte da fase inicial são definidos os dados ambientais.

Na fase preliminar define-se a configuração inicial do sistema e seus componentes, identificação dos estados limites, definição das dimensões iniciais de espessura de parede do duto, através da verificação dos modos de falha (ruptura e colapso) e definição da matriz de carregamentos. Durante o processo de definição da estrutura é realizada a otimização onde é feita uma análise global preliminar para obter a resposta da configuração proposta através de análises de sensibilidade de certos parâmetros, como por exemplo: comprimento de linha, ângulos de topo, tração o topo e/ou base e profundidade de tanque flutuador. E assim, avaliar se os critérios de resposta estão sendo atendidos.

A fase detalhada tem o objetivo de obter a configuração final do *riser*. Nesta fase são realizadas análises de extremos. Consequentemente, o não atendimento de critérios de projeto (aqui sendo adotado o critério de tensões máximas) acarreta em processos iterativos de modificação do sistema (espessura de parede, material, tração) para definição da configuração final de projeto.

Como o DS é de parede composta e tem seu conceito baseado na interação entre camadas, o critério de avaliação da DNV [8] não pôde ser aplicado. Assim, para avaliação do DS foi considerado o critério de von Mises (VMS), e assim avaliar efetivamente a integridade estrutural das camadas através de análise local.

3.2 Bases de Projeto

Inicialmente são definidos os dados de entrada para as análises globais a serem realizadas. A unidade flutuante é uma plataforma SS operando em uma profundidade de 1800m. Considerando o dimensionamento do sistema com base nas condições ambientais típicas da Bacia de Campos.

Neste estudo, um cenário hipotético de produção de óleo foi considerado, onde o sistema híbrido de *riser* deverá ter um diâmetro interno de 14pol. O fluido será exportado de um *flowline* para a plataforma através do riser híbrido, sendo adotado um coeficiente de troca térmica global de 3 W/m².c° [5].

3.2.1 Componetes do riser híbrido

A configuração do FHRS foi definida tomando como a referência a configuração apresentada na seção 2.1.3 e explicitado pela Figura 2-6.

Propriedades do DS

Na tabela 3-1 são apresentadas as propriedades estruturais e de materiais do riser híbrido, as propriedades dos materiais foram obtidas em [5].

Tabela 3-1: Sumário de Propriedades do Duto Sanduíche

Parâmetros	Duto Sanduíche		
	duto interno	espaço anular	duto externo
Dimesões:			
Diâmetro nominal(m)	0,356	-	0,533
espessura de parede (mm) - t	14,27	74,6	14,27
sobreespessura de corrosão (mm)	2		2
tolerância de fabricação espessura (%t)	10%		10%
Proprieda de materiais:			
Material	X60	PP	X60
densidade (kg/m³) - ρ	7850	700	7850
Tensão de escoamento (MPa) - σ_Y	413,7	5,64	413,7
módulo de elasticidade (GPa) - E	205	2	205
módulo de elasticidade transversal (Gpa) - G	78,85	0,67	78,85
Coeficiente de Poisson - ν	0,3	0,49	0,3

Jumper

O dimensionamento de *risers* flexíveis não foi abordado neste trabalho, assim o maior interesse é a resposta do mesmo sobre o riser vertical através do peso e movimento e para a definição de ângulos de conexão. Assim não serão realizadas

maiores análises sobre este componente. As propriedades do *jumper* são apresentadas na Tabela 3-2.

Tabela 3-2: Propriedades do *Jumper* Flexível [18]

Parâmetro	Valor
Diâmetro interno (m)	0,3048
Diâmetro externo (m)	0,4884
Densidade (kg/m)	242,5
Rigidez Flexional (kN.m²)	390
Rigidez Axial (MN)	907
Rigidez Torsional (KN.m²)	224

Boia (Tanque flutuador)

A boia foi dimensionada a fim de fornecer a tração requerida ao sistema, sendo modificado o seu valor de comprimento para a variação de empuxo. A densidade foi obtida com base no valor de espessura de parede 0.5pol (12,7mm), dado por ROVERI [15]. As Propriedades da boia são apresentadas na Tabela 3-3.

Tabela 3-3: Propriedades da boia

Parâmetro	Valor
Comprimento (m)	34,5
Diâmetro (m)	6,5
Espessura de parede (mm)	12,7
Densidade (Ton/m)	2,8
Compartimentos	16

Juntas Flexíveis

Os dados de juntas flexíveis (Tabela 3-4) foram apenas estimados, com base no catálogo do fabricante[1], já que o acesso a informações é bastante restrito. Assim, o objetivo da análise é definir uma rigidez adequada de forma que o limite de ângulos seja atendido.

Tabela 3-4: Dados de juntas flexíveis[1]

Juntas flexíveis	Comprimento (m)	Peso (Ton)	Rigidez (kN.m/°)
superior	1,9	6,8	15
inferior	1,9	6,8	35
rotolatch	1,9	4	5

[1] http://www.oilstates.com/fw/main/Subsea-Overview-374C471.html, acessado em 05/01/2013

Juntas Cônicas (*Taper Joint*)

Os dados de juntas cônicas foram definidas com base nos valores de rigidez do DS, BRA e TRA, de forma a reduzir picos de momentos fletores nas regiões de transição entre tais componentes. As propriedades das juntas cônicas são apresentadas na são apresentadas

Tabela 3-5: Propriedades das juntas cônicas

Parâmetro	Valor
Raio Interno (m)	0,1778
Raio externo mínimo (m)	0,2178
Raio externo máximo (m)	0,50
Comprimento (m)	10
aço	X-60

BRA e TRA

As propridades do BRA e TRA foram estimados devido a de dados a falta de dados.

Tabela 3-6: Propriedades do BRA e TRA

Parâmetro	Valor
comprimento (m)	10m
diâmetro (m)	1
Densidade (Ton/m)	1

3.2.2 Propriedades Hidrodinâmicas

No programa *Flexcom* os carregamentos hidrodinâmicos são formulados de acordo com as equações de Morison para estruturas esbeltas, que são expressas através das velocidades e acelerações entre a estrutura e a água, e os coeficientes hidrodinâmicos dependentes da forma. As formulações de Morison não serão tratadas aqui, maiores detalhes podem ser obtidos em [9] e [8]. Assim, os coeficientes hidrodinâmicos foram definidos com base nos valores críticos [9] de escoamento ao redor de cilindro circular considerando parede rugosa.

Tabela 3-7: Coeficientes Hidrodinâmico

Coeficientes Hidrodinâmicos	Condições extremas
Arrasto Normal, C_d	1,5
Inercia Normal, C_M	2
Massa Adicional Tangencial, C_{at}	1

3.2.3 Fluido Interno

Foi considera um óleo de 840 kg/m³ [15] para a condição de operação, e água como fluido interno para as condições de teste e temporárias.

3.2.4 Propriedades do Solo

De forma simplificada, o solo foi considerado como rígido. Deste modo, não foi considerado o dimensionamento da fundação, sendo atribuído como um elemento rígido com condição de contorno de engaste no solo.

3.2.5 Plataforma Semi-Submersível

A representação dos movimentos da unidade flutuante na análise dinâmica é feita de maneira prescritiva através de dados de RAO da SS, que considera o movimento da unidade em 6 graus de liberdade em função dos parâmetros de ângulo de incidência, período e altura de onda. As principais propriedades da SS são apresentados na Tabela 3-8.

Tabela 3-8: Propriedades da SS

Calado	27,5 m
Comprimento	92 m
Boca	75 m
Xg (longitudinal)	46 m
Yg (tranversal)	0 m
Zg (vertical)	36,3 m

3.2.6 Dados Ambientais

No projeto de estruturas *offshore* um dos principais carregamentos atuantes é o proveniente de ação ambiental (aqui consideradas correntes e ondas). Portanto, a estrutura deve ser dimensionada de forma a suportar as cargas da região de operação.

De acordo com [8], a resposta máxima do sistema pode ser adequadamente simulada considerando ondas regulares. Desta forma as análises tornam-se mais simples exigindo menos tempo computacional em comparação com as análises de onda irregular. Na metodologia da onda de projeto [19], a carga ambiental de onda de natureza aleatória pode ser representada por uma onda determinística equivalente através dos parâmetros Hmax e Tp, onde a máxima altura equivalente é dada por Hmax=1,86 Hs, representando de forma adequada a resposta máxima do sistema.

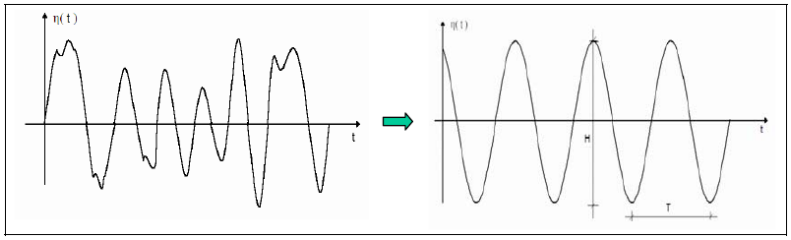

Figura 3-1: Onda Determinística Equivalente [19]

Os dados de ondas extremas são obtidos através de medições dos estados de mar da região (em suma:altura de ondas, períodos, ocorrência e direcionalidade), com isso, essa base de dados é processada estatisticamente de forma a definir probabilidades de ondas, ondas máximas para diferentes períodos de retorno(rp) - ou seja a maior onda esperada dentro de um intervalo de tempo. Os dados de onda referente à Bacia de Campos foram obtidos para rp de 1 ano na referência [20] e de 10 e 100 anos em [21], sendo que nesta última referência foram obtidas apenas Hs e Tp máximos sem uma direção associada, assim, os valores de Hs e Tp foram extrapolados para demais direções.

Os dados de onda são apresentados na convenção do **Flexcom**, ou seja, onda Norte corresponde a onda que vai para o Norte. O mesmo acontece para a corrente, uma corrente Sul, por exemplo, corresponde a corrente que vai para o Sul.

Tabela 3-9: Dados de Onda Extrema

Direção	1 ano			10 anos			100 anos		
	Hs	Hmax	Tp (s)	Hs	Hmax	Tp (s)	Hs	Hmax	Tp (s)
N	5,05	9,4	9,5	6,3	11,8	11,1	7,0	13,1	12,2
NE	5,75	10,7	10	7,2	13,4	11,9	8,0	14,9	13,0
L	3,06	5,7	7,6	3,8	7,1	8,9	4,3	7,9	9,7
SE	3,06	5,7	7,6	3,8	7,1	8,9	4,3	7,9	9,7
S	4,19	7,8	8,8	5,2	9,8	10,2	5,8	10,8	11,1
SO	3,92	7,3	8,5	4,9	9,1	9,9	5,5	10,2	10,7
O	3,66	6,8	8,3	4,6	8,5	9,5	5,1	9,5	10,4
NO	4,46	8,3	9	5,6	10,4	10,5	6,2	11,5	11,4

De forma análoga a metodologia de aquisição de dados e tratamento estatístico, o perfil de corrente da região é mapeado e dividido em probabilidades de ocorrência, direcionalidade, valores extremos e rp. O perfil de corrente é descrito através de vetores tridimensionais com base nos parâmetros de velocidade, profundidade e direção.

Neste caso os dados de corrente da foram obtidos com base na formulação utilizada por SOUSA [19] que tem por objetivo representar o módulo de velocidade das correntes extremas da Bacia de Campos com base nos valores de Hs, assim:

$$V_{superfície}(Hs) = 0{,}15Hs + 0{,}402 \qquad \text{Equação 3-1}$$

$$V_{fundo}(Hs) = 0{,}213V_{superfície} = 0{,}032 + 0{,}086 \qquad \text{Equação 3-2}$$

3.2.7 Matriz de Carregamentos

A metodologia da matriz de carregamentos foi definida tomando-se como base a API RP 2RD [9] e DNV OS F-201 [8]. Inicialmente foram identificados os possíveis tipos de carregamentos:

Funcionais: fluido interno, deslocamento da SS;

Pressões: P_t, P_d e pressão nula;

Ambientais: ondas e correntes;

Acidentais: falha de linhas de ancoragem, perda de tração devido alagamento de compartimentos da boia.

Em cada categoria foram consideradas combinações de carregamentos ambientais, pressão e de passeio da plataforma (incluindo condições de falha de linhas de ancoragens). Como observado na Tabela 3-10, foram definidas 7condições de carregamentos.

Tabela 3-10: Matriz de Carregamentos

Carregamento	Passeio da SS (% LDA)	Corrente rp (anos)	Onda rp (anos)	Fluido Interno	Pressão Interna	N° Compartimentos Alagados da boia
SLS1	5%	10	10	Óleo	P_d	2
SLS2	5%	1	1	Água	P_t	2
ULS1	5%	10	100	Óleo	P_d	2
ULS2	5%	100	10	Óleo	P_d	2
ALS1	7,5%	1	1	Água	P_t	3
ALS2	7,5%	100	10	Óleo	P_{inc}	3
ALS3	7,5%	1	1	Vazio	nula	4

Na análise de otimização da configuração do sistema (etapa preliminar de projeto), foi considerado a direção de corrente e passeio sendo opostas de forma a obter maior variação de ângulo nos extremos do jumper e MBR crítico. Nas demais análises de sensibilidade de posição da boia e de tração os carregamentos de onda e corrente foram considerados isoladamente, uma vez que o objetivo dessa etapa é avaliar a influência de cada carregamento sobre a resposta do sistema.

Já na análise de extremo (fase detalhada de projeto) foi considerado que a direção dos carregamentos de corrente e onda são colineares à direção de passeio da SS [15], considerando 8 direções (rotacionadas em 45° entre si) como mostrado na Figura 3-2.

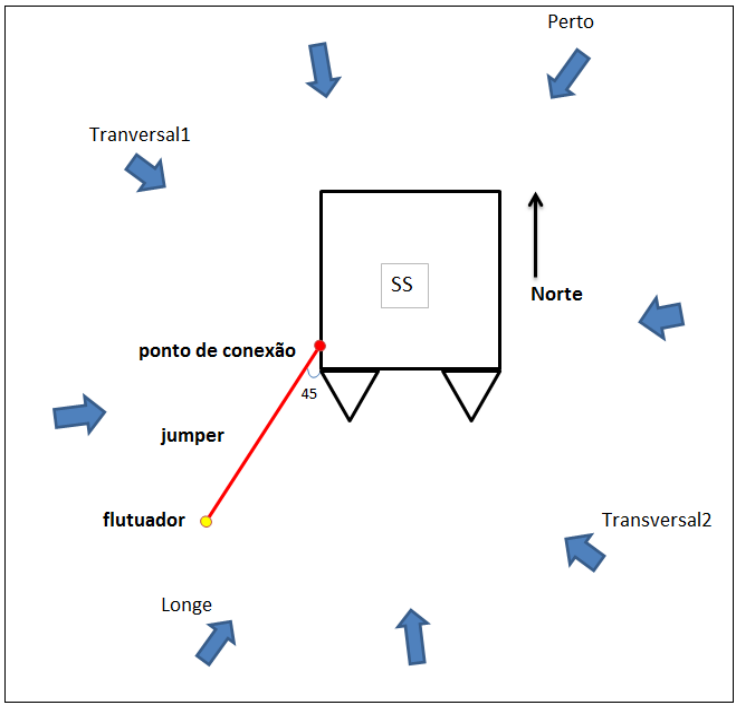

Figura 3-2: Direções de Carregamento e passeio da SS

3.3 Projeto Preliminar

De acordo com [3] e [9], para projeto de *risers* híbridos a espessura de parede é dimensionada considerando os modos de falha referente à ruptura e colapso (hidrostático). Ainda nestas referências a espessura de parede referida ao colapso propagante é considerada muito conservadora, de modo a ser considerada apenas a utilização de restritores para impedir a propagação de colapso.

O cálculo da pressão de ruptura foi realizado de modo conservador considerando apenas a resistência do duto interno, com base na norma DNV [8] especifica *risers*. Já a pressão de colapso do DS foi definida com base na metodologia apresentada por CASTELLO [5].

3.3.1 Verificação da Pressão de Ruptura

Nesta análise verifica-se a espessura mínima de parede para que o duto não sofra falha por ruptura devido à elevação da pressão interna, como ilustrado na Figura 3-3. Inicialmente, com base na norma DNV [8] calcula-se a pressão de resistência à ruptura (P_b) dada pela Equação 3-3, em seguida são verificados dois critérios: (i) a variação entre pressões interna e externa fatorada (1,33) dividido por P_b deve ser menor que 1(fator de utilização), dada pela Equação 3-4; (ii) a espessura de parede proposta não deve ser menor que a obtida pela Equação 3-5.

$$P_b(t) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2t}{D-t} \min\left(f_y\,;\,\frac{f_u}{1{,}15}\right) \qquad \text{Equação 3-3}$$

$$\frac{(P_{li}-P_e)}{\frac{P_b}{\gamma_m \gamma_{SC}}} \leq 1 \qquad \text{Equação 3-4}$$

$$t_1 = \frac{D}{\frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \frac{min\left(f_y\,;\,\frac{f_u}{1{,}15}\right)}{\gamma_m \gamma_{SC}(P_{li}-P_e)} + 1} \qquad \text{Equação 3-5}$$

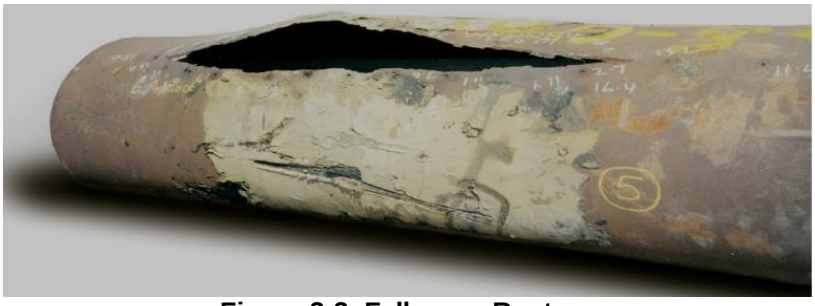

Figura 3-3: Falha por Ruptura

A memória de cálculos encontra-se no Anexo A – Análise de espessura de parede para ruptura e colapso

3.3.2 Verificação da Pressão de Colapso

Nesta análise verifica-se a espessura mínima de parede para que o duto não sofra falha por colapso devido a ação da pressão externa, como ilustrado na Figura 3-4. Este efeito torna-se mais crítico quando os dutos são despressurizados para operações de manutenção e instalação, onde ocorre a maior variação de pressão entre os meios interno e externo.

Figura 3-4: Falha por Colapso

A pressão de colapso do DS foi obtida através metodologia desenvolvida por CASTELLO [5] que se baseia em correlações numérico-experimentais considerando a influência das três camadas na composição de resistência do DS, sendo incluído também alguns parâmetros de imperfeições do duto como: ovalização, graus de não adesão entre camadas e fator de defasagem entre ângulos de ovalização.

Equação de colapso de Timoshenko

Inicialmente, CASTELLO [5] baseou-se na equação de Timoshenko (1948) de pressão de colapso de dutos em regime elástico dada pela equação a seguir.

$$P_{el} = \frac{3EI}{(1-\nu)\cdot R^3} \qquad \text{Equação 3-6}$$

A pressão de colapso é obtida considerando incluir imperfeições (ovalização-δ_0), assim, o momento fletor foi obtido pela carga de compressão circunferencial dado pela distância entre a geometria oval e a perfeitamente circular, resultando na seguinte equação:

$$P_{co}^2 - P_{co}\left[P_o + P_{el}\left(1 + 6\frac{R}{t}\delta_0\right)\right] + P_o P_{el} = 0 \qquad \text{Equação 3-7}$$

$$onde: \qquad P_o = \frac{\sigma_y t}{R}$$

Cálculo da Rigidez Equivalente à Flexão Transversal

A rigidez equivalente (EI_{eq}) é a soma da rigidez de cada camada dada pela equação 3-8. Os índices "i", "e" e "a" se referem às camadas: interna, anular e externa, respectivamente.

$$EI_{eq} = EI_i + EI_a + EI_e \qquad \text{Equação 3-8}$$

Para o cálculo da rigidez da seção transversal foi considerado o deslizamento livre entre camadas, o que equivale a calcular a inércia de cada parte do tubo como independente umas das outras, ou seja, a linha neutra (L.N.) de cada camada passa pela metade de sua espessura, como representado na figura a seguir:

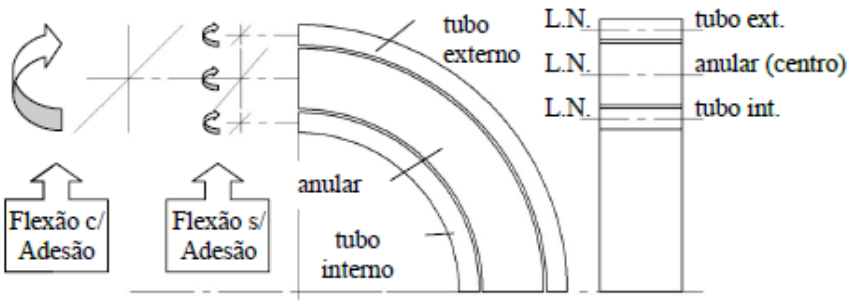

Figura 3-5: linha neutra das seções e momentos fletores das camadas [5]

Cálculo da Pressão de Colapso

A Pressão de colapso elástica (P_{el}) é reescrita a partir da Equação 3-9 para o caso duto sanduíche, pela equação a seguir:

$$P_{el} = \frac{3EI_{eq}}{(1-\upsilon^2)R_m} \qquad \text{Equação 3-9}$$

Onde:

$$R_m = R_i + t_i + t_a/2\,, \quad raio\,médio$$

$$\upsilon = (\upsilon_{aço} + \upsilon_{anular})/2\,t_i$$

A pressão de colapso plástico também é reescrita para do DS, da seguinte forma:

$$P_o = \frac{\sigma_{yi}t_i}{R_{mi}} + \frac{\sigma_{ya}t_a}{R_{ma}} + \frac{\sigma_{ye}t_e}{R_{me}} \qquad \text{Equação 3-10}$$

Assim, a solução da equação de colapso de Timoshenko para o DS é:

$$P_{co} = \frac{P_o t + P_{el} t - \sqrt{36R_m^2 P_{el}^2 \delta_0^2 + 12R_m P_o P_{el} \delta_o t + 12R_m P_{el}^2 \delta_o t + P_0^2 t^2 - 2P_o P_{el} t^2 + P_{el}^2 t^2} + 6R_m P_{el} \delta_o}{2t}$$

Equação 3-11

Inclusão da variação de adesão entre camadas

A pressão de colapso obtida analiticamente e é ajustada através do Fator F_{AdPco} dada pela equação abaixo, está relação foi obtida por correlação numérico-experimental, fornecendo bons resultados para a faixa entre 1% e 100% do valor de adesão (F_{Ad}). Foi Tomado o valor de 10% [2]

$$F_{AdPco} = 0{,}9971 - 0{,}476e^{-11{,}864F_{Ad}} \qquad \text{Equação 3-12}$$

Inclusão da Variação de Ângulo Relativo de Ovalização

No estudo efeito da direção relativa da ovalização na pressão de colapso, o efeito de aumento da Pco quando os tubos são defasadas somente é significativo para ângulos maiores do que 45º. A inclusão deste efeito na equação de projeto é dada pela Equação 3-20. Foi adotado o valor de 71°obtido empiricamente em [5].

$$F_{ang} = \frac{\hat{a}ngulo}{45} - 1, \ \ (45° < \hat{a}ngulo \leq 90) \qquad \text{Equação 3-13}$$

$$F_{SAd} = 0{,}0046Dt_{eq} + 1{,}066\,, \ \ (condição\ sem\ adesão) \qquad \text{Equação 3-14}$$

$$F_{Ad} = 0{,}0055Dt_{eq} + 1{,}150\,, \ \ (condição\ com\ adesão) \qquad \text{Equação 3-15}$$

$$F_{AngPco} = F_{ang} \cdot F_{Ad,SAd} \qquad \text{Equação 3-16}$$

De acordo com a DNV [9] a ovalização mínima a ser considerada é de 0,5%, considerando tanto as imperfeições devido à fabricação e á instalação do duto, assim sendo tomado como referência o valor mínimo de 0,5%.

Pressão de colapso do DS fatorada

A combinação dos efeitos de adesão entre camadas e ângulo relativo de defasagem de ovalização entre as camadas de aço são inseridos na formulação da pressão de colapso através de fatores. Deste modo, a pressão final de colapso é obtida pela Equação 3-17.

$$P_{coFinal} = (F_{AngPco} \cdot F_{AdPco})P_{co} \qquad \text{Equação 3-17}$$

A memória de cálculos do dimensionamento da espessura de parede do DS encontra-se no Anexo A, e na Tabela 3-1 são apresentados as espessuras de parede definidas.

3.3.3 Coeficiente de Troca Térmica

O efeito da temperatura foi considerado neste estudo ajustando um perfil linear de variação de temperatura entre o tubo interno e o externo. Esta linearização é uma simplificação do perfil real, que é ajustado por uma equação logarítmica (Incropera *et al.* [22]). Esta formulação já foi tratada em outros trabalhos [5] por ser mais simples e conservadora do que o perfil logarítmico.

O coeficiente global de troca térmica (U) é um método teórico para determinar a capacidade de isolamento térmico de uma tubulação submarina, sendo adotado neste estudo um critério limite U=3 W/m²c°. Nesta formulação foram consideradas as seguintes simplificações:

- Transmissão unidimensional (radial);
- Estado Permanente de vazão e transmissão de calor;
- Propriedades físicas independentes da temperatura

O coeficiente global foi calculado para tubos concêntricos de parede composta, que consiste no inverso do somatório das resistências térmicas, utilizando condição de contorno convectiva, em outras palavras, convecção entre o óleo e o tubo interno (h_i), condução entre camadas dos materiais sólidos e convecção entre o tubo externo e o meio marinho (h_e), onde Ri é o raio interno, ti, te e ta são as espessuras do tubo interno e externo e do anular.

$$U = \frac{1}{\frac{1}{h_i}+\frac{R_i}{k_s}ln\left(1+\frac{t_i}{R_i}\right)+\frac{R_i}{k_a}ln\left(1+\frac{t_a}{R_i+t_i}\right)+\frac{R_i}{k_s}ln\left(1+\frac{t_e}{R_i+t_i+t_a}\right)+\left(\frac{R_i}{R_i+t_i+t_a+t_e}\right)\frac{1}{h_e}}$$

Equação 3-18

Os coeficientes de convecção interna e externa são calculados em função dos coeficientes de Reynolds, Prandtl e Nusselt, (A memória de cálculos encontra-se no Anexo B).

3.4 Modelo de Elementos Finitos - *Flexcom*

A análise global será realizada para a configuração de riser híbrido seguindo a metodologia proposta na seção 3.1 utilizando o programa de elementos finitos ***Flexcom*** [6]. Esta ferramenta foi desenvolvida pela MCS e permite a modelação dos mais variados tipos de configurações de sistemas *risers* em análises no domínio da frequência e do tempo, com base nos princípios já abordados na seção 2.3.2.

O comportamento do conjunto unidade flutuante, risers e linhas de ancoragem é acoplado, ou seja, cada elemento tem certa influência sobre os demais, entretanto tal modelação simultânea resultaria em grande custo computacional devido ao elevado número de graus de liberdade do sistema. Desta forma, a abordagem aplicada na modelação é a análise desacoplada dos movimentos da unidade flutuante sendo prescritas via RAO. A validade de abordagem desacoplada [23] está no princípio de que a inércia da unidade flutuante é tão elevada de tal modo que seu comportamento será independente dos *risers* conectados.

3.4.1 Duto Equivalente

A modelação individual de cada uma das camadas da parede do duto Sanduíche, no programa *Flexcom* [6], resultaria num modelo extremamente complexo com potenciais erros que poderiam não representar a real resposta estrutural do sistema, como por exemplo: a influência da adesão das camadas e a contribuição estrutural da camada anular. Portanto, é mais conveniente modelar um duto equivalente que simule a resposta global de forma mais adequada, assim, as seguintes propriedades devem ser correlacionas [9]:

i. Massa;

ii. Rigidez: flexional, axial e torsional;

iii. Diâmetro externo: correlação entre OD e diâmetro de flutuação/empuxo;

iv. Área de seção transversal: para a representação de tensão efetiva (T_e) e tensão axial (σ_a) ao longo do riser.

Para a representação da massa (i) do duto foi adotado uma referência de densidade linear equivalente (ρA_{eq}), dada pela seguinte equação:

$$\rho A_{eq} = \rho A_i + \rho A_a + \rho A_e \qquad \text{Equação 3-19}$$

Para a representação das rigidezas (ii) foi utilizado o conceito de associação de molas em paralelo [24] para a obtenção da rigidez equivalente (Keq) do duto, em outras palavras rigidez equivalente é a soma das parcelas de rigidez de cada camada, dadas pelas equações a seguir. Os índices "i", "e" e "a" se referem às camadas: interna, anular e externa, respectivamente.

$$K_{flexionl} = \frac{E \cdot I}{L}, \quad logo, \quad EI_{eq} = EI_i + EI_a + EI_e \qquad \text{Equação 3-20}$$

$$K_{axial} = \frac{E \cdot A}{I}, \quad logo, \quad EA_{eq} = EA_i + EA_a + EA_e \qquad \text{Equação 3-21}$$

$$K_{torsional} = G \cdot J, \quad logo, \quad GJ_{eq} = GJ_i + GJ_a + GJ_e \qquad \text{Equação 3-22}$$

Os dados de espessura de parede após a verificação dos modos de falha e o coeficiente de troca térmica global (U), e os parâmetros do duto equivalente a ser modelado no programa de análise global *Flexcom* podem são apresentados na tabela abaixo.

Tabela 3-11: Propriedades do duto Equivalente ao DS.

Parâmetros	Duto Sanduíche			
	duto interno	espaço anular	duto externo	Equivalente
Dimesões:				
Diâmetro nominal(m)	0,356	-	0,533	0,533
espessura de parede (mm) - t	14,27	74,6	14,27	103,17
sobreespessura de corrosão (mm)	2		2	
tolerância de fabricação espessura (%t)	10%		10%	
Proprieda de materiais:				
Material	X60	PP	X60	
densidade (kg/m³) - ρ	7850	700	7850	
Tensão de escoamento (MPa) - σy	413,7	5,64	413,7	
módulo de elasticidade (GPa) - E	205	2	205	
módulo de elasticidade transversal (Gpa) - G	78,85	0,67	78,85	
Coeficiente de Poisson - v	0,3	0,49	0,3	
Propriedades geométricas:				
A[1] (m2)	1,3E-02	1,0E-01	2,0E-02	-
I[1] (m4)	2,0E-04	2,4E-03	6,8E-04	-
EI (N.m2)	4,0E+07	4,8E+06	1,4E+08	1,8E+08
J (m4)	3,9E-04	4,8E-03	1,4E-03	-
GJ (N.m2)	8,0E+07	9,6E+06	2,8E+08	3,7E+08
EA (N)	2,7E+09	2,0E+08	4,1E+09	7,0E+09
m (kg/m)	1,2E+02	7,1E+01	1,8E+02	3,7E+02
p=J.ρ (kg.m)	3,1E+00	3,4E+00	1,1E+01	1,7E+01

1) Desconsiderando a sobre-espessura de corrosão e tolerância de fabricação, de acordo com a DNV-OS-F201

3.4.2 Malha do modelo

O modelo é constituído por elementos de viga, discretizado com valores usuais [23] de tamanho de elementos, sendo considerado: máximo de 10m e mínimo de 2,5m ao longo dos *risers*, 1m nas regiões de conexão e um valor de 1,5 como razão de aspecto para mudança de comprimento entre elementos.

3.4.3 Condições de Contorno

O modelo possui 2 condições de contorno:

1) Solo: Restrição de translação e rotação na base para os 3 graus de liberdade;

2) Navio: Restrição de translação nos três graus de liberdade no topo do riser na conexão com a SS, deste modo a movimentação da unidade impõe translações e rotações no topo do riser.

3.4.4 Convenções

As convenções adotadas pelo programa são:

1) A convenção do RAO tem origem na proa e crescente no sentido anti-horário,
2) A origem dos ângulos globais é no Norte e crescente no sentido Anti-horário de 0° a 360°
3) O jumper encontra-se no plano XY, sendo que o eixo X representa a profundidade. Como o eixo local é está alinhado ao riser o eixo global (norte verdadeiro) encontra-se defasado em -135° do eixo local do programa.

3.4.5 Modelação de carregamentos

Para considerar os carregamentos aplicados sobre o sistema de riser os carregamentos são aplicados em passos (*steps*), num total de 4 passos:

- 0 – 1 segundo: análise estática (pesos e pressões);
- 1 – 2 segundos: passeio da unidade flutuante (*offset*);
- 2 – 3 segundos: aplicação de corrente;
- 3 – 10*Tp segundo: aplicação de ondas.

3.5 Otimização da Configuração

3.5.1 Metodologia

A otimização da configuração do *riser* híbrido visa garantir a baixa resposta do sistema aos carregamentos de onda e corrente e atender critérios limites de seus componentes, de acordo com ALLIOT *et al.* [25] e HATTON *et al.* [4] a otimização pode ser obtida ajustando os seguintes parâmetros:

- Profundidade da boia (em função do carregamento de onda e corrente);
- Tração no topo (empuxo);
- Comprimento do *jumper* (*riser* flexível);
- Distância entre SS e a fundação do FHRS.

Os critérios utilizados para avaliar as configurações analisadas foram:

- Garantir uma tração mínima na base de 50 Ton para a condição do riser cheio de água (condição mais pesada);
- Limite de ângulos: Na configuração estática neutra (não considerando offset) será definido um ângulo do *jumper* com conector do TRA próximo a 30°, e um ângulo de topo <20° (*jumper*-SS) [26];
- Limite do raio de curvatura (*Minimum Bending Radius* - MBR) do *jumper,*foi considerado MBR de 4m, assim de acordo com a ABS [27] o limite a ser considerado na análise é de 1,5MBR (6m);
- Minimizar a resposta do sistema. Para definir adequadamente o limite da resposta do sistema (passeio da boia) é necessário conhecer a distribuição de *risers* e ancoragens da unidade flutuante, e assim definir o limite de passeio para que não haja interferência/colisão entre as linhas. Assim, dada a limitação deste projeto acadêmico, será considerado o limite de passeio na condição extrema considerado em ROVERI *et al.* [15] de 95m ou equivalente 5,27% da lâmina d'água, a ser reverificada na análise de extrema (seção 3.6).

Inicialmente realiza-se uma estática (condição neutra) obtenção dos valores de ângulo requeridos, são ajustados os comprimentos de *jumper* e a distância entre a SS e boia até ser atingida a configuração desejada, em seguida realiza-se uma análise quasi-estática (ação de corrrentes) para obter os ângulos máximos do *jumper* e o raio de curvatura do *jumper*. Essas análises foram realizadas para cada uma das 4 configurações de profundidade de boia de: 50m, 100m, 150m e 200m. Ao final deste processo iterativo foi garantido uma tração na base de 50ton na condição pesada (água como fluido interno), sendo equivalente a 80ton para a condição operacional (óleo como fluido interno).

Após esses ajustes avalia-se qual das 4 configurações do sistema (profundidades de boia) possui baixa resposta dinâmica devido aos carregamento de corrente e onda, além disso, é verificado também se o ângulo da junta flexível não ultrapassa o seu valor limite de 10°.

Em seguida, é feita uma análise de sensibilidade de tracionamento do FHRS para redução de resposta, para tal o empuxo da boia será aumentado através da variação de seu comprimento, e assim, avaliar qual o nível de tração na Base (*Base tension*) necessário para o sistema atingir a resposta requerida (5,27% LDA ou 95m).

Nesta análise foram consideradas 2 direções passeio da SS *Perto* e *Longe*, e correntes decenárias associadas; já com relação aos carregamentos de ondas foram consideradas todas as centenárias (todas as direções) de modo a avaliar a resposta do sistema para diferentes períodos de onda.

3.5.2 Resultados e Avaliação

Conforme definida na metodologia de otimização da configuração, foram definidas 4 configurações do sistema (Tabela 3-12) em função da profundidade de boia, sendo ajustados a distância entre a fundação do riser híbrido e a SS e também o comprimento de *jumper* de modo a atender o critério de ângulos definido, além disso foi garantido a tração mínima na base requerida. Com base nos resultados avalia-se que o critério de curvatura não foi crítico para a definição do sistema já que existe bastante folga ao limite mínimo de 6m.

Tabela 3-12: Configurações Estáticas do Sistema

Profundidade de boia	Posição	Ângulo do jumper com a SS (°)	Ângulo do jumper com o riser vertical (°)	MBR (m)	Comprimento do jumper (m)	Distância entre a fundação do FHRS e a SS (m)
50m	Perto	5,0	13,1	27,4	380	290
	Neutra	13,7	30,0	68,5		
	Longe	26,0	51,8	80,4		
100m	Perto	5,2	12,4	26,4	415	
	Neutra	14,6	28,6	69,9		
	Longe	28,4	49,4	79,3		
150m	Perto	4,6	10,1	24,9	450	
	Neutra	12,4	29,1	68,1		
	Longe	25,9	52,7	74,1		
200m	Perto	5,4	12,3	27,4	480	
	Neutra	14,4	30,0	69,1		
	Longe	29,8	51,8	83,5		

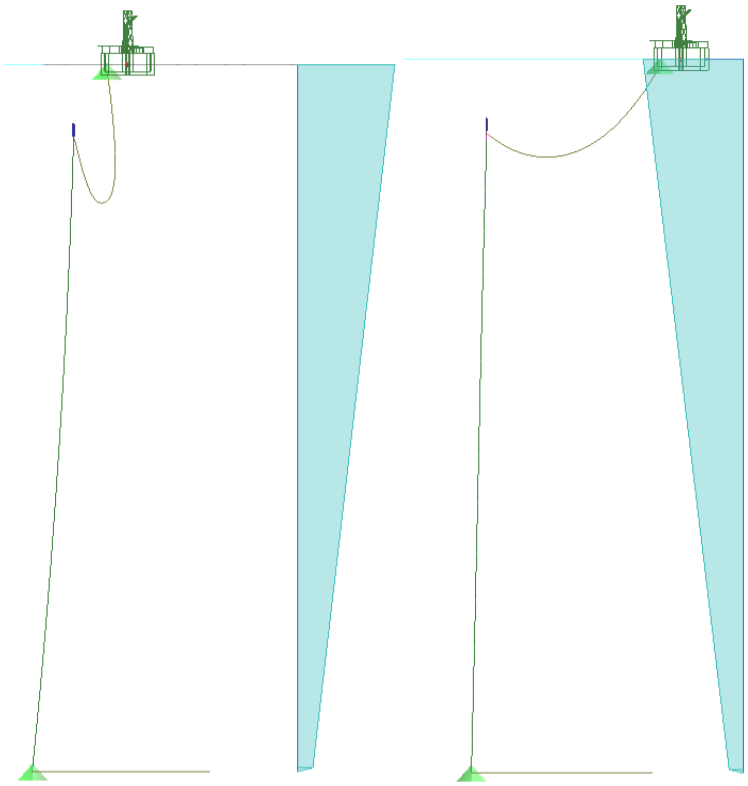

Figura 3-6: Condições extremas perto e longe

Nas figuras 3-7 a 3-9 são apresentados os resultados de resposta da boia considerando apenas o carregamento de ondas para diferentes profundidades. Como observado, para os três graus de liberdade analisados a influência de ondas é reduzida consideravelmente para valores abaixo de 100 m, não sendo observadas variações significativas para profundidades abaixo de 150m.

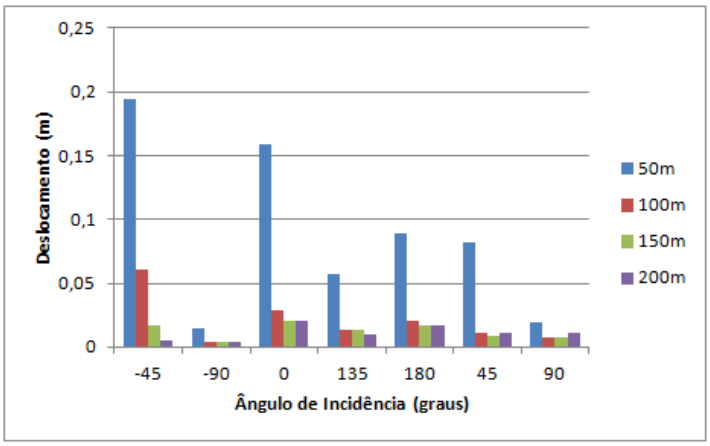

Figura 3-7: Movimento da boia na direção X - sob ação de ondas

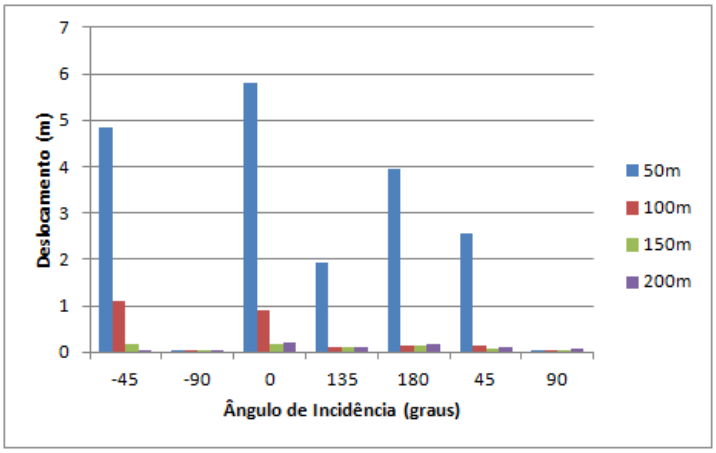

Figura 3-8: Movimento da boia na direção Y – sob ação de ondas

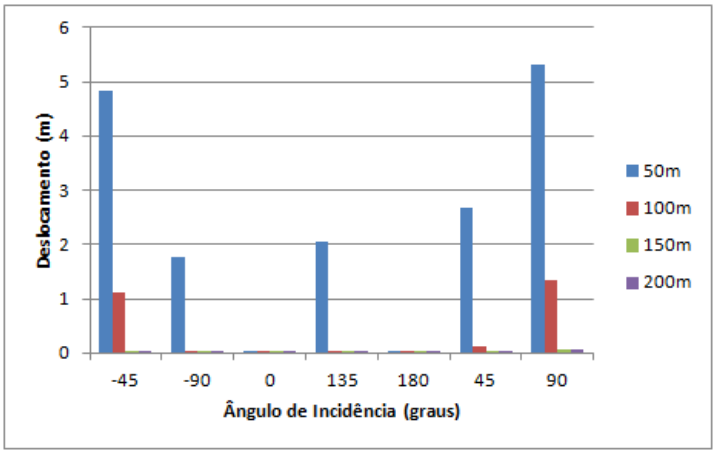

Figura 3-9: Movimento da boia na direção Z - sob ação de ondas

Na Figura 3-10 são apresentados os resultados de resposta da boia ao carregamento de corrente considerando diferentes profundidades. Como observado para os graus de liberdade analisados a resposta é decrescente (devido ao perfil de corrente considerado), verifica-se que a resposta para profundidades de 150m e 200m encontram-se bastante próximas cerca de 6% em média, e considerando a rotação da junta flexível inferior o mesmo comportamento é observado.

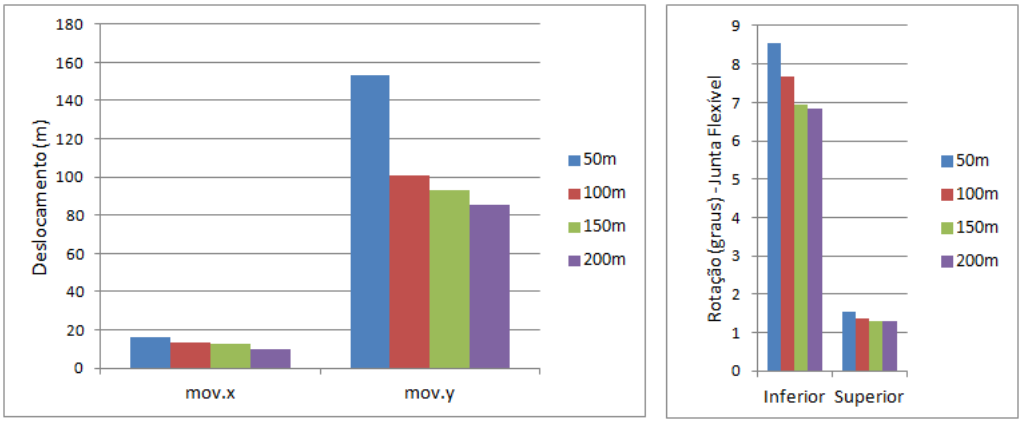

Figura 3-10: Movimento da boia e rotação da junta flexível inferior variando a profundidade – sob ação de correntes

Com base na resposta do sistema aos carregamentos de onda e corrente é possível concluir que a profundidade de 150m apresentou uma redução significativa de resposta e apresentou desempenho bastante próximo à profundidade de 200m, logo a posição da boia foi definida para 150m de profundidade.

Em seguida é realizada uma análise sensibilidade do desempenho do sistema à ação de correntes decenárias com o aumento de tração, sendo tomado como referência o parâmetro de tração na base do riser. Conforme apresentado na Figura 3-11 e com base no critério de passeio máximo de 95m. Para a tração de base no valor de 280ton foi obtido 70m.

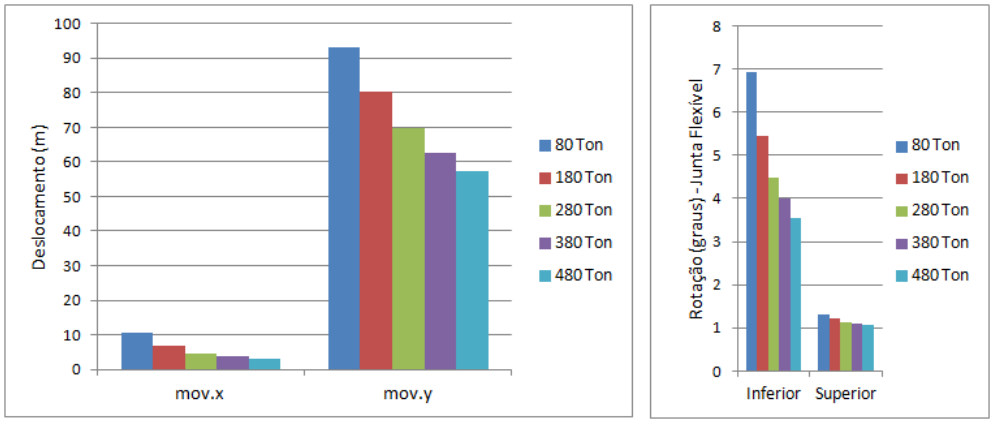

Figura 3-11: Movimento da boia e rotação da junta flexível inferior variando a tensão no topo – sob ação de correntes

Como observado na Figura 3-11, Com relação ao ângulo das juntas flexíveis observa-se que existe uma margem significativa entre o valor obtido e o valor limite dos ângulos indicando que tais componentes estão superestimados, deste modo foram reanalisadas variando a rigidez da junta flexível inferior de 35kN.m/° para 20kN.m/°, assim o ângulo limite passou de 4° para 5,6°. Já a junta flexível superior teve sua rigidez alterada de 15kN.m/° para 8kN.m/°, assim o ângulo limite passou de 1° para 1,8°.

Após a otimização da configuração, os principais componentes do sistema foram definidos ou modificados do inicialmente proposto, na Tabela 3-13 encontram-se resumidas as principais características do *riser* híbrido definido.

Tabela 3-13: Sumário de propriedades do FHRS otimizado.

Distância entre a fundação do FHRS e a SS:	290m
Comprimento do jumper:	450m
Ângulo do jumper com o riser vertical:	29,1°
Ângulo do jumper com a SS:	12,4°
Profundidade de boia:	150m
comprimento do riser vertical:	1570m
rigidez da junta flexível superior:	8kNm/°
rigidez da junta flexível inferior	20kNm/°
comprimento de boia:	33,5m

3.6 Análise de Condições Extremas

Na seção anterior as cargas do sistema foram consideradas isoladamente para melhor avaliar a influência de cada uma delas sobre o sistema para a definição da configuração do FHRS. Com isso, fecha-se a etapa de projeto preliminar e inicia-se a etapa de detalhamento de projeto dada pela análise de condições extremas de operação definidas na matriz de carregamentos (Tabela 3-10). Nesta matriz foram considerados 7 (entre condições de serviço, extremo e acidentais), além disso, foram considerados 8 direções de carregamento (conforme apresentado na Figura 3-2) para garantir que a direção crítico seja considerada - uma vez que existe um perfil de corrente e onda (HsxTp) específico para cada direção de carregamento, vale ressaltar que entende-se como carregamento crítica aquele que resulte na resposta de maior amplitude (deslocamento e momento fletor). Com isso, foi obtido um total de 56 análises.

Semelhantemente aos critérios utilizados na análise de configuração de otimização, serão considerados como critério:

- Tensão efetiva>0, garantir que não haverá compressão do sistema (falha por flambagem);
- *VMS* (avaliado na análise local);
- Ângulo da junta flexível <10°;
- Limite de passeio da boia.

Como observado, houve uma redução no número de critérios já que demais avaliações já são garantidas na própria análise de otimização da configuração.

Como a boia encontra-se fora da zona de influência de ondas, o carregamento dinâmico sobre o sistema é baixo sendo, majoritariamente, influenciado pelos carregamentos estático e quasi-estático (passeio e corrente). Na Tabela 3-14 são apresentados os resultados de resposta máxima para cada um das condições de carregamento, em todos os casos a resposta máxima está associada à direção de corrente máxima (NE).

Como pode ser observado nos resultados de extremos, devido à baixa resposta aos carregamentos de onda e corrente não existe uma variação significativa de tensões e momento fletores, caracterizando–se como um sistema de baixa fadiga.

Tabela 3-14: Sumário de Resultados de Extremos

Carregamento	Região	Momento fletor (kN.m)	Força axial (kN)	Tensão Efetiva (kN)	Deslocamento da boia (m)	ângulo de juntas (◦)
SLS1	TOPO	3,56	8923,9	8456,0	86,7	1,9
	BASE	4,12	2762,6	4578,9		5,3
SLS2	TOPO	3,33	8631,5	7989,8	77,0	1,8
	BASE	3,68	2480,3	3742,3		4,8
ULS1	TOPO	4,01	8922,4	8454,5	87,2	2,0
	BASE	4,5	2764,6	4580,9		5,5
ULS2	TOPO	6,01	8922,4	8454,5	103,7	2,1
	BASE	7,2	2762,6	4578,9		5,9
ALS1	TOPO	5,4	8034,8	7356,8	94,0	2,0
	BASE	5,85	1868,0	3474,3		5,6
ALS2	TOPO	7,1	8265,5	7694,3	112,7	2,1
	BASE	8,2	2170,9	3883,9		6,3
ALS3	TOPO	4,03	8916,9	9395,9	90,0	1,8
	BASE	4,64	2745,5	6713,8		5,0

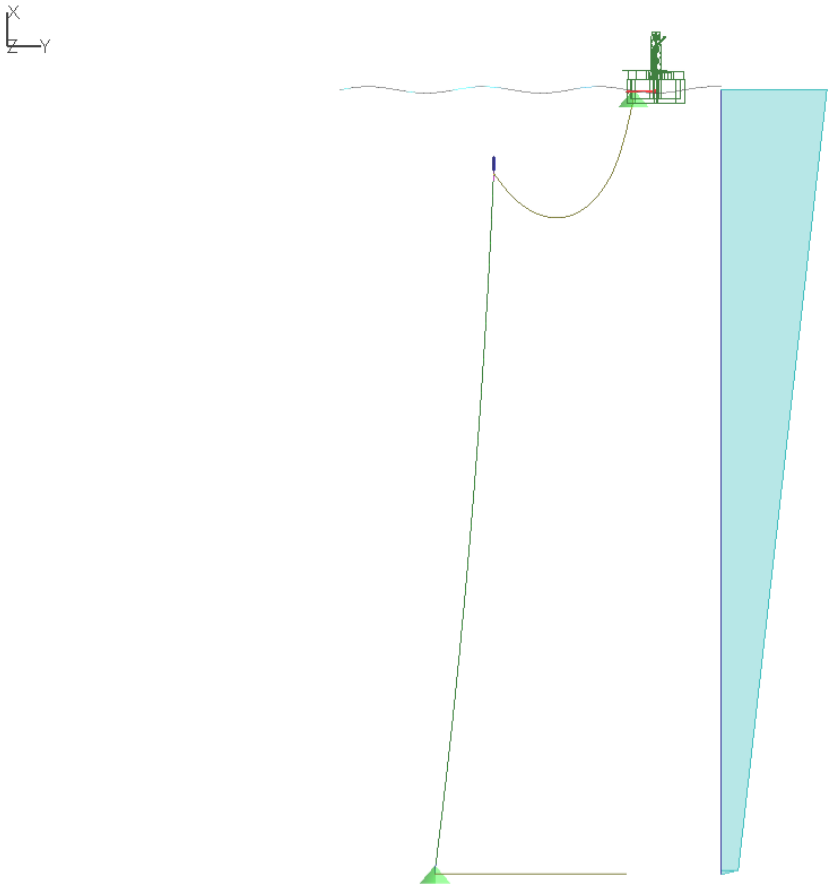

Figura 3-12: Condição ALS2 – passeio longe e carregamentos alinhados

Como observado na tabela anterior não foi verificada flambagem da coluna em nenhuma das condições analisadas, sendo a condição ALS1 com riser cheio de água a condição de mínima tensão efetiva, e a máxima foi obtida para a condição de riser vazio. Os ângulos de juntas foram atendidos igualmente para todas as condições.

Observando as condições de serviço (SLS) o máximo valor de passeio de boia foi de 86m estando próximo ao valor adotado como limite [15], não sendo necessário alterar o valor de tração. Vale destacar que o nível de tracionamento adota torna o momento fletor ao longo da coluna praticamente constate (Figura 3.13), sendo máximo para as correntes centenárias e na condição de falha do flutuador – uma vez existe uma redução do tracionamento do sistema tornando a estrutura mais complacente e aliada ao fato da falha da linha de ancoragem da SS resultando num aumento do passeio da mesma.

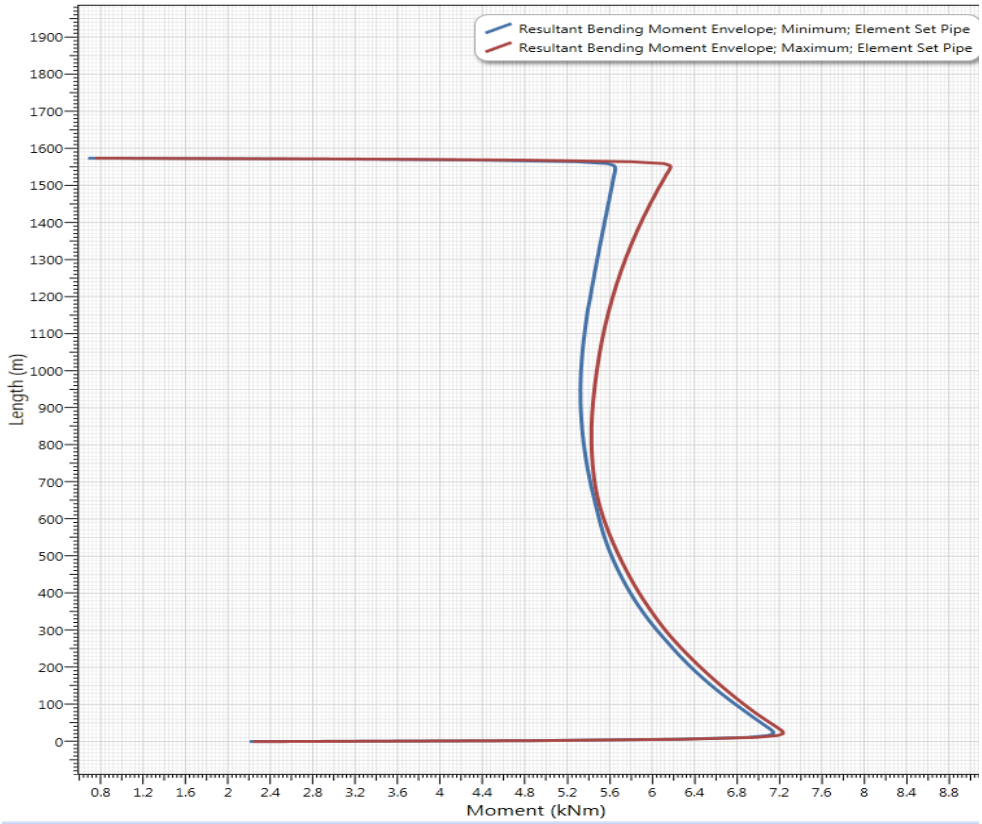

Figura 3-13: Momento Fletor ao Longo do DS – condição ULS2

Na seção seguinte será realizado a análise local com base nas cargas axiais e momentos fletores obtidos, para a avaliação restante dos estados limites das condições acidentais e extremas.

4 ANÁLISE LOCAL

O modelo tridimensional foi desenvolvido utilizando o software comercial ABAQUS (versão 6.11), para simular a tensão por von Mises sob carregamentos do duto sanduíche referente as condições operacionais obtidas via análise global.

4.1 Geometria do modelo

Inicialmente na definição de espessura de parede do DS (Tabela 3-1) foi considerado 0,5% de ovalização e uma sobre-espessura de corrosão de 2mm a ser subtraída (referente aos casos ULS e ALS [8]) sendo as mesmas propriedades consideradas aqui. Assim, a geometria do modelo considerando ovalização é apresentada na Tabela 4-1.

Tabela 4-1: Geometria do DS na Análise Local Ovalizada

Camada Externa	Diâmetro_externo:	529,4	mm
	Raio_externo:	264,7	mm
	Ovalização:	0,0	
	Raio_ext (máx):	266,0	mm
	Raio_ext (min):	263,4	mm
	t:	12,3	mm
Camada Interna	Diâmetro_externo:	355,6	mm
	Raio_externo:	177,8	mm
	Ovalização:	0,0	
	R_ext (max):	178,7	mm
	R_ext (min):	176,9	mm
	t:	12,3	mm
Anular	R_int (max, tubo interno):	178,7	mm
	R_int (min, tubo interno):	176,9	mm
	R_ext (max, tubo externo):	253,8	mm
	R_ext (min, tubo externo):	251,1	mm

4.2 Material

Os materiais considerados no modelo foram o polipropileno com coeficiente de *poisson* de 0,49 e o aço X-60 de módulo de elasticidade 205000N/mm² e coeficiente de Poisson de 0,3. A curva de tensão-deformação dos materiais é apresentada abaixo, e em ambos os casos foi considerado que os materiais são isotrópicos.

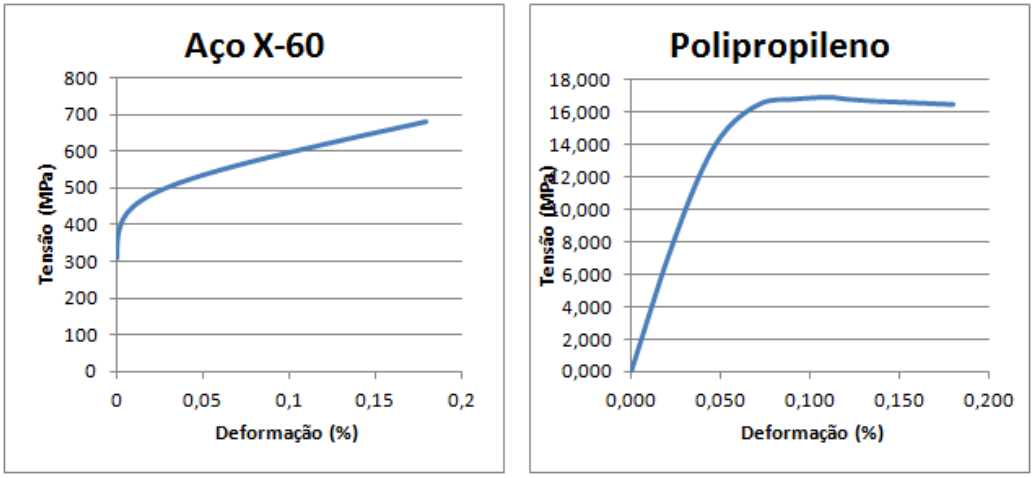

Figura 4-1: Curvas Tensão x Deformação para o aço X-60 e PP [5]

4.3 Contato entre Camadas

Como já abordado em muitos estudos, o nível de adesão entre as camadas é determinante na resistência estrutural do duto sanduíche, deste modo foram definidos simplificadamente dois tipos de contato no modelo: o com adesão, onde o coeficiente frictional=1 e o sem adesão, representado pelo método"frictionless".

4.4 Malha do modelo

. O elemento usado para gerar a malha na análise de elementos finitos foi o elemento linear hexaédrico de oito nós (C3D8R), com três graus de liberdade de translação por nó. Para a camada anular, este tipo de elemento foi usado com uma formulação híbrida (C3D8RH) para considerar o comportamento hiperelástico do polipropileno. Foram adotados: 5 elementos na direção radial, 20 na direção circunferencial e 60 na direção longitudinal [20], sendo adotado um comprimento equivalente de 5 vezes o valor do diâmetro externo.

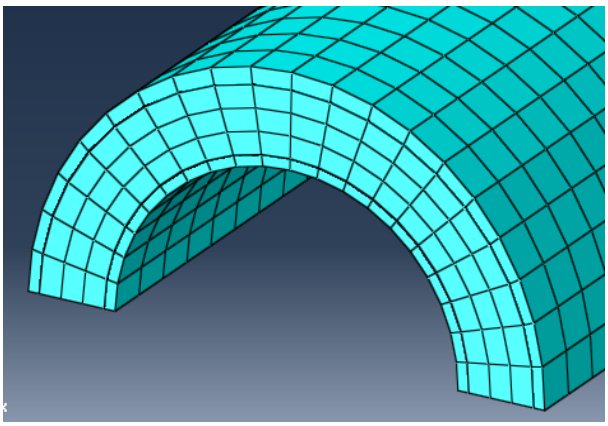

Figura 4-2: Malha do modelo

4.5 Sistema de Unidades

O programa Abaqus não apresenta um sistema de unidades pré-definido, assim é importante definir um sistema de unidades consistente aos dados considerados a fim de obter resultados na unidade correta. O sistema de unidades utilizado é apresentado na tabela abaixo.

Tabela 4-2: Sistema de Unidades

Parâmetro	Unidades
Comprimento	[mm]
Força	[N]
Momento	[N][mm]
Pressão	[MPa]=[N]/[mm²]

4.6 Condições de Carregamento

As condições de carregamento combinado adotadas correspondem aos 4 casos referentes as condições acidentais e extremas, considerando valores máximo de carga axial, pressão e momentos fletores obtidos na análise global.

Figura 4-3: Condições de Carregamento da Análise Local

Carregamento	Região	Momento fletor (kN.m)	Força axial (kN)	Pressão Interna (Mpa=N/mm)	Pressão Externa (Mpa=N/mm)
ULS2	TOPO	6,01	8922,43	11,0	2,14
	BASE	7,2	2762,61	25,0	17,76
ALS1	TOPO	5,4	8034,77	13,4	2,14
	BASE	5,85	1868,02	27,4	17,76
ALS2	TOPO	7,1	8265,51	12,2	2,14
	BASE	8,2	2170,89	26,2	17,76
ALS3	TOPO	4,03	8916,91	0,0	2,14
	BASE	4,64	2745,46	0,0	17,76

4.7 Condições de Contorno

As condições de contorno aplicadas ao modelo são: simetria no plano X (longitudinal), simetria no plano Z (transversal), conforme apresentado na Figura 4-4, levando em consideração a hipótese de deslocamento e tensões uniformes ao longo do duto, permitindo a redução do modelo para metade do duto. Foi necessário também restringir o movimento de translação no eixo Y.

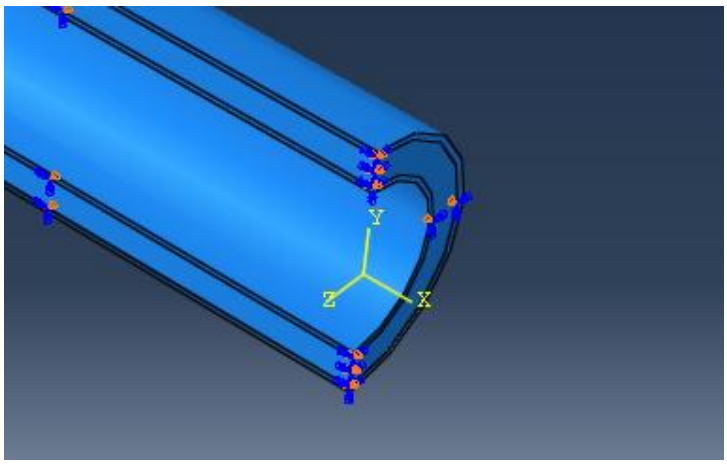

Figura 4-4: Condições de Contorno

Para aplicação dos carregamentos de força axial e momento fletor foi definido um acoplamento cinemático a um nó de referência central, fazendo com que os nós acoplados apresentem o mesmo deslocamento e rotação nos três graus de liberdade.

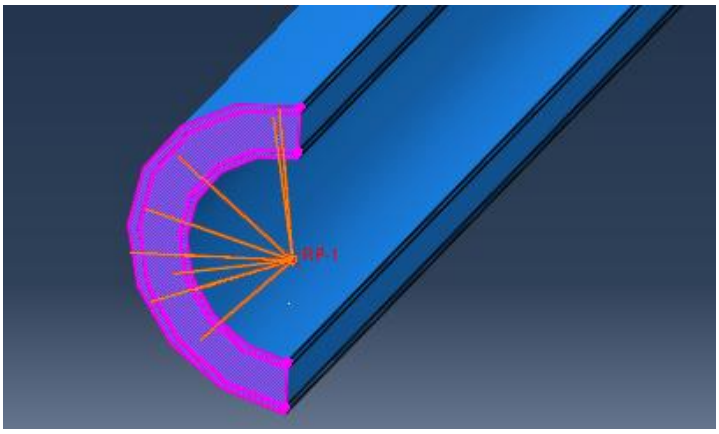

Figura 4-5: Acoplamento Cinemático da Seção Transversal

4.8 Resultados

Como pode ser observado na Tabela 4-3 a máxima tensão foi obtida para a condição ULS2 correspondente ao carregamento combinado de maior tração axial, referente ao topo do riser. A região da base teve o máximo de tensões referente a condição ALS3 com o riser vazio, neste caso foi observado também que a máxima tensão foi obtida na cama externa devido a ação da pressão externa. Já nos caso onde a pressão interna atuante é maior que a pressão externa considerada, obteve-se o comportamento inverso (a tensão foi máxima na camada interna do aço).

Como pode ser observado houve uma discrepância tensões para as condições com adesão e sem adesão entre camada, deste modo, conclui-se a adesão entre camadas é significativa para a avaliação da integridade do duto. Portanto, fazendo uma avaliação conservativa e a favor da segurança é pertinente tomar valor máximo (sem adesão entre camadas) para realização da avaliação da integridade do DS, e como o valor máximo da condição ULS2 é de 240,1 MPa e estando abaixo da tensão de escoamento do material X-60 representando cerca de 57% da tensão de escoamento. Na condição com adesão o valor obtido foi 38% da tensão de escoamento.

Para a camada anular de PP foi obtido o valor máximo de 5,6 MPa equivalente a 35% da tensão de ruptura (16Mpa) estando, já para a condição sem adesão os valores foram consideravelmente baixo, atingindo um valor máximo de 1MPa. Esta discrepância entre os valores de tensões na camada anular reflete a relação de adesão entre camadas, onde o anular é mais exigido estruturalmente na condição de adesão perfeita.

Tabela 4-3 Sumário de resultados locais extremos.

Carregamento		Tensões máximas (MPa)					
		Com adesão			Sem adesão		
		Interna	Anular	Externa	Interna	Anular	Externa
ULS2	TOPO	159,2	5,6	101,5	240,1	1,0	229,3
	BASE	102,0	3,8	86,4	140,3	0,4	135,2
ALS1	TOPO	127,0	4,4	85,4	198,6	0,7	169,1
	BASE	95,2	2,3	62,3	121,5	0,3	108,4
ALS2	TOPO	108,5	4,1	75,8	179,5	0,5	148,8
	BASE	79,0	2,3	55,1	107,0	0,3	99,3
ALS3	TOPO	77,0	1,6	83,7	96,7	0,3	108,7
	BASE	84,0	1,8	112,0	115,0	0,6	132,0

A condição mais crítica é apresentada na Figura 4-6 e Figura 4-7, num gráfico de tensões. Como pode ser observado existe um concentração nível de tensões na camada interna de aço havendo uma variação de aproximadamente 50% em relação ao nível de tensões na camada externa, ainda na condição com adesão entre camadas observa-se que uma distribuição uniforme de tensões no anular na região próxima a região interna, em acompanhando as maiores tensões na camada interna de aço.

Na condição sem adesão não é observado o mesmo comportamento uniforme, além disso, a tensões atuantes baixas não contibuindo significativamente na resistência estritural, consequentemente sendo observado maiores tensões sobre as camadas de aço.

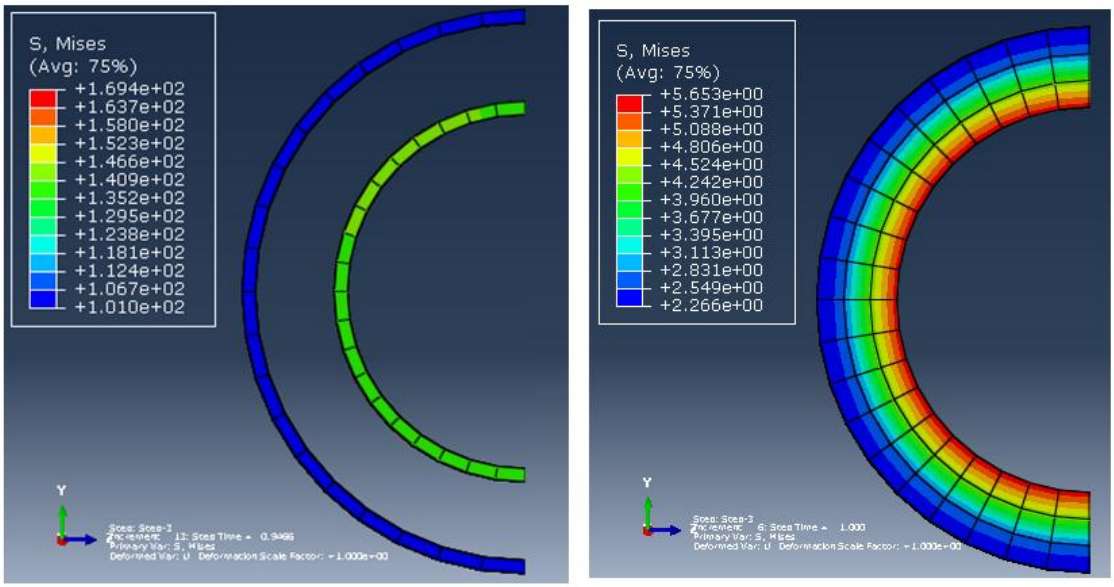

Figura 4-6: Tensões de Von Mises (MPa) – ULS2 - Com Adesão

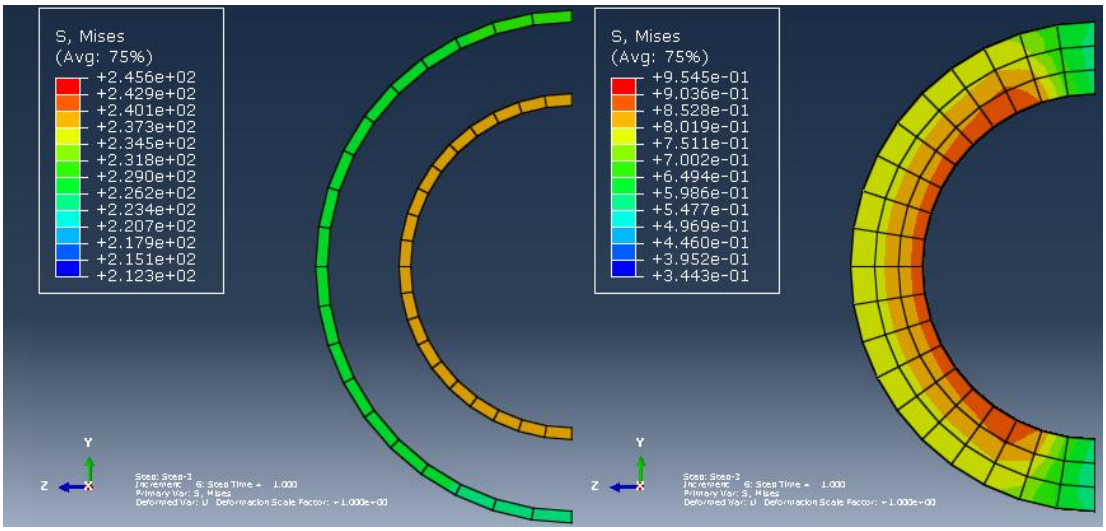

Figura 4-7: Tensões de Von Mises (MPa) – ULS2' - Sem Adesão

Deste após a realização das análise locais do DS observa-se que em todas as condições duto trabalha no regime elástico estando adequado estruturalmente. Ao aplicar os fatores de segurança de acordo com a norma de projeto de risers da DNV [8], exige-se que as tensões obtidas sejam inferiores a 67% da tensão de escoamento do material, logo o valor máximo de 57% está dentro dos padrões exigidos.

Observa-se que existe uma pequena folga entre o valor requerido em regra de modo que a espessura de parede poderia ser uma pouco menor, neste caso seriam novos ciclos de análise a fim de chegar num valor de espessura mínimo tornando o sistema mais eficiente. Vale destacar que seria é fundamental ter um maior nível de certeza quanto ao nível de adesão entre camadas já que foram observadas discrepâncias significativas.

5 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

O principal objetivo deste trabalho foi estudar o dimensionamento do *riser* na configuração híbrida sendo a seção rígida composta pelo duto sanduíche e, assim, simular a resposta estrutural sob condições operacionais (ação de ondas, correntes, deslocamentos/passeio, pressões), logo avaliar potencial aplicabilidade desta tecnologia em campos exploratórios. Para isso foi realizado um estudo de análise global, do sistema com o auxílio do programa de elementos finitos *Flexcom* [6].

Na otimização da configuração do FHRS a profundidade de boia é suficiente para minimizar a resposta ao carregamento de ondas, e o nível de tensão na base (dado pelo excesso de empuxo) e predominante para reduzir os efeitos de corrente (passeio do riser), entretanto o tracionamento superdimensionado necessitará de um riser vertical mais resistente desnecessariamente. Assim, considerando que o carregamento combinado de momento fletor e tesão efetiva trabalham de forma inversamente proporcional

Na hipótese de falha devido a elevado valores de VMS resultantes da carga axial observa-se que para o FHRS o aumento de espessura de parede é uma alternativa adequada sendo conciliado com a utilização de materiais mais resistentes a fim de que não haja um aumento significativo do peso da estrutura.

Além disso, podem ser considerados limites menos rigorosos para o passeio do sistema a fim de reduzir a tração no topo da estrutura de forma a baixar a resistência requerida sobre o duto vertical rígido tornando mais complacente. Deste modo adotando como critério uma tração de base mínima de forma a garantir que não ocorra flambagem na bese, deste modo a tração na base passaria para um valor intermediário entre 280 Ton e 80 Ton.

A final deste trabalho percebe-se que a abordagem mais adequada o deveria seria tratar antecipadamente o carregamento combinado do DS afim de prever os limites de tração e flexão, ou alternativamente considerar de forma simplificada a resistência do aço apenas.

Com base no efeito físico de tensão efetiva e dos resultados obtidos da análise local, observa-se que a pressão interna elevada resulta num aumento da componete axial resultando e logo na composição da VMS sobre a parede do DS, deste modo um estudo sobre a mínima pressão de projeto pode tornar o sistema mais eficiente.

5.2 Trabalhos Futuros

O FHRS é uma tecnologia recente e encontra-se em constante desenvolvimento, muitas alternativas referentes aos componentes desse sistema tem sido empregadas e estudadas. No presente trabalho, por exemplo, abordou-se a utilização do duto sanduíche como o riser rígido vertical do sistema híbrido.

Como foi observado as tensões atuantes (VMS) foram consideravelmente abaixo do limite de escoamento do material indicando que o DS poderia ser otimizado através da redução da espessura de parede. Aliado a isso seria interessante realizar um estudo comparativo com o duto de parede simples para avaliar o desempenho do DS frente às alternativas existentes de riser rígido na configuração híbrida.

No estudo não foi considerado o efeito o efeito térmico na redução de resistência, podendo ser um fator determinante na falha do material polimérico.

Foi observado também um ângulo de trabalho das juntas flexíveis bem abaixo do valor limite de modo que seria interessante a avaliar o sistema sem a utilização das juntas flexíveis, considerando apenas o uso de *taper joint* a fim de reduzir os custos do sistema.

Como o riser vertical da configuração híbrida opera sob alta tração, um estudo mais detalhada da influência da pressão interna de operação deve ser considerado com a finalidade de reduzir as tensões atuantes na coluna a fim de reduzir a resistência requerida do duto rígido, tornando o sistema mais eficiente.

Como observado existe uma relação inversa entre peso do riser vertical rígido e resistência requerida, assim, é válido avaliar economicamente as alternativas de aço mais resistentes aos X-60, resultando em reduções de espessura de parede não só devido a maior resistência, mas também devido à redução da carga axial no topo do *riser*. Alternativamente pode ser considerada a distribuição de flutuadores ao longo da seção vertical de forma a reduzir a tração no topo, desde que não haja um aumento significativo de arrasto.

Neste trabalho não foram realizadas análise de fadiga, portanto, para realizar uma análise global completa do sistema é importante avaliar os efeitos de fadiga por ondas e por VIV. No caso do estudo de VIV existe um impacto direto na configuração do FHRS ao considerar a utilização de *strakes* resultando que por sua vez resulta num aumento do arrasto e, por conseguinte no passeio da estrutura e momentos fletores, logo, podendo ser significante o projeto do sistema.

6 REFERÊNCIAS

[1] FROUFE, L.M, Análise Comparativa de Critérios de dimensionamento de Risers Rígidos, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ Brasil, 2006

[2] CASTELLO, X., & ESTEFEN, S. F. “Sandwich Pipes for Ultra Deepwater Applications”, Offshore Technology Conference (*OTC).* Houston, USA, 2008

[3] SAINT-MARCOUX, Hybrid Riser Tower: from Functional Specification to Cost per Unit Length,2005

[4] HATTON, S.A., LIM, F. and LUFFRUM S,. “Hybrid Riser Foundation Design and Optimisation”, *Offshore Technology Conference (OTC),* 17199, 2005

[5] CASTELLO, X., Influência da Adesão entre Camadas na Resistência ao Colapso de Dutos Sanduíche, Dissertação de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ Brasil, 2011

[6] Flexcom v 8.11, Marine Computational Services Ltd (MCS), Galway, Ireland, 2013

[7] Abaqus / CAE v 6.11, *Dassalt, Systèmes Simulia Corp,* USA*,* 2011

[8] DNV-OS-F201, *Dynamic Risers*, 2010.

[9] API RP 2RD, Design of Risers for Floating Production System (FPS) and Tension-Leg Platforms, 1 ed, 1998.

[10] ESTEFEN SF, NETTO TA, PASQUALINO IP. *Strength Analyses of Sandwich for Ultra Deep Waters*

[11] SOUSA J. R. M., *Análise Local de Linhas Flexíveis Pelo Método de Elementos Finitos*, Dissertação de D.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ Brasil, 2005

[12] REYES, M. C. T., *Tecnologia de Sistemas Oceânicos*, 2011

[13] SWORN A., *Riser Towers from a Operators Perspective,* Offshore Technology Conference (OTC), 17397, 2005

[14] ROVERI, F.E, LIMA, J. M. T. G., “Freestanding Hybrid Riser System”, *Patent Aplication Publication*, 2013

[15] ROVERI, F.E, VELTEN, A.G.,MELLO, V.C e MARQUES, L.F. Petrobras, *The Roncador P-52 Oil Export System – Hybrid Riser at a 1800m Water Depth*, OTC 193361

[16] ELLWANGER, G.B, Notas de Aula PRH 35, Mestrado e Doutorado, PEC-COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil 2003

[17] FERDINAND P. BEER, E. RUSSEL JOHNSTON JR, JOHN T. DEWOLF, DAVID F. MAZUREK, “Mechanics of Materials”, Mc Graw Hill, 5 ed., 2009

[18] Liping Sun and Bo Qi, “Global Analysis of a Flexible Riser”, College of Shipbuilding and Ocean Engineering, Harbin Engineering University, 2011, China

[19] SOUSA F. J. M., *Estatística de Longo Prazo da Resposta Aplicada à Análise de Risers Metálicos*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ Brasil, 2005

[20] TAKEDA, C., *Análise de Fadiga de Riser de Perfuração*, Dissertação de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ Brasil, 2008

[21] DNV-OS-E301, *Position Mooring*, 2004

[22] INCROPERA, F. P., & DEWITT, D. P.. Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa. Rio de Janeiro, Brasil, 2002

[23] Flexcom Technical Manual, v 8.1,2001

[24] RAO, Singeresu S., “Vibrações Mecânicas”, 4ed, *Pearson Prentice Hall*, 2009

[25] ALLIOT V.and LEGRAS J.-L., Stolt Offshore, Lessons Learned From Evolution and Development of Multiple-Lines Hybrid Riser Towers for Deep Water Production Aplications, OTC 17683, 2005

[26] AUPERIN M., SYKES C. VILA J., MARTIN W., “Lessons Learned From Development and Installation of Injection Single Hybrid Risers – Application to Production, Test Pipe-in-Pipe SHRs”, *Offshore Technology Conference (OTC)* 17521, 2005

[27] ABS, “Guide for Building and Classing Subsea Riser Systems”, 2006

[28] API 5L, Specification for Line Pipe, 2004.

[29] MATTOS D.M., *Sistemas Marítimos de Produção de Petróleo*

7 ANEXOS

Anexo A – Análise de espessura de parede para ruptura e colapso

VERIFICAÇÃO DE ESPESSURA DE PAREDE PARA RUPTURA				DNV OS F201
Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
diâmetro nominal externo	D :	0,36	m	
lâmina d'água	LDA	1800,00	m	
Densidade do fluido interno	ρ_{cont} :	840,00	kg/m³	
Densidade do fluido de teste	ρ_t :	1025,00	kg/m³	
Gravidade	g	9,81	m/s²	
altura da seção do riser ao referente ponto de pressão de projeto	h	1700,00	m	
Ovalização	fo	0,5%		Fo = (Dmax-Dmin)/D
Módulo de elasticidade	E	205000	MPa	
Coeficiente de Poisson	v	0,30		
Categoria do fluido		E		
Classificação do local		2		
Classe de Segurança		NORMAL		
SECTION 3 - LOADS				
B. Pressure Loads				
(B 200)				
Pressão interna de projeto	P_d :	11,00	Mpa	maximum surface pressure during operation
local pressure design	P_{ld}:	25,01	Mpa	$P_{ld} = P_d + \rho_i * g * h$, h=1700
incidental pressure	P_{inc} :	12,10	Mpa	surface pressure exceeded
local incidental pressure	P_{li}	26,11	Mpa	Local incidental pressure
external pressure	P_e:	18,10	Mpa	
		1,11		
Pressure test	P_t :	13,44	Mpa	Pt=Pinc*1,11; ref.: API 2RD
	P_{lt} :	31,54	Mpa	
Pressão de operação e/ou teste	P_{lx}	31,54	Mpa	Pressão de operação e/ou teste
internal pressure	Pi:			
minimim internal pressure	Pmin	0,00	MPa	

Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
SECTION 5 - DESIGN CRITERIA FOR RISER PIPES				
C - Resistance				
(C 102)				
Fator de resistência ref. A classe de segurança	γ_{sc}	1,14		low:=1,04 ; normal:=1,14 ; high:=1,26
Fator de resistência do material	γ_m	1,15		ULS & ALS :=1,15 ; SLS & FLS := 1
Fator de colapso propagante	γ_c	0,90		(uso de restritores de propagação)
*(Sec 5, D 400)				
(C200)				
corrosion allowance	t_{corr}	0,002	m	
Fabrication Tolerance	t_{fab}	0,001	m	
nominal pipe thickness	t_{nom}	0,00900	m	
WT relative to burst and collapse pressure	t_1	0,008	m	$t_1 = t_{nom} - t_{fab}$ (pressure test condition)
		0,006		$t_1 = t_{nom} - t_{fab} - t_{corr}$ (operational condition)
WT relative to ULS	t_2	0,009	m	$t_2 = t_{nom}$ (installation and pressure test)
		0,007		$t_2 = t_{nom} - t_{corr}$ (otherwise)
(C 300)				
Specified Min. Yield Stress (escoamento)	SMYS':	413,70	MPa	steel X60
Specified Min. Tensile Stress (ruptura)	SMTS' :	517,00	MPa	steel X60
derating factor for yield stress	$f_{y,temp}$	20,00	MPa	value at 70c°
derating factor for tensile strength	$f_{u,temp}$	20,00	MPa	value at 70c°

Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
Material strength factor	α_u	0,96		normal:=0,96 ; supplementary requirement:=1
factored yield stress	f_y	377,95	MPa	f_y := (SMYS-$F_{y,temp}$)
factored tensile stress	f_u	477,12	MPa	f_u := (SMTS-$F_{u,temp}$)
fabrication factor	α_{fab}	1,00		seamless pipe :=1 ; welded pipe: UOE:=0,85 ; UO & TRB :=0,925
D. Ultimate Limit State				
(D 200)				
Bursting pressure	Pb	17,53	MPa	$p_b(t) = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{2 \cdot t}{D - t} \cdot \min\left(f_y ; \frac{f_u}{1.15}\right)$
Minimum Required WT (t1) - burst	t1min_burst	0,0064	m	$t_1 = \frac{D}{\frac{4}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\min\left(f_y ; \frac{f_u}{1.15}\right)}{\gamma_m \gamma_{SC} (p_{li} - p_e)} + 1}$
Minimum Required WT	tmin	0,0061	m	
Utility factor (burst)		0,68	< 1	$(p_{li} - p_e) \leq \frac{p_b(t_1)}{\gamma_m \cdot \gamma_{SC}}$

DIMENSIONAMENTO DE ESPESSURA DE PAREDE DS PARA COLAPSO				
Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
DIMENSÕES				
Raio interno (m)	r_i	0,1778	m	
Raio externo (m)	r_e	0,2667	m	
Espessura da cam. de aço (m)	$t_{i,e}$	0,0122	m	
Espessura da cam. anular	t_a	0,0762	m	
Espessura total	t	0,10	m	$=2*t_{i,e}+t_a$
Sobreespessura de corrosão	t_{corr}	2,00	mm	
Tolerância de fabricação (%t)	t_{fab}	10%		
Área de aço	$A_{i,e}$	0,02	m^2	$=2*t_{i,e}*1$
Inercia da camada aço	$I_{i,e}$	0,00	m4	$=2*1/12*(t_{i,e})^3+A_{i,e}*(t_{i,e}/2+t_a/2)^2$
Inercia anular	I_a	0,00	m4	$=1/12*t_a^3$
raio médio interno	R_{mi}	0,18	m	$=(r_i - t_{i,e}/2)$
raio médio anular	R_{ma}	0,23	m	$=(r_i+t_a/2)$
raio médio externo	R_{me}	0,26	m	$=(r_i+t_a+t_{i,e}/2)$
Raio médio	R_m	0,23	m	$=(r_i+t_a/2)$
Ovalização	δ_0	0,5%		$\delta_0 = \frac{D_{máx}-D_{mín}}{D_{máx}+D_{mín}}$
coef. de Poisson aço	$\nu_{aço}$	0,30		
coef. de Poisson anular	ν_{anular}	0,49		
coef. de Poisson médio	ν_{medio}	0,40		$=(\nu_{aço} + \nu_{anular})/2$
Módulo de Elast. - aço	$E_{aço}$	205000,00	MPa	
Módulo de Elast. - Anular (PP)	E_{anular}	2000,00	MPa	
Tensão de Escoamento - aço	σ_0	377,95	MPa	
	σ_0 80c°	3,85		
	σ_0 20c°	11,00		
Tensão de escoamento - anular	σ_0	5,59	MPa	

Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
Pressão de colapso elástica	P_{el}	296,54	MPa	$P_{el} = \frac{3EI_{eq}}{(1-\upsilon^2)R_m}$
Pressão de colapso plático	P_o	44,61	MPa	$P_0 = \frac{\sigma_{0i}t_i}{R_{mi}} + \frac{\sigma_{0a}t_a}{R_{ma}} + \frac{\sigma_{0e}t_e}{R_{me}}$
Presão de colapso	P_{co}	42,96	MPa	

$$P_{co} = \frac{P_o t + P_e t - \sqrt{36R_m^2 P_{el}^2 \delta_0^2 + 12R_m P_o P_{el} \delta_o t + 12R_m P_{el}^2 \delta_o t + P_0^2 t^2 - 2P_o P_{el} t^2 + P_e^2 t^2 + 6R_m P_{el} \delta_o}}{2t}$$

INCLUSÃO DA VARIAÇÃO DE ADESÃO - ajuste númerico				
Fração da tensão de cisalh. Max		0,10		1% - 100%
Fator de adesão na Pco.	F_{adPco}	0,85		=0,9971-0,476*EXP(-11,864*Fad)
EFEITO DA DIREÇÃO RELATIVA DE OVALIZAÇÃO				
razão D/t equivalente	Dt_{eq}	36,46		=(r_i/t_i+r_e/t_e)
Direção relativa de ovalização	ângulo	71	graus	45 < ângulo < 90
Fator de defasagem de ovaliz.	F_{ang}	0,59		=ângulo/45-1
Fator da condição sem adesão	F_{SAd}	1,23		=0,0046*Dt_{eq}+1,066
Fator da condição com adesão	F_{Ad}	1,35		=0,0055*Dt_{eq}+1,15
Efeito da variação de ângulo	F_{AngPco}	0,72		=Fang*MÍNIMO(F_{Ad};F_{SAd})
COMBINAÇÃO DOS EFEITOS DE ADESÃO VARIÁVEL E DE ÂNGULO RELATIVO				
Pressão de colapso fatorada	$Pco_{Fatorada}$	26,49	MPa	=Pco*F_{AngPco}*F_{adPco}

Aplicação de fatores de segurança da DNV ao duto sanduíche				
Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
COLAPSO HIDROSTÁTICO				
(DNV OS F201)				
Fator de resistência ref. A classe de segurança	γ_{sc}	1,14		low:=1,04 ; normal:=1,14 ; high:=1,26
Fator de resistência do material	γ_m	1,15		ULS & ALS :=1,15 ; SLS & FLS := 1
Pressão externa	Pe	18,10	MPa	= ρi*g*h, h=LDA
Pressão interna mínima	P_{min}	0,00	Mpa	vazio
Pressão de colapso (norma)	Pc	**20,20**	MPa	$=P_{COFatorada}/(\gamma_m*\gamma_{SC})$
espessura mínima	tmin	0,01092	m	
Fator de Utilização		**0,896**		
Sumário de resultados	**Pressão (Mpa)**	**t_{min} (mm)**	**t_{nom}(mm)**	**t_{final}(mm) - espessura padrão de parede API 5L**
ruptura*	12,26	5,39	7,46	14,27
colapso	15,43	12,19	14,19	
*ruptura considerando apenas para o duto interno				

Incluir análises de VIV, retirar camada anular.

Anexo B – Coeficiente Global de Troca de Térmica

PROPRIEDADES TÉRMICAS DO DS				
Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
	Propriedades do duto SP			
Espessura de aço	te,i	0,0143	[m]	
espessura do anular	ta	0,0746300	[m]	
raio interno	Ri	0,1778	[m]	
raio externo	Re	0,2667	[m]	
Vazão	BPD	40000		
FLUIDO EXTERNO (água do mar)				
	C	0,027		convecção interna turbulenta
	m	0,805		convecção interna turbulenta
	n	0,333		convecção interna turbulenta
capacidade térmica	Cp	4217	J/(kg*c°)	
viscosidade	µ	0,00175	N*s/m²	
condutividade térmica	k	0,57	w/(m*c°)	
densidade	ρ	1025	kg/m³	
velocidade/vazão	V	0,6	m/s	
Prandtl	Pr	12,95		$Pr_{f,m} = \frac{Cp_{f,m}\mu_{f,m}}{k_{f,m}}$
Reynold	Reynold	187452,00		$Re_{f,m} = 2\frac{\rho_{f,m}R_{i,e}V_{f,m}}{\mu_{f,m}}$
Nusselt	Nu	1112,735182		$Nu = CRe^{m}Pr^{n}$
temperatura externa	Te	4	c°	
coeficiente de convecção	h	4756,35	w/(m2*c°)	$h_{i,e} = 2Nu_{f,m}\frac{k_{f,m}}{R_{i,e}}$

Parâmetro		Valor	Unidade	Formulação
FLUIDO INTERNO (óleo)		fluido (interno)		
	C	0,023		convecção externa laminar ao tubo
	m	0,8		convecção externa laminar ao tubo
	n	0,4		convecção externa laminar ao tubo
capacidade térmica	Cp	2700	J/(kg*c°)	
viscosidade	µ	0,06712	N*s/m²	
condutividade térmica	k	0,14	w/(m*c°)	
densidade	ρ	840	kg/m³	
velocidade/vazão	V	0,88	m/s	
Prandtl	Pr	1294,46		$Pr_{f,m} = \frac{cp_{f,m}\mu_{f,m}}{k_{f,m}}$
Reynold	Reynold	3923,34		$Re_{f,m} = 2\frac{\rho_{f,m}R_{i,e}V_{f,m}}{\mu_{f,m}}$
Nusselt	Nu	303,03		$Nu = CRe^{m}Pr^{n}$
temperatura Interna	Ti	75	c°	
coeficiente de convecção	h	477,22	w/(m2*c°)	$h_{i,e} = 2Nu_{f,m}\frac{k_{f,m}}{R_{i,e}}$
AÇO				
capacidade térmica	Cp	460	J/(kg*c°)	
condutividade térmica	k	54	w/(m*c°)	
densidade	ρ	7850	kg/m³	
POLIPROPILENO (PP)				
capacidade térmica	Cp	550	J/(kg*c°)	
condutividade térmica	k	0,16	w/(m*c°)	
densidade	ρ	700	kg/m³	
Coeficiente de troca térmica global	**U**	**2,47**	w/(m2*c°)	ok < 3

$$U = \frac{1}{\frac{1}{hi} + \frac{Ri}{ks}\ln\left(1+\frac{ti}{Ri+ti}\right) + \frac{Ri}{ka}\ln\left(1+\frac{ta}{Ri+ti+ta}\right) + \frac{Ri}{ks}\ln\left(1+\frac{te}{Ri+ti+ta}\right) + \frac{Ri}{Ri+ti+ta+te}\frac{1}{he}}$$