

CRITÉRIO DE PROJETO BASEADO EM CONFIABILIDADE PARA O SISTEMA
DE TENDÕES DE UMA TLP

Federico Barranco Cicilia

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS
EM ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Edison Castro Prates de Lima, D.Sc.

Prof. Luís Volnei Sudati Sagrilo, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Dr. Marcos Queija de Siqueira, D.Sc.

Dr. Paulo Mauricio Videiro, D.Sc.

Prof. Ney Roitman, D.Sc.

Dr. Márcio Martins Mourelle, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JUNHO DE 2004

CICILIA, FEDERICO BARRANCO

 Critério de Projeto Baseado em Confiabilidade para o Sistema de Tendões de uma TLP
[Rio de Janeiro] 2004

 X, 188 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, D.Sc., Engenharia Civil, 2004)

 Tese – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE

1. Plataformas de Pernas Atirantadas
 2. Tendões
 3. Critério de Projeto
 4. Confiabilidade Estrutural
- I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

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

CRITÉRIO DE PROJETO BASEADO EM CONFIABILIDADE PARA O SISTEMA DE TENDÕES DE UMA TLP

Federico Barranco Cicilia

Junho/2004

Orientadores: Edison Castro Prates de Lima

Luís Volnei Sudati Sagrilo

Programa: Engenharia Civil

Este trabalho apresenta um critério de projeto baseado em fatores parciais de segurança (LRFD) para o dimensionamento dos tendões de uma plataforma de pernas atirantadas do tipo TLP na sua condição intacta. O critério de projeto é desenvolvido para o estado limite último de qualquer seção ao longo do comprimento dos tendões, levando em conta a interação dinâmica dos esforços e a estatística da sua resposta extrema. Os fatores parciais de segurança são calibrados através de uma metodologia baseada em confiabilidade para as condições ambientais de tempestade típicas nas águas profundas da Baía de Campeche, México, para um período de tempo de 100 anos. Na análise de confiabilidade são incluídas as incertezas das cargas, da resistência dos tendões e dos modelos analíticos. Os resultados mostram que os fatores parciais de segurança obtidos refletem o nível de incerteza e a importância das variáveis aleatórias na análise de confiabilidade. Ao redimensionar os tendões segundo o critério de projeto proposto neste trabalho é obtida maior uniformidade na sua confiabilidade do que antes de se fazer a calibração da fórmula de verificação.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

RELIABILITY-BASED DESIGN CRITERIUM FOR A TLP TENDON SYSTEM

Federico Barranco Cicilia

June/2004

Advisors: Edison Castro Prates de Lima

Luís Volnei Sudati Sagrilo

Department: Civil Engineering

This work presents a load and resistance factor design (LRFD) criterium applied to the tendon system of tension leg platforms (TLPs) in its intact condition. The design criterium is developed for the ultimate limit state of any section along tendon length taking into account both dynamic interactions of load effects and the statistics of its extreme response. The partial safety factors are calibrated through a reliability based methodology for storm environmental conditions in deep waters of the Campeche Bay, Mexico, considering a 100-year return period. In the reliability analysis, randomness of loads, resistance of tendons and analytic models are included. The results show that safety factors reflect both uncertainty content and the importance of the random variables in structural reliability analysis. When tendons are redesigned through the proposed criterium, a greater uniformity in the reliability of structural members is obtained.



Dedicatórias

A minha mãe:

Por viver para iluminar nossa vida e pelos múltiplos exemplos de coragem para enfrentar os desafios na busca de alcançar um objetivo. Milhões de palavras são poucas para exprimir o que a senhora significa para mim. Obrigado mãe Gloria, muito obrigado.

A Lola, Andrés, Rodrigo e aquela estrela que está aparecendo em nosso céu:

Por ser o complemento da luz que necessitava para percorrer o mundo. Por seu amor sem limites que me abraça em todo momento. Pelo sucesso de vocês.

A meus irmãos:

Por nossos sorrisos e choros, sempre unidos.

Em memória do meu pai e do meu irmão.

Aí onde estão as nossas aspirações, o nosso trabalho, os nossos amores- aí está o lugar de nosso encontro cotidiano com Cristo.

São José Maria Escrivá



Agradecimentos

Quero expressar meu profundo agradecimento a meus orientadores, os Professores Edison Castro Prates de Lima e Luís Volnei Sudati Sagrilo, por todos os conhecimentos adquiridos durante minha estada na UFRJ e por sua amizade. Sem os professores este trabalho não existiria.

Aos Doutores Gilberto Bruno Ellwanger, Marcos Queija, Paulo Mauricio Videiro, Ney Roitman e Márcio Martins Mourelle pelos valiosos comentários e contribuições à tese.

Agradeço o suporte financeiro do Instituto Mexicano del Petróleo para fazer meu curso de doutorado na COPPE/UFRJ. Durante o desenvolvimento de meus estudos foi muito importante para mim o apoio e a motivação do Doutor Ernesto Heredia Zavoni e dos Engenheiros Oscar Valle Molina, Jorge Silva Ballesteros e Roberto Ortega Ramirez. Agradeço a ajuda do Mestre Alberto Soriano com as informações oceanográficas da Baía de Campeche.

Meu agradecimento à DNV e ao MARINTEK, em especial ao Doutor Rolf Baarholm, pela licença acadêmica para o uso dos programas DeepC e WADAM.

Aos meus colegas do Laboratório de Métodos Computacionais em Engenharia (LAMCE) por estes quatro anos de amizade, em especial a Jorge Sánchez por seus conselhos sempre certos.



Índice

	Página
1 Introdução	1
1.1 Conceito Estrutural TLP.....	3
1.2 Revisão Bibliográfica.....	8
1.3 Objetivos da Tese.....	14
1.4 Escopo do Trabalho.....	15
2 Análise Dinâmica de TLPs	17
2.1 Introdução.....	17
2.2 Equações do Movimento.....	18
2.3 Ações Ambientais.....	22
2.3.1 Forças de Onda.....	24
2.3.1.1 Forças de Onda de Primeira Ordem.....	26
2.3.1.2 Forças de Onda de Segunda Ordem.....	28
2.3.2 Forças de Corrente.....	30
2.3.3 Forças de Vento.....	31
2.4 Processo Ambiental de Curto Prazo.....	34
2.5 Processo Ambiental de Longo Prazo.....	35
2.6 Estatística de Eventos Ambientais de Tempestade.....	37
2.7 Simulação de Séries Temporais.....	39
2.8 Comentários.....	40

	Página
3 Filosofias Existentes para Projeto dos Tendões	41
3.1 Introdução.....	41
3.2 Critérios de Projeto.....	42
3.2.1 Filosofia de Projeto baseada em Tensões Admissíveis.....	45
3.2.2 Filosofia de Projeto baseada em Fatores Parciais de Segurança.....	52
3.3 Formulações de Fatores de Utilização para Tendões.....	58
3.4 Comentários.....	65
4 Análise Estatística de Valores Máximos e de Extremos	
da Resposta dos Tendões.....	66
4.1 Introdução.....	66
4.2 Processos Aleatórios.....	67
4.3 Variáveis Aleatórias.....	71
4.4 Múltiplas Variáveis Aleatórias.....	74
4.5 Distribuições de Valores Máximos Observados da Resposta de Curto Prazo	76
4.6 Ajuste de Funções à Distribuição de Valores Máximos da Resposta de Curto Prazo	80
4.6.1 Modelo de Rayleigh.....	81
4.6.2 Modelo de Weibull.....	82
4.6.3 Modelo de Hermite.....	84
4.7 Distribuição de Valores Extremos da Resposta de Curto Prazo.....	87
4.8 Distribuição de Valores Extremos da Resposta num Evento devida a Eventos Ambientais de Tempestade.....	91
4.9 Comentários.....	93
5 Análise de Confiabilidade Estrutural dos Tendões	94
5.1 Introdução.....	94
5.2 Probabilidade de Falha Dependente e Independente do Tempo.....	95

	Página
5.3 Probabilidade de Falha numa Condição Ambiental de Tempestade.....	97
5.4 Fator de Utilização dos Tendões para Análise de Confiabilidade.....	100
5.5 Metodologia para Análise de Confiabilidade baseada na Estatística de Extremos da Resposta dos Tendões em Condições de Tempestade.....	104
5.6 Comentários.....	108
 6 Calibração do Critério LRFD para Projeto dos Tendões	109
6.1 Introdução.....	109
6.2 Metodologia para Calibração do Critério de Projeto.....	110
6.3 Escopo do Critério de Projeto.....	112
6.4 Conjunto de Casos para Calibração.....	114
6.5 Probabilidade de Falha Alvo	115
6.6 Formato do Critério de Projeto	117
6.7 Método Numérico para Calibração dos Fatores Parciais de Segurança.....	120
6.8 Comentários.....	124
 7 Aplicações para TLPs em Águas Profundas da Baía de Campeche, México	125
7.1 Introdução.....	125
7.2 Modelos Estruturais.....	127
7.3 Condições Ambientais de Tempestade em Águas Profundas da Baía de Campeche.....	131
7.4 Análise Dinâmica Acoplada das TLPs.....	133
7.5 Resposta Extrema do Fator de Utilização dos Tendões.....	139
7.6 Análise de Confiabilidade.....	146
7.7 Calibração dos Fatores Parciais de Segurança do Critério de Projeto.....	153
7.8 Comentários.....	157

	Página
8 Comentários Finais	158
8.1 Conclusões.....	163
8.2 Recomendações para Trabalhos Futuros.....	168
Referências.....	170
Apêndice A. Método de Confiabilidade de Primeira Ordem, FORM	182

Capítulo 1

Introdução

A perfuração de poços para a busca e/ou exploração de petróleo no mar continua com avanços surpreendentes, atingindo lâminas d'água superiores a 2000 metros. Estas profundidades estão associadas com grandes efeitos hidrodinâmicos e grandes carregamentos nas estruturas, resultando finalmente em maiores quantidades de materiais de construção e, com isto, no acréscimo do custo das facilidades. Esta situação tem significado a necessidade de inovar sistemas estruturais que apresentem um melhor comportamento em tais profundidades, como as plataformas do tipo complacente.

Os conceitos estruturais utilizados na atualidade para a exploração de reservatórios de hidrocarbonetos no mar incluem as plataformas fixas ou jaquetas, as torres complacentes e os sistemas flutuantes. Dentro do último grupo de estruturas encontram-se as plataformas semi-submersíveis, os navios de produção, armazenamento e descarga FPSOs (do inglês *Floating Production, Storage and Offloading*), as plataformas de pernas atirantadas TLPs (do Inglês *Tension Leg Platforms*) e as plataformas do tipo SPAR . Estes sistemas de produção *offshore* são resentedos na Figura 1-01.

As plataformas fixas estendem-se até o leito marinho e permanecem na locação por meio de seu peso próprio ou pela colocação de estacas enterradas no solo. Usualmente, as plataformas fixas são utilizadas em lâminas d'água de até 300 m. Além desta profundidade, o desenvolvimento dos campos petrolíferos é efetuado com as estruturas flutuantes ou com as torres complacentes. As plataformas marinhas do tipo flutuante têm uma resposta dinâmica maior às forças ambientais e os seus movimentos são controlados por suas propriedades de flutuação e pelo conjunto de linhas de

ancoragem. A idéia chave numa plataforma do tipo flutuante é minimizar a sua resistência ante as ações ambientais através da flexibilidade da estrutura. As torres complacentes são estruturas que combinam as características das plataformas fixas e dos sistemas flutuantes. Elas, como as jaquetas, se estendem até o leito marinho e sua flexibilidade faz que elas sejam complacentes com as cargas ambientais. Este conceito tem sido muito pouco usado em explorações *offshore*.

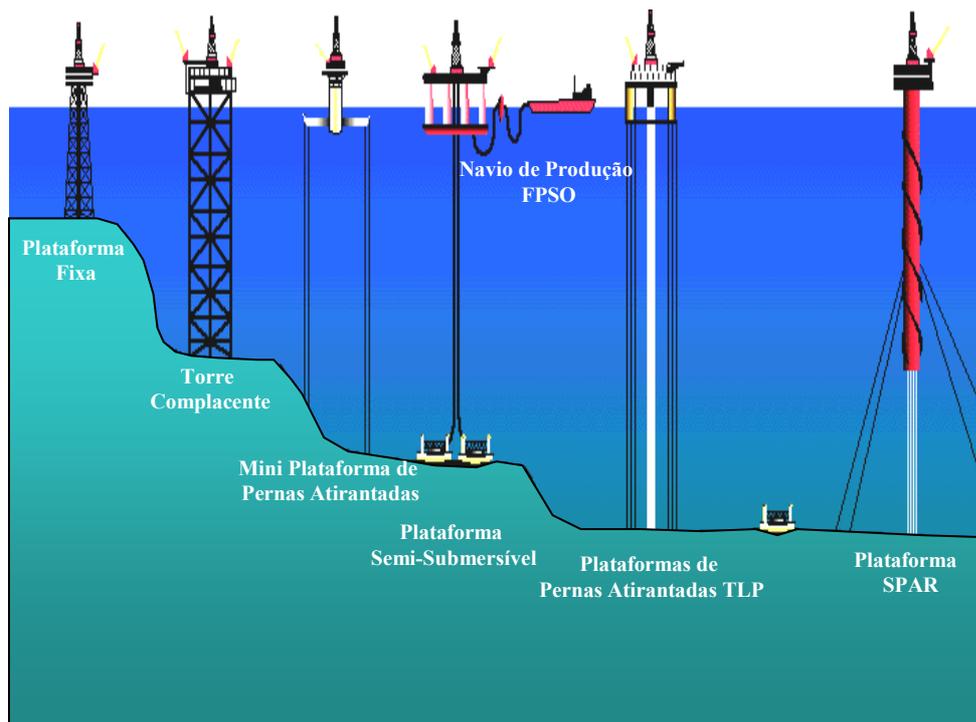


Figura 1-01. Sistemas estruturais para a exploração de petróleo no mar.

Dentro das diversas alternativas para a exploração de petróleo em águas profundas, as plataformas de pernas atirantadas do tipo TLP aparecem como uma opção estrutural viável e promissora (CHANDRASEKARAN e JAIN, 2002). A TLP é uma estrutura híbrida que com relação aos graus de liberdade horizontais é complacente como um sistema flutuante e nos graus de liberdade verticais é rígida como uma plataforma fixa. Essas características apresentam vantagens técnicas e econômicas, como a substituição de alguns equipamentos submarinos por superficiais e a intervenção dos poços desde o convés da plataforma. Porém, a escolha da melhor alternativa do sistema estrutural para explorar um campo petrolífero depende das características próprias do reservatório, da lâmina d'água e das condições ambientais da locação, da existência de outras infra-estruturas, bem como dos requerimentos técnicos e econômicos de cada situação.

1.1 Conceito Estrutural TLP

Como ilustrado na Figura 1-02, as plataformas de pernas atirantadas são muito parecidas com as plataformas semi-submersíveis exceto no seu sistema de ancoragem e na sua fundação. Uma semi-submersível é usualmente ancorada através de linhas em catenária ou *taut-legs* inclinadas, apresentando forças de restauração no plano horizontal e rigidez quase desprezível no plano vertical. As linhas de ancoragem de uma TLP são tubos de aço verticais e são comumente referenciadas como tendões. Outra das características diferenciais das TLPs é que a sua flutuação é maior do que seu peso. Com isto, o equilíbrio vertical da plataforma é obtido ligando-a a sua fundação no fundo do mar através dos tendões. Os tendões fornecem ao sistema alta rigidez no plano vertical e são pré-tracionados pelo excesso de flutuação do casco.

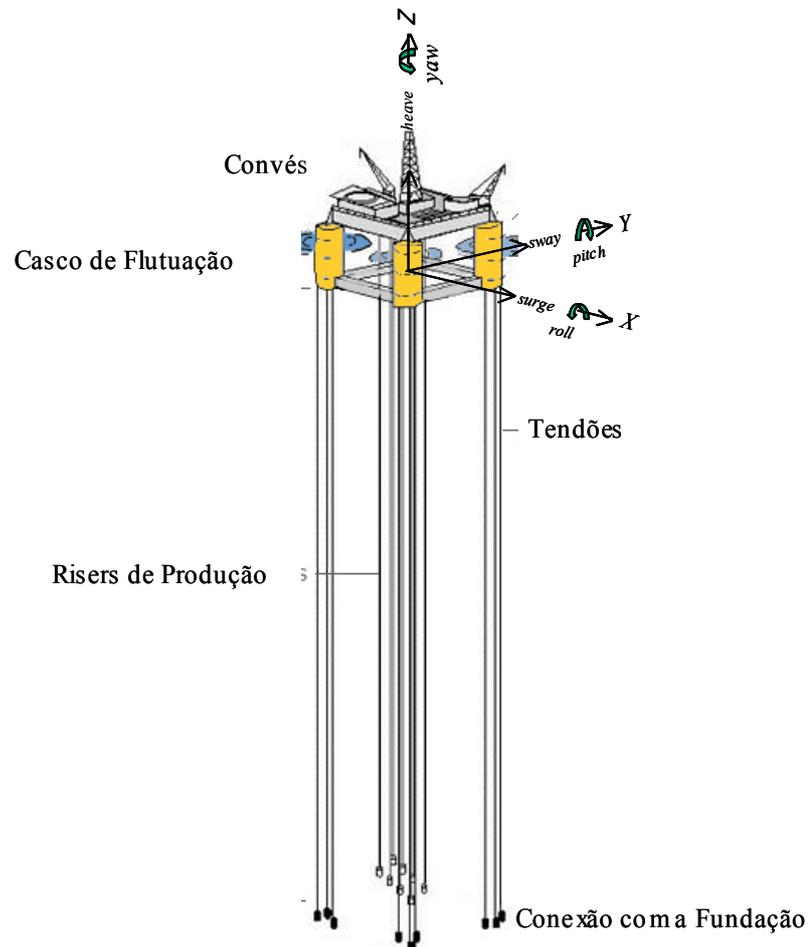


Figura 1-02. Componentes principais de uma TLP.

Uma plataforma de pernas atirantadas do tipo TLP é constituída dos seguintes componentes principais:

- Convés. O convés de uma TLP de produção e perfuração é similar ao de uma plataforma convencional fixa ou flutuante. Muitas das plataformas de produção são fixas e seus conveses não têm que suportar a carga dos *risers*. Mas no caso

de uma TLP com *risers* verticais, o seu convés tem de suportar toda a carga dos *risers* e dos equipamentos necessários para tracioná-los. A área do convés fornece principalmente o espaço para alojamento e necessidades funcionais, incluindo área de trabalho, sala de controle, facilidades de processamento, a torre de perfuração, ar condicionado, bomba de lamas, guindaste, queimador e heliporto, entre outros.

- Casco de flutuação. O casco de flutuação é a estrutura que suporta o convés e a tração dos tendões. Geralmente, o casco é constituído por colunas, pontões e alguns elementos diagonais de reforço. A seção transversal dos pontões e das colunas pode ser de forma circular, retangular ou quadrada. O espaço no interior das colunas é usado para se colocar elevadores, escadas, o sistema de sustentação dos tendões e para lastro, se for necessário. Os compartimentos dentro dos pontões podem ser utilizados para lastro e para a colocação de algumas máquinas.
- Sistema de tendões. O sistema de ancoragem é composto por elementos de tendão (tubos de aço), conectores intermediários, juntas flexíveis (*flex joints*) nas suas extremidades de conexão com o casco da plataforma e a fundação, e equipamentos para seu manuseio. Os tendões podem ser dimensionados com uma relação diâmetro/espessura em torno de 30 para se gerar elementos com flutuação neutra, ou seja, com seu peso igual ao empuxo. Esta característica possibilita a verticalização do tendão num único tramo durante a instalação. Para águas profundas são necessárias relações diâmetro/espessura menores que 30 para resistir à pressão hidrostática. Os tendões podem ser fabricados num único trecho para profundidades de até 500 m ou em trechos de 50 a 70 m conectados entre si durante a instalação para águas mais profundas (ALVES, 1996). O

sistema de tendões constitui um componente básico e crítico de uma TLP, já que eles fornecem a força de restauração horizontal e a restrição vertical aos movimentos, facilitando a conexão dos *risers* e demais operações de produção e manutenção dos poços.

- *Risers*. O sistema de *risers* pode ser descrito como o cordão umbilical ou como a extensão do poço de produção à plataforma flutuante. Atualmente, dois são os tipos de *risers* utilizados em TLPs (HOWELLS, 1995): *risers* rígidos verticais e *risers* de aço em catenária SCR (do inglês *Steel Catenary Risers*). Os componentes principais dos sistemas de *risers* verticais são os tubos de condução do fluido, uma junta articulada (*Flex Joint*) inferior, uma *Flex Joint* superior e uma junta telescópica. As articulações têm como objetivo absorver as rotações do sistema devidas ao deslocamento lateral do sistema flutuante, enquanto que a junta telescópica tem a função de absorver os movimentos verticais. No caso dos *risers* do tipo SCR, a *Flex Joint* inferior e a junta telescópica são excluídas.
- Fundação. A estrutura da fundação é necessária para manter a plataforma no seu local de operação. A fundação atua como uma âncora para o sistema de tendões e é fixada no leito marinho através de estacas ou de grandes blocos de concreto.

Devido a sua natureza complacente no plano horizontal, as plataformas de pernas atirantadas têm a liberdade de se movimentar com as ações ambientais e como um resultado disto a resposta apresenta uma grande gama de frequências. Uma característica particular e muito atraente da TLP é a capacidade de evitar qualquer ressonância com a energia das ondas (MEKHA, 1994). As suas frequências naturais nos graus de liberdade *surge*, *sway* e *yaw* estão bem abaixo das frequências de primeira

ordem das ondas reduzindo o movimento horizontal e por conseguinte o carregamento no sistema de ancoragem. Na Figura 1-03 são mostrados os períodos naturais de diferentes conceitos estruturais para a exploração de petróleo no mar. Por exemplo, os períodos naturais em *surge*, *sway* e *yaw*, das estruturas ancoradas como os FPSOs, as TLPs e as semi-submersíveis, são geralmente maiores que 70 s. Os períodos naturais em *heave*, *roll* e *pitch*, de plataformas semi-submersíveis são maiores que 25 s, enquanto que para as TLPs estes períodos estão próximos de 3 s, onde a energia do mar de primeira ordem é geralmente menor.

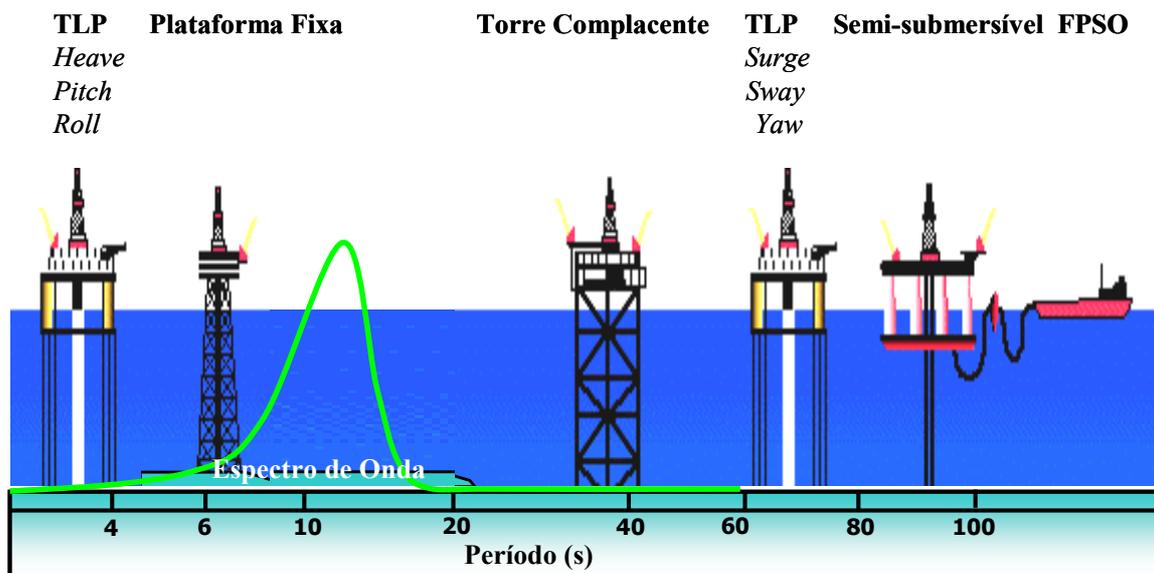


Figura 1-03. Períodos de vibração típicos de estruturas *offshore*.

1.2 Revisão Bibliográfica

O conceito da plataforma de pernas atirantadas apareceu nos anos setenta e desde então tem sido publicada uma vasta quantidade de estudos sobre sua filosofia de projeto, seu comportamento estrutural, a avaliação de carregamentos, a análise de modelos reduzidos e, mais recentemente, sobre a confiabilidade dos seus componentes. Os resultados desta série de estudos culminaram na instalação com sucesso de 13 TLPs e 8 mini-TLPs. As datas de instalação, a lâmina d'água e os deslocamentos das 13 TLPs são indicados na Tabela 1-01.

Tabela 1-01. Características principais das TLPs em operação.

Nome da TLP	Ano de Instalação	Localção	Lâmina d'água (m)	Deslocamento (tons)
Hutton	1984	Mar do Norte	150	63300
Jolliet	1989	Golfo do México	536	16600
Snorre	1992	Mar do Norte	309	106500
Auger	1993	Golfo do México	872	66200
Heidrun	1995	Mar do Norte	350	288000
Mars	1996	Golfo do México	894	48000
Ram Powell	1997	Golfo do México	980	48000
Ursa	1998	Golfo do México	1219	97500
Marlin	1999	Golfo do México	1051	26000
Brutus	2000	Golfo do México	915	48000
Sunday	2001	Golfo do México	450	12000
Kizomba A	2003	Angola	1250	58000
Magnólia	2004	Golfo do México	1425	19000

A seguir são apresentados breves resumos de alguns dos trabalhos mais relevantes na análise e projeto de plataformas de pernas atirantadas do tipo TLP:

PAULING e HORTON (1970) publicaram uma metodologia para a simulação numérica dos movimentos da unidade flutuante e das forças nos tendões devido a ondas regulares. Foi utilizada uma análise hidrodinâmica linearizada. Cada elemento estrutural do casco foi considerado como sendo de forma cilíndrica, com uma seção transversal pequena em comparação tanto ao seu próprio comprimento quanto ao comprimento da onda. Os resultados deste estudo tiveram uma boa correlação com os resultados de modelos experimentais. Também foi observado que os movimentos e as trações devidas a ondas regulares apresentam uma variação linear com respeito à amplitude da onda.

CHOU *et al.* (1983) descreveram o processo para o projeto conceitual de uma TLP. Neste trabalho apresentam-se as principais considerações que devem ser levadas em conta nas várias etapas de projeto, bem como a descrição das metodologias de análise.

FAULKNER *et al.* (1983) delineararam o desenvolvimento de um código, baseado no estado da arte da confiabilidade, para o projeto estrutural do casco de uma plataforma de produção do tipo TLP. O trabalho teve como objetivo incluir as melhores técnicas tanto de projeto quanto de confiabilidade estrutural disponíveis na literatura.

GUENARD (1984) aplicou as técnicas de confiabilidade para análise e projeto de estruturas *offshore*. Ele mostrou como estas ferramentas podem ser utilizadas na etapa de pré-dimensionamento para efetuar análises paramétricas comparativas de modelos idealizados, com o objetivo de pesquisar e entender a influência dos diferentes parâmetros na confiabilidade das estruturas. Também, ele apresentou como a análise de

confiabilidade pode ser usada na etapa final de projeto de sistemas estruturais complexos sob a ação de condições de carregamento ambiental extremo. Estes conceitos foram de grande valor para o desenvolvimento deste trabalho.

STAHL e GEYER (1985) estudaram a resistência estrutural na análise de confiabilidade do sistema de tendões. A probabilidade de falha foi calculada através de uma metodologia simplificada utilizando a função densidade de probabilidades das cargas e a função cumulativa de probabilidades da resistência. A falha dos tendões foi considerada quando os efeitos das cargas excedessem a sua resistência.

PAULLING e WEBSTER (1986) apresentaram um procedimento não linear para a predição dos movimentos de grande amplitude do sistema acoplado unidade flutuante - tendões devidos à ação do vento, das ondas e corrente marinha.

PETRAUSKAS e LIU (1987) analisaram a resposta de uma TLP submetida a forças de onda de segunda ordem com altas frequências (*springing*). Foram utilizadas análises numéricas e experimentais. Os cálculos teóricos mostraram que podem ocorrer cargas nos tendões de grande amplitude devido à ressonância em *pitch*. Os experimentos de TLPs em escala reduzida confirmaram a existência do efeito de *springing* e a baixa quantidade de amortecimento hidrodinâmico do sistema para frequências altas.

BANON e HARDING (1989) efetuaram a análise de confiabilidade dos tendões para as condições de tração máxima e mínima. Eles mostraram que o risco da falha do sistema de ancoragem de uma TLP é de 4 a 5 ordens de grandeza menor do que a probabilidade de falha de uma plataforma fixa típica do Golfo do México.

BANON *et al.* (1991) fizeram um estudo sobre os efeitos de uma onda bater no convés de uma TLP, levando em conta uma combinação probabilística das forças nos tendões. Eles concluíram que a possibilidade de que as ondas batam no convés diminui de maneira considerável a confiabilidade de uma TLP.

LOTSBERG (1991) estabeleceu uma metodologia probabilística para o projeto dos tendões. O procedimento foi utilizado para determinar a probabilidade de falha dos tendões na condição intacta e sem um deles, para os casos de tração máxima e mínima.

MEKHA (1994) pesquisou a importância de vários efeitos não lineares na resposta de TLPs. Esses efeitos incluíram a avaliação da cinemática das ondas até a superfície livre d'água, o cálculo das forças hidrodinâmicas na posição deslocada do casco de flutuação e a variação temporária das forças nos tendões. Foi observado que a força máxima de primeira ordem num grupo de tendões aumenta linearmente com o acréscimo da altura de onda, mas diminui com o aumento da frequência da mesma. Ele também mostrou a presença de forças de segunda ordem quando a análise é feita com a TLP na posição deslocada e/ou quando outros efeitos não lineares são considerados. Foi demonstrado que as forças num grupo de tendões são totalmente influenciadas pelos movimentos de *heave* e *pitch*. Ele conclui que a avaliação da cinemática das ondas até a superfície livre do mar influencia de forma considerável a resposta em *pitch* mas não o movimento em *heave*.

BANON *et al.* (1994) desenvolveram equações preliminares baseadas em confiabilidade para o projeto de TLPs. As equações são baseadas na resposta da TLP no domínio da frequência. Quatro formas da falha da estrutura foram consideradas: (1) falha dos tendões sob combinação de cargas axiais, de flexão e hidrostáticas; (2) a condição dos tendões ficar frouxos; (3) a excursão lateral (*offset*) máxima da TLP

exceder um valor limite e (4) a perda da altura livre entre a superfície do mar e o convés da plataforma (*air gap*) durante uma tormenta extrema. Foram propostos formatos de verificação para estes estados limites baseados em fatores parciais de segurança de carga e resistência.

MATHISEN *et al.* (1994) estabeleceram fórmulas para a verificação de elementos cilíndricos do casco de flutuação de TLPs baseadas em fatores parciais de segurança. Os fatores de segurança foram calibrados utilizando análises de confiabilidade do nível III. Foram apresentados resultados preliminares para o estado limite de flambagem dos elementos estruturais.

ESTEFEN *et al.* (1994) revisaram várias formulações de estado limite aplicáveis a tubos com características, geométricas e de materiais, típicas de tendões e risers. Foram consideradas condições de carregamento de pressão externa, flexão longitudinal e tração axial, atuando isoladamente ou combinadas. Foi observado que existem diferenças significativas nas formulações de resistência para cargas de pressão, principalmente devido ao tratamento da deformação inicial da seção transversal do tubo; e para a capacidade a flexão, dependendo se é utilizada a resistência plástica ou de escoamento.

SENGUPTA e AHMAD (1996) desenvolveram uma metodologia, baseada em confiabilidade, para determinar a vida esperada de uma TLP e estabeleceram uma aproximação de projeto envolvendo a avaliação da tensão de escoamento ótima dos tendões. A probabilidade de falha foi calculada com o método de simulação numérica Monte Carlo.

SIDDIQUI e AHMAD (2000) efetuaram a análise de confiabilidade de uma TLP com o sistema de ancoragem completo e na condição de um tendão rompido. O critério de falha de Von Mises foi adotado para se definir a falha do tendão sob tração máxima. A análise de confiabilidade foi feita com o método FORM. Probabilidades de falha do sistema foram obtidas para diferentes estados de mar e depois utilizadas para calcular a probabilidade de falha anual e a vida útil do sistema.

VIDEIRO *et al.* (2002) propuseram um critério de projeto para estruturas *offshore* considerando a variação de longo prazo dos estados de mar e a correlação entre os efeitos das cargas ambientais. O critério é baseado em fatores parciais de segurança de carga e resistência. A viabilidade do critério foi demonstrada mediante a calibração dos fatores parciais de segurança para membros cilíndricos, como os componentes do casco de flutuação de uma plataforma semi-submersível ou de uma TLP.

ORMBERG *et al.* (2003) apresentaram uma comparação entre os resultados obtidos da análise numérica acoplada de uma TLP em 1870 m e de ensaios experimentais com modelos reduzidos. Foi avaliada a capacidade do modelo numérico para reproduzir a resposta observada, incluindo os efeitos de primeira e segunda ordem das ondas. Os resultados experimentais serviram para ajustar os coeficientes hidrodinâmicos utilizados no simulador numérico.

GOULART *et al.* (2003) fizeram uma análise de confiabilidade comparativa entre duas opções de projeto para o número de tendões (8 e 12) de uma TLP numa lâmina d'água de 870 m. A comparação entre as duas plataformas foi feita através da análise de risco levando em conta a probabilidade de falha e os custos de instalação dos sistemas de ancoragem. Foi identificado que reduzindo-se um tendão por coluna, para o mesmo nível de risco, os custos do sistema de tendões são menores em 25%.

1.3 Objetivos da Tese

Nos últimos anos tem se observado uma tendência crescente na modelagem probabilística das variáveis de projeto, tanto das cargas quanto da resistência dos elementos estruturais, e o uso da teoria de confiabilidade estrutural para o projeto e avaliação das TLPs. De igual maneira, as técnicas de risco e confiabilidade estão sendo utilizadas para o desenvolvimento de critérios de projeto baseados em fatores parciais de segurança LRFD (do inglês *Load and Resistance Factors Design*) para se atingir uma maior uniformidade no nível de confiabilidade dos elementos estruturais. Porém, pouca pesquisa tem sido divulgada sobre critérios de projeto, baseados em confiabilidade, dos tendões da TLP levando em conta de forma conjunta a ocorrência de múltiplos estados de mar durante a sua vida útil, a inclusão das forças de onda de segunda ordem (*slow drift* e *springing*) e a interação dinâmica dos esforços no tendão devidos às cargas ambientais.

O presente trabalho tem como objetivos:

1. O desenvolvimento de uma metodologia para a análise de confiabilidade dos tendões de uma TLP levando em consideração a estatística da sua resposta extrema em eventos ambientais extraordinários (tormentas ou furacões); e
2. O estabelecimento de um critério de projeto do tipo LRFD para o dimensionamento dos tendões de uma TLP. A calibração dos fatores parciais de segurança será feita para o Estado Limite Último (ELU) de qualquer seção ao longo do comprimento dos tendões para as condições de tempestade típicas nas águas profundas da Baía de Campeche, México.



1.4 Escopo do Trabalho

No Capítulo 2 é feita uma revisão da análise dinâmica de TLPs levando em conta o acoplamento entre a plataforma flutuante e o sistema de ancoragem. As propriedades mecânicas do sistema são revistas bem como os carregamentos permanentes, variáveis e ambientais. Ênfase é dada na descrição das forças devidas à corrente marinha, vento e ondas (primeira e segunda ordem), assim como dos processos aleatórios de curta e longa duração destas variáveis ambientais.

As filosofias existentes para o projeto dos tendões são brevemente descritas no Capítulo 3. São revistos os critérios baseados em tensões admissíveis WSD (do inglês *Working Stress Design*) e em fatores parciais de segurança (LRFD). Neste capítulo é definida a formulação do fator de utilização IR (do inglês *Interaction Ratio*) de uma seção transversal de tendão que é usada no desenvolvimento do trabalho.

No Capítulo 4 é descrita a análise estatística dos valores máximos e extremos da resposta dos tendões. Uma breve revisão é apresentada dos conceitos básicos dos processos aleatórios, das variáveis aleatórias, das suas propriedades e de vários dos modelos probabilísticos existentes na literatura para representação de valores máximos e extremos. Finalmente, são revistos procedimentos para ajustar as distribuições de probabilidades às realizações do IR dos tendões.

No Capítulo 5 é desenvolvida uma metodologia para a análise de confiabilidade dos tendões levando em conta a estatística da sua resposta extrema em eventos ambientais extraordinários (tempestades). Nesta seção é descrita a função de estado



limite adotada e as variáveis aleatórias associadas às cargas, às resistências e aos modelos analíticos de cálculo.

O formato do critério de projeto LRFD adotado e o processo de calibração dos fatores parciais de segurança são descritos no Capítulo 6. A probabilidade de falha alvo é definida nesta seção através dos valores apresentados em códigos e trabalhos de pesquisa relacionados com estruturas similares.

No Capítulo 7, as metodologias desenvolvidas nos capítulos anteriores são aplicadas para o estabelecimento do critério de projeto para os tendões de TLPs nas condições ambientais extraordinárias nas águas profundas da Baía de Campeche, México. Neste capítulo são descritos os modelos estruturais, a estatística dos estados de mar de tormenta, os valores adotados para as variáveis aleatórias e os resultados obtidos no processo de calibração dos fatores parciais de segurança.

Finalmente, no Capítulo 8 estabelecem-se os comentários finais, as principais conclusões do trabalho e algumas recomendações para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Análise Dinâmica de TLPs

2.1 Introdução

Devido a sua natureza complacente, as TLPs apresentam grandes deslocamentos no seu plano horizontal com componentes de alta e baixa frequência. Quando as TLPs são excitadas dinamicamente sua resposta é altamente não-linear e as forças de inércia são predominantes. Dentro das principais fontes de não linearidade na resposta de uma TLP sob ações ambientais podem-se mencionar: (1) as forças de segunda ordem das ondas (efeitos destas forças são o *slow drift* e o *springing*), (2) a rigidez geométrica dos tendões devida ao deslocamento lateral (*offset*) e vertical descendente (*setdown*) da plataforma e (3) o termo de arrasto, com variação quadrática da velocidade das partículas d'água, na equação de Morison para avaliar a parcela viscosa das forças de onda. Para incluir as não linearidades do sistema é necessário efetuar análises estruturais passo a passo no domínio do tempo.

Baseada nas características dinâmicas de uma TLP, a análise estrutural do casco e dos tendões (e *risers*) pode ser feita de várias maneiras. Em águas rasas e intermediárias, inicialmente os movimentos da plataforma, considerando-a como um corpo rígido, são avaliados sem levar em conta a dinâmica tanto dos tendões quanto dos *risers*. Depois disto, os *risers* e tendões são avaliados um a um através de uma análise dinâmica separada. Esta análise é feita usando o método dos elementos finitos, considerando os movimentos calculados da plataforma como deslocamentos prescritos no topo destes componentes estruturais. Essa metodologia é conhecida como análise desacoplada (SONG e KAREEM, 1994). Em águas profundas, o comprimento e as dimensões dos tendões e *risers* são tais que suas massas e os carregamentos atuando

sobre eles são de grandeza significativa quando comparadas com a massa e as forças atuantes na plataforma. Além disso, esses elementos com grande flexibilidade apresentam deformações, axiais e laterais (curvaturas), significativas. A importância relativa da dinâmica dos tendões aumenta com a profundidade da locação de instalação da TLP. Portanto, nestes casos é recomendável efetuar uma análise acoplada da plataforma-tendões-*risers*. Nesta filosofia, a análise do sistema estrutural é feita simultaneamente, levando-se em conta as propriedades dinâmicas das linhas esbeltas (tendões e *risers*), as forças hidrodinâmicas atuantes sobre elas e sua interação com o corpo flutuante. Desta forma, os movimentos da plataforma e as forças nos tendões são obtidas conjuntamente.

O propósito deste capítulo é revisar brevemente a análise dinâmica acoplada não linear de uma TLP no domínio do tempo. Inicialmente, são apresentadas as equações diferenciais que governam o movimento dinâmico do sistema estrutural e as considerações principais para a montagem das matrizes de massa, de amortecimento e de rigidez do sistema e do vetor de forças de excitação. Depois, são apresentadas as formulações para o cálculo das forças ambientais (onda, vento e corrente). No caso das ondas, são incluídas as forças devidas aos efeitos de segunda ordem (*slow drift* e *springing*). Finalmente, são comentados os processos ambientais de curto prazo e a caracterização estatística de um evento ambiental extraordinário (furacão).

2.2 Equações do Movimento

A configuração geral do modelo estrutural de uma TLP é apresentada na Figura 2-01. A plataforma flutuante é considerada como um corpo rígido com 6 graus de

liberdade (GDL), três translações (*surge*, *sway* e *heave*) nas direções dos eixos X, Y e Z, respectivamente, e três rotações (*roll*, *pitch* e *yaw*) em torno dos mesmos eixos. A unidade flutuante é conectada aos tendões que por sua vez são modelados através de elementos finitos tridimensionais (3D) do tipo pórtico não linear. A ligação entre os tendões tanto com a plataforma quanto com a fundação no leito marinho é feita através de uma junta flexível (*flex joint*) que permite rotações nos três eixos.

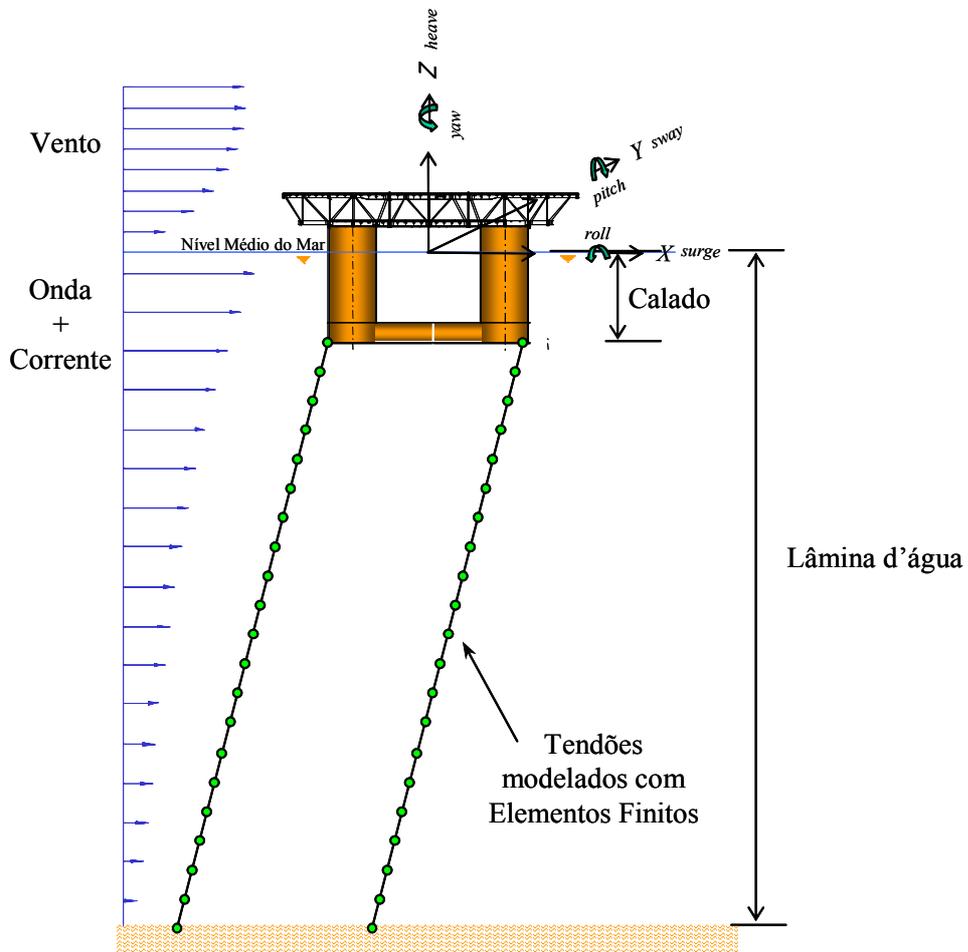


Figura 2-01. Modelo acoplado para a análise estrutural de uma TLP.

A aplicação do método dos elementos finitos ao sistema estrutural resulta num sistema 3D de equações não lineares que descrevem o equilíbrio dinâmico entre as forças de inércia, de amortecimento, de restauração e das ações atuantes sobre a TLP. Estas equações do movimento podem ser estabelecidas em forma matricial genericamente como:

$$\bar{\mathbf{M}} \cdot \ddot{\bar{\mathbf{X}}} + \bar{\mathbf{C}} \cdot \dot{\bar{\mathbf{X}}} + \bar{\mathbf{K}} \cdot \bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{F}}(\bar{\mathbf{X}}, \dot{\bar{\mathbf{X}}}, \ddot{\bar{\mathbf{X}}}, t) \quad \text{Eq. 2-01}$$

onde: $\bar{\mathbf{X}}$ é o vetor de deslocamentos dos GDL da estrutura,
 $\dot{\bar{\mathbf{X}}}$ é o vetor de velocidades dos GDL da estrutura,
 $\ddot{\bar{\mathbf{X}}}$ é o vetor de acelerações dos GDL da estrutura,
 $\bar{\mathbf{M}}$ é a matriz de massa do sistema,
 $\bar{\mathbf{C}}$ é a matriz de amortecimento do sistema,
 $\bar{\mathbf{K}}$ é a matriz de rigidez do sistema, e
 $\bar{\mathbf{F}}(.)$ é o vetor das forças atuantes na TLP.

Deve ser observado que as matrizes $\bar{\mathbf{M}}$, $\bar{\mathbf{C}}$, $\bar{\mathbf{K}}$ e o vetor $\bar{\mathbf{F}}(.)$ incluem duas parcelas (SAGRILO *et al.*, 2002): a primeira relacionada ao corpo rígido da unidade flutuante e a segunda às estruturas esbeltas dos tendões e *risers*. Desta forma, esses termos matriciais podem ser expressos como:

$$\vec{\mathbf{M}} = \vec{\mathbf{M}}_P + \vec{\mathbf{M}}_E$$

$$\vec{\mathbf{C}} = \vec{\mathbf{C}}_P + \vec{\mathbf{C}}_E$$

Eq. 2-02

$$\vec{\mathbf{K}} = \vec{\mathbf{K}}_P + \vec{\mathbf{K}}_E$$

$$\vec{\mathbf{F}}(\cdot) = \vec{\mathbf{F}}(\cdot)_P + \vec{\mathbf{F}}(\cdot)_E$$

onde: o índice P faz referência aos elementos da plataforma flutuante e
 o índice E refere-se aos membros esbeltos (*risers* e tendões).

O corpo rígido da plataforma, constituído por colunas e pontões, gera os seguintes termos: a massa estrutural, $\vec{\mathbf{M}}_{PE}$, e a massa adicionada, $\vec{\mathbf{M}}_{PA}$, compõem a matriz de massa 3D da plataforma flutuante, $\vec{\mathbf{M}}_P = \vec{\mathbf{M}}_{PE} + \vec{\mathbf{M}}_{PA}$. $\vec{\mathbf{M}}_{PE}$ deve levar em conta também os equipamentos permanentes e variáveis. Os termos de massa adicionada podem ser avaliados com as formulações apresentadas por HOOFT (1971) ou através de uma análise de difração de ondas; $\vec{\mathbf{C}}_P$ é o amortecimento devido ao potencial linear das ondas (FALTINSEN, 1993); a matriz de rigidez $\vec{\mathbf{K}}_P$ representa as forças de restauração hidrostáticas (CHOU *et al.*, 1983); e o vetor de forças sobre a plataforma é composto pelas forças hidrodinâmicas devidas à onda e à correnteza marinha, $\vec{\mathbf{F}}_{POeC}(\cdot)$, e pelo vetor de cargas de vento, $\vec{\mathbf{F}}_{PV}(\cdot)$, $\vec{\mathbf{F}}_P(\cdot) = \vec{\mathbf{F}}_{POeC}(\cdot) + \vec{\mathbf{F}}_{PV}(\cdot)$. Estas forças serão descritas mais adiante neste capítulo.

A modelagem dos tendões e *risers* através de elementos finitos produz os seguintes componentes: as matrizes de massa estrutural, $\vec{\mathbf{M}}_{EE}$, e de massa adicionada

não linear, \vec{M}_{EA} , $\vec{M}_E = \vec{M}_{EE} + \vec{M}_{EA}$; a matriz de amortecimento, \vec{C}_E ; a matriz de rigidez não linear, \vec{K}_E ; e o vetor de forças nos nós, $\vec{F}_E(\cdot)$, incluindo o peso próprio, as cargas de onda e corrente (normalmente calculadas com a fórmula de Morison) e o empuxo dos elementos.

O número de equações contidas na expressão matricial (Eq. 2-01) é definido principalmente pela malha de elementos finitos utilizada na modelagem das linhas esbeltas. Na análise estrutural do sistema deve se levar em conta o comportamento não-linear dos tendões e risers (MATHISEN, 1990) através de um método de integração das equações de movimento passo a passo, como por exemplo o método de Runge Kutta de quarta ordem (PAULLING, 1992) ou o método de Newmark com o esquema Newton-Rapson (MOURELLE, 1993).

Como é descrito no Capítulo 7, as análises dinâmicas acopladas das TLPs utilizadas no processo de calibração do critério de projeto desenvolvido neste trabalho são efetuadas com o programa DeepC[©] (MARINTEK-DNV, 2002). As matrizes de massa adicionada e de amortecimento hidrodinâmico da unidade flutuante são avaliadas através de uma análise de difração de ondas feita com o programa WADAM[©] (MARINTEK-DNV, 2002).

2.3 Ações Ambientais

As estruturas *offshore* estão sujeitas a diferentes tipos de cargas durante sua vida útil: cargas funcionais (permanentes e variáveis), cargas ambientais, cargas devidas a eventos acidentais e cargas temporárias devidas aos processos de construção,

montagem, transporte, instalação e desmonte. As cargas ambientais geralmente são as excitações dinâmicas mais importantes aplicadas nas estruturas marinhas e resultam da ação das ondas, do vento, das correntes marinhas, do gelo, da neve e dos sismos. Neste trabalho, na análise estrutural da TLP são consideradas somente cargas dinâmicas devidas às ondas, ao vento e à correnteza marinha, e cargas funcionais da plataforma já instalada na sua locação.

As forças ambientais devem ser calculadas em quatro faixas distintas de frequências para se avaliar seus efeitos sobre o sistema (ELLWANGER, 1988; API, 1997). Estas bandas de frequências são:

- a) Forças estáticas devidas ao vento, à corrente e à deriva de onda (*wave drift*) com ordem de grandeza e direção constantes para a duração da análise;
- b) Cargas cíclicas de baixa frequência que podem excitar a TLP nos seus períodos naturais em *surge*, *sway* e *yaw*, com variação entre 60 e 180 s. Estas forças são devidas ao efeito de segunda ordem das ondas, conhecido como de *slow drift*, e à parcela dinâmica do vento;
- c) Cargas cíclicas nas frequências das ondas que constituem a principal fonte de forças sobre a plataforma e no sistema de ancoragem. Estas forças são calculadas considerando métodos de primeira ordem. Os períodos de onda típicos encontram-se na faixa de 5 a 20 s; e
- d) Cargas cíclicas de alta frequência que podem excitar a TLP nos seus períodos naturais em *pitch*, *roll* e *heave*, com variação entre 1 e 5 s. Estas forças são devidas ao efeito de segunda ordem das ondas conhecido como *springing*.

2.3.1 Forças de Onda

Em águas profundas, a cinemática das partículas d'água pode ser avaliada utilizando-se a teoria linear de Airy. Esta teoria considera que a altura da onda é pequena em comparação tanto ao comprimento da onda quanto à lâmina d'água. As principais características da cinemática das ondas, para uma profundidade d'água infinita, segundo a teoria linear são dadas na Tabela 2-01 (FALTINSEN, 1993).

Tabela 2-01. Cinemática das partículas d'água segundo a teoria linear de Airy.

Parâmetro	Profundidade d'água Infinita
Potencial de velocidades	$\phi = \frac{g\eta_a}{\omega} e^{kz} \cos(\omega t - kx)$
Freqüência circular da onda	$\omega = 2\pi/T$
Número da onda	$k = 2\pi/\lambda$
Relação entre ω e k	$\omega^2 = gk$
Relação entre o comprimento da onda λ e o período da onda T	$\lambda = \frac{g}{2\pi} T^2$
Perfil de elevações da onda	$\eta = \eta_a \text{sen}(\omega t - kx)$
Pressão dinâmica	$p_D = \rho g \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t - kx)$
Velocidade na direção X	$u = \omega \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t - kx)$
Velocidade na direção Z	$w = \omega \eta_a e^{kz} \text{cos}(\omega t - kx)$
Aceleração na direção X	$\dot{u} = \omega^2 \eta_a e^{kz} \text{cos}(\omega t - kx)$
Aceleração na direção Z	$\dot{w} = -\omega^2 \eta_a e^{kz} \text{sen}(\omega t - kx)$

η_a =Amplitude da onda, g =Aceleração da gravidade, t =Variável do tempo,
 ρ =Densidade d'água do mar, x =Direção de propagação da onda, z =Coordenada vertical (positiva para cima, $z=0$ para o nível médio do mar).

O espectro de alturas de onda é a representação do conteúdo de energia dos diferentes harmônicos que compõem um trem de ondas com duração típica de 3-horas. Na literatura existem diversas formulações dos espectros de onda como o Bretschneider, o JONSWAP e o Pierson-Moskowitz, entre outros. Por exemplo, o espectro Pierson-Moskowitz de dois parâmetros para um mar totalmente desenvolvido pode ser expresso como sendo uma função da altura significativa de onda H_s e do período de cruzamento ascendente de zero T_z (HALLAM *et al.*, 1978):

$$S_{\eta\eta}(f) = \frac{H_s^2 \cdot T_z}{4 \cdot \pi \cdot (f \cdot T_z)^5} \cdot \exp\left[-\frac{1}{\pi} \cdot (f \cdot T_z)^{-4}\right] \quad \text{Eq. 2-03}$$

onde: $S_{\eta\eta}(f)$ é o espectro de um lado só (frequências positivas) das elevações da superfície do mar e
 f é a frequência da onda em Hz.

Na Figura 2-02 mostra-se a densidade espectral para $H_s=9.02$ m e $T_z=9.40$ s, correspondente ao estado de mar de curto prazo com a maior altura significativa de onda durante o furacão Roxanne numa locação com uma lâmina d'água de 1000 m na Baía de Campeche, México.

Uma vez conhecida a cinemática das partículas d'água, as forças hidrodinâmicas são calculadas em cada grau de liberdade integrando-se as cargas distribuídas ao longo dos elementos estruturais. As cargas hidrodinâmicas serão descritas a seguir.

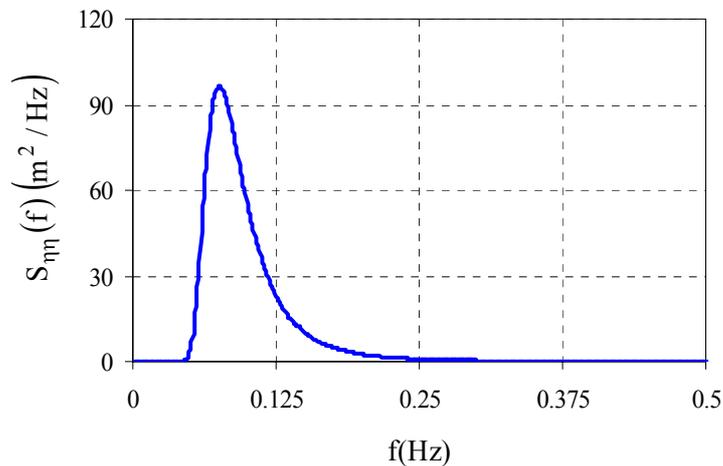


Figura 2-02. Espectro de onda Pierson-Moskowitz para $H_s=9.02$ m e $T_z=9.40$ s.

2.3.1.1 Forças de Onda de Primeira Ordem

As forças de onda de primeira ordem atuando sobre uma estrutura podem ser calculadas através da equação de Morison ou pela teoria de difração. Quando o tamanho da estrutura é comparável ao comprimento da onda, a presença da estrutura modifica o campo da onda incidente na sua vizinhança. Neste caso, a difração das ondas na superfície dos elementos estruturais deve ser levada em consideração. As forças de onda resultantes são avaliadas através de análises numéricas da equação de Laplace que exprime o potencial de velocidades com as condições de contorno associadas à superfície do corpo, à superfície livre do mar e ao leito marinho (FALTINSEN, 1993).

A solução linear do problema de difração fornece estimativas adequadas das forças de ondas de primeira ordem, *i.e.*, forças com as mesmas frequências das ondas (CHAKRABARTI, 1987). Por outro lado, a equação de Morison é aplicável quando a força de arrasto é significativa, o que usualmente corresponde ao caso quando a estrutura é pequena comparada com o comprimento da onda. A equação de Morison considera que a força de onda é o resultado da soma linear das parcelas da força de inércia e da força de arrasto. Estas parcelas envolvem coeficientes de inércia e arrasto que devem ser avaliados experimentalmente.

De acordo com a formulação de Morison, a intensidade das forças hidrodinâmicas devidas a onda e corrente por unidade de comprimento dos elementos da plataforma é dada por:

$$f(x, t) = \frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot C_d \cdot D \cdot (\dot{u} - \dot{x}) \cdot |\dot{u} - \dot{x}| + \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot D^2 \cdot \rho_w \cdot C_m \cdot \ddot{u} - \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot D^2 \cdot \rho_w \cdot (C_m - 1) \cdot \ddot{x} \quad \text{Eq. 2-04}$$

onde:

ρ_w	é a densidade d'água do mar,
\dot{u}	é a velocidade horizontal das partículas d'água na direção perpendicular ao elemento,
\ddot{u}	é a aceleração horizontal das partículas d'água,
C_d	é o coeficiente de arrasto,
C_m	é o coeficiente de inércia e
D	é o diâmetro do elemento estrutural.

Os parâmetros da cinemática das partículas d'água podem ser calculados através da teoria linear de Airy para o caso de águas profundas. Expressões para avaliar esses parâmetros são dados na Tabela 2-01.

2.3.1.2 Forças de Onda de Segunda Ordem

A solução da componente linear do potencial de velocidades das partículas d'água de um campo de ondas constitui somente uma aproximação de primeira ordem de um problema não linear complexo. Quando o estado de mar incidente é irregular e pode ser representado através da superposição de ondas regulares, a solução da segunda ordem do potencial de velocidades gera componentes de forças com frequências “soma” e “diferença” das frequências das ondas regulares. Estas forças de segunda ordem cobrem uma faixa ampla de frequências e geralmente são de uma ordem de grandeza menor que as forças lineares (FALTINSEN, 1993).

As forças de onda de segunda ordem com frequências “diferença” são responsáveis pelo movimento de deriva lenta (*slow drift*) das estruturas flutuantes ancoradas. No caso das TLPs com períodos naturais grandes em *surge*, *sway* e *yaw* (vide Figura 1-03), as forças de segunda ordem podem provocar ressonância nestes graus de liberdade. Por outro lado, devido à grande rigidez dos tendões, a TLP apresenta frequências naturais altas nos graus de liberdade *heave*, *pitch* e *roll*, podendo se tornar ressonante sob a ação das forças de segunda ordem com frequências “soma”. Este efeito é denominado *springing*.

As forças de onda devidas aos efeitos de *slow drift* e *springing* podem ser avaliadas através da seguinte expressão (CHAKRABARTI, 1990):

$$f_2^{\pm i}(x, t) = \sum_{m=1}^N \sum_{n=1}^N a_m \cdot a_n \cdot \left\{ P^{\pm i}(\omega_m, \omega_n) \cdot \cos[\Theta] + Q^{\pm i}(\omega_m, \omega_n) \cdot \text{sen}[\Theta] \right\} \quad \text{Eq. 2-05}$$

$$\Theta = (\omega_m \pm \omega_n)t - (k_m \pm k_n)x - (\xi_m \pm \xi_n)$$

onde: o sinal (-) faz referência às forças devidas ao efeito “diferença” de frequências,

o sinal (+) refere-se às forças devidas ao efeito “soma” de frequências,

$f_2^{\pm i}(x, t)$ é a intensidade de força associada ao i -ésimo grau de liberdade do corpo flutuante,

a_m e a_n são as amplitudes das ondas discretas do espectro de mar nas frequências ω_m e ω_n , respectivamente,

k_m e k_n são os correspondentes números das ondas,

x é a distância do ponto aonde são avaliadas as funções de transferência quadráticas, $P^{\pm i}(\omega_m, \omega_n)$ e $Q^{\pm i}(\omega_m, \omega_n)$, até o centro de movimentos da plataforma no referencial das ondas, e

ξ_m e ξ_n são as fases aleatórias uniformemente distribuídas entre 0 e 2π .

As funções de transferência quadráticas são obtidas através de análises numéricas do problema de difração/radiação de ondas em corpos flutuantes e o seu cálculo representa um alto custo computacional. Para N componentes de onda são obtidas matrizes de funções de transferência com tamanho $N \times N$ para cada grau de liberdade.

As funções de transferência também podem ser escritas em função de uma amplitude $T_{mn}^{\pm i}$ e de uma fase $\rho_{mn}^{\pm i}$ dadas por:

$$T_{mn}^{\pm i} = \sqrt{\left[P^{\pm i}(\omega_m, \omega_n) \right]^2 + \left[Q^{\pm i}(\omega_m, \omega_n) \right]^2}$$
$$\rho_{mn}^{\pm i} = -\tan^{-1} \left(\frac{Q^{\pm i}(\omega_m, \omega_n)}{P^{\pm i}(\omega_m, \omega_n)} \right) \quad \text{Eq. 2-06}$$

Incluindo as equações (2-06) na equação (2-05), obtém-se:

$$f_2^{\pm i} = \sum_{m=1}^N \sum_{n=1}^N a_m \cdot a_n \cdot \left\{ T_{mn}^{\pm i} \cdot \cos[\Theta - \rho_{mn}^{\pm i}] \right\} \quad \text{Eq. 2-07}$$

2.3.2 Forças de Corrente

Na ausência de movimentos d'água induzidos pelas ondas, a força de arrasto exercida pela corrente marinha sobre um elemento estrutural é proporcional ao quadrado da sua velocidade. A força de arrasto atua na direção da componente da corrente perpendicular ao eixo do membro. A força de arrasto, f_c , por unidade de comprimento do elemento estrutural pode ser avaliada com a expressão (API, 1997):

$$f_c = \frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot C_d \cdot D \cdot \dot{u}_c^2 \quad \text{Eq. 2-08}$$

onde: \dot{u}_c é a velocidade da correnteza marinha e as demais variáveis já foram definidas juntamente com a equação (2-04).

Na situação onde as ondas e a corrente ocorrem simultaneamente, a predição da cinemática das partículas d'água pode ser complexa. O caminho mais simples é a combinação vetorial das parcelas de velocidades das ondas e da corrente. Aplicando-se este critério, *i.e.*, combinando-se as expressões (2-04) e (2-08) as forças hidrodinâmicas devidas à onda e à corrente marinha podem ser obtidas como:

$$f(x, t) = \frac{1}{2} \rho_w C_d D (\dot{u} - \dot{x} + \dot{u}_c) \cdot |\dot{u} - \dot{x} + \dot{u}_c| + \frac{1}{4} \pi \rho_w C_m D^2 \ddot{u} - \frac{1}{4} \pi \rho_w D^2 (C_m - 1) \ddot{x} \quad \text{Eq. 2-09}$$

2.3.3 Forças de Vento

A parte da plataforma acima do nível médio do mar está sujeita às ações do vento devidas à velocidade normal às áreas expostas. A formulação básica para se avaliar as forças dinâmicas do vento é expressa como a força de arrasto por unidade de área projetada sobre o plano normal à velocidade do vento:

$$f_v(z, t) = \frac{1}{2} \rho_a \cdot C_S(z) \cdot A \cdot \left| \dot{u}_a(z) + \dot{u}'_a(z, t) - \dot{x}(z, t) \right| \cdot \left(\dot{u}_a(z) + \dot{u}'_a(z, t) - \dot{x}(z, t) \right) \quad \text{Eq. 2-10}$$

onde:

ρ_a	é a densidade do ar,
$C_S(z)$	é o coeficiente de arrasto na elevação z ,
$\dot{u}_a(z)$	é a velocidade média do vento,
$\dot{u}'_a(z, t)$	é a parcela dinâmica da velocidade do vento e
$\dot{x}(z, t)$	é a velocidade da estrutura na direção considerada.

O perfil para a velocidade média do vento $\dot{u}_a(z)$ na elevação z pode ser aproximado por (API, 1997):

$$\dot{u}_a(z) = \dot{u}_H \left(\frac{z}{H} \right)^{0.125} \quad \text{Eq. 2-11}$$

onde: \dot{u}_H é a velocidade média do vento na elevação de referência $H=10$ m.

A componente dinâmica da velocidade do vento $\dot{u}'_a(z, t)$ pode ser avaliada através da metodologia descrita na seção 2.7 utilizando-se o seguinte espectro de vento proposto pela API (1997):

$$S_{uu}(f) = \sigma(z)^2 \frac{f / f_p}{(1 + 1.5f / f_p)^{5/3}} \quad \text{Eq. 2-12}$$

onde: $S_{uu}(f)$ é a densidade espectral da velocidade do vento na elevação z ,
 f é a frequência em Hz,
 $\sigma(z)$ é o desvio padrão da velocidade do vento e
 f_p é a frequência associada com o pico espectral.

O desvio padrão da velocidade do vento é dado pela seguinte expressão:

$$\sigma(z) = \begin{cases} 0.15 \cdot \dot{u}_a(z) \cdot (z / z_s)^{-0.125} & \text{para } z \leq z_s \\ 0.15 \cdot \dot{u}_a(z) \cdot (z / z_s)^{-0.275} & \text{para } z > z_s \end{cases} \quad \text{Eq. 2-13}$$

onde: $z_s = 20 \text{ m}$ é a espessura da camada superficial do vento.

Medições de campo indicam uma grande dispersão da frequência f_p . A média e o intervalo de variação de f_p são dados como $f_p z / \dot{u}_a(z) = 0.025$ e $0.01 \leq f_p z / \dot{u}_a(z) \leq 0.10$, respectivamente. Na Figura 2-03 apresenta-se o espectro para uma velocidade média $\dot{u}_H = 30.89 \text{ m/s}$, uma elevação $z = 25.2 \text{ m}$ e uma frequência $f_p = 0.05 \cdot \dot{u}_a(z) / z$. Essa velocidade do vento corresponde ao valor máximo observado durante a passagem do furacão Roxanne na Baía de Campeche.

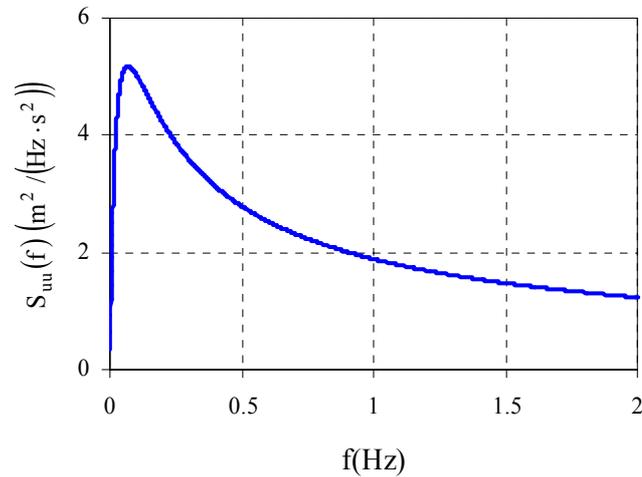


Figura 2-03. Espectro de velocidades de vento API para $\dot{u}_H = 30.89$ m/s e $z = 25.2$ m.

2.4 Processo Ambiental de Curto Prazo

As características ambientais, como as alturas de onda e a velocidade do vento, numa locação específica, constituem processos aleatórios estritamente não estacionários com variações lentas nas suas propriedades estatísticas. Não obstante, os processos ambientais podem ser divididos em distintos períodos de curto prazo, geralmente com uma duração de 3 horas, onde são aproximadamente estacionários (VIDEIRO, 1998). Cada processo ambiental de curto prazo é chamado de estado de mar.

Cada estado de mar de curto prazo é normalmente definido pelos parâmetros de onda, vento, corrente e maré, contidos no vetor \vec{Y} :

$$\bar{Y} = \{H_s, T_p, \theta_o, V_v, \theta_v, V_c, \theta_c, H_m\}^T \quad \text{Eq. 2-14}$$

onde:

H_s	é a altura significativa das ondas,
T_p	é o período pico das ondas,
θ_o	é a direção de incidência das ondas,
V_v	é a velocidade do vento,
θ_v	é a direção do vento,
V_c	é a velocidade da corrente marinha superficial,
θ_c	é a direção da corrente e
H_m	é a altura da maré (maré astronômica, H_{ma} , mais maré devida ao estado de mar, H_{ms}).

As variáveis na expressão (2-14) constituem os dados principais de cada condição ambiental necessários para avaliar os carregamentos dinâmicos nos elementos estruturais de uma estrutura *offshore* qualquer.

2.5 Processo Ambiental de Longo Prazo

Em períodos longos de tempo, os estados de mar apresentam variação e constituem processos não estacionários. Geralmente, para obter as características dos parâmetros ambientais de longo prazo são feitas amostragens durante pelo menos um ano várias vezes por dia. Por exemplo, a medição das alturas de onda é feita

normalmente a cada 3 horas durante um período de 10 a 20 minutos para se produzir um registro não tendencioso (*unbiased*) do comportamento das ondas do mar.

Um processo ambiental de longo prazo é completamente definido pela função densidade de probabilidades (FDP) conjunta dos seus parâmetros, $f_{\vec{y}}(\vec{y})$. Devido ao fato de que essa distribuição conjunta é raramente disponível, a informação estatística de longo prazo é estabelecida através de um conjunto de distribuições condicionadas. Por exemplo, BITNER GREGERSEN e HAVER (1991) propuseram a seguinte função de probabilidades, condicionada à variável de direção $\Theta = \theta_i$, para uma dada locação do Mar do Norte na costa da Noruega:

$$f_{H_s, T_p, V_c, V_v, H_{ms}}(h_s, t_p, v_c, v_v, h_{ms} | \theta_i) = f_{H_s | \Theta}(h_s | \theta_i) \cdot f_{V_c | H_s, \Theta}(v_c | h_s, \theta_i) \cdot f_{V_v | H_s, \Theta}(v_v | h_s, \theta_i) \cdot f_{H_{ms} | H_s, \Theta}(h_{ms} | h_s, \theta_i) \cdot f_{T_p | H_s, \Theta}(t_p | h_s, \theta_i) \quad \text{Eq. 2-15}$$

onde:

- $f_{V_c | H_s, \Theta}(v_c | h_s, \theta_i)$ é a FDP da velocidade de corrente condicionada às alturas significativas de onda,
- $f_{V_v | H_s, \Theta}(v_v | h_s, \theta_i)$ é a FDP da velocidade de vento condicionada às alturas significativas de onda,
- $f_{H_{ms} | H_s, \Theta}(h_{ms} | h_s, \theta_i)$ é a FDP da altura da maré devida ao estado de mar condicionada às alturas significativas de onda,
- $f_{T_p | H_s, \Theta}(t_p | h_s, \theta_i)$ é a FDP dos períodos pico condicionada às alturas significativas de onda, e
- $f_{H_s | \Theta}(h_s | \theta_i)$ é a FDP das alturas significativas das ondas condicionada à direção de incidência do estado de mar $\Theta = \theta_i$.

As funções que definem o estado de mar de longo prazo são obtidas através do ajuste de modelos de probabilidades a tabelas de frequência de ocorrência conjunta dos parâmetros ambientais. A escolha dos modelos é uma função do comportamento estatístico dos dados registrados. Geralmente, as funções de alturas significativas de onda e de velocidades de vento condicionadas às alturas de onda seguem uma distribuição de Weibull, enquanto que a função condicionada dos períodos de onda é aproximada por uma do tipo Lognormal. Detalhes sobre os modelos e o procedimento de ajuste podem ser revistos no trabalho de BITNER GREGERSEN e HAVER (1991).

2.6 Estatística de Eventos Ambientais de Tempestade

A caracterização de longo prazo dos estados de mar nem sempre pode representar adequadamente todos os fenômenos ambientais de uma dada localização. Por exemplo, no Golfo do México, estados de mar extremos são gerados por eventos ambientais excepcionais com baixa taxa anual de ocorrência, tais como furacões e tormentas de inverno. Desta forma, a população dos estados de mar de tempestade pode ser caracterizada também por uma distribuição de probabilidades conjunta dos parâmetros ambientais $f_{\bar{y}}(\bar{y})$, similar à equação (2-15), ajustada a dados referentes a estes eventos ambientais extraordinários.

Neste trabalho assume-se que a falha da estrutura poderá ocorrer durante uma condição ambiental de tempestade e, portanto, a probabilidade de falha será avaliada com base na distribuição de probabilidades $f_{\bar{y}}(\bar{y})$ para tais condições.

A probabilidade de ocorrência de uma tempestade pode ser caracterizada pela distribuição de Poisson (vide por exemplo ANG e TANG, 1975):

$$P(Y = y) = \frac{(v \cdot TA)^y}{y!} e^{-v \cdot TA} \quad \text{Eq. 2-16}$$

onde: $P(Y = y)$ é a função discreta de probabilidades da variável Y (número de ocorrências de tormentas),
 v é a taxa média de ocorrência das tormentas e
 TA é o período de tempo considerado na análise.

Geralmente, as tormentas têm uma duração de várias horas ou até dias e apresentam uma ampla gama de variação dos seus parâmetros ambientais. Neste trabalho, para representar uma tempestade é somente considerado o estado de mar extremo de curto prazo (com três horas de duração) durante uma tempestade. O estado de mar extremo é definido como aquele que apresenta a maior altura significativa de onda (GUENARD, 1984).

Assim, a função $f_{\vec{Y}}(\vec{y})$ utilizada no processo de calibração do critério de projeto dos tendões é composta por NF estados de mar de curto prazo, \vec{Y} (Eq. 2-14), cada um representando um evento ambiental extraordinário (furacão ou tempestade de inverno). No Capítulo 7 é descrita a população mais importante de tormentas que aconteceram no Golfo do México durante o século passado e que formam a base deste trabalho.

2.7 Simulação de Séries Temporais

Na análise dinâmica de uma TLP torna-se necessário o cálculo das forças ambientais no domínio do tempo. As forças hidrodinâmicas são dependentes da elevação da superfície do mar, $\eta(t)$, enquanto as forças aerodinâmicas dependem da velocidade do vento, $\dot{u}'_a(t)$. Os valores da elevação da onda e da velocidade do vento, em cada instante de tempo, podem ser avaliados através do somatório dos componentes harmônicos contidos nas suas respectivas densidades espectrais (itens 2.3.1 e 2.3.3).

Uma realização de $\eta(t)$ ou de $\dot{u}'_a(t)$ é definida por:

$$\zeta(t) = \sum_{i=1}^N A_i \cdot \cos(\omega_i \cdot t + \phi_i) \quad \text{Eq. 2-17}$$

$$A_i = \sqrt{2 \cdot S_{\zeta\zeta}(\omega_i) \cdot \Delta\omega_i}$$

onde: $\zeta(t)$ corresponde à realização de $\eta(t)$ ou de $\dot{u}'_a(t)$,
 N é o número de componentes harmônicos,
 A_i é a amplitude do i -ésimo componente com frequência ω_i ,
 $\Delta\omega_i$ é o intervalo de frequências representado pelo harmônico ω_i e
 ϕ_i é o ângulo de fase aleatória uniformemente distribuído entre 0 e 2π .

Diferentes valores de ϕ_i fornecem diferentes realizações do evento $\zeta(t)$. A expressão (2-17) gera processos Gaussianos estritamente quando $N \rightarrow \infty$ (SHINOZUKA, 1987).

2.8 Comentários

Devido à importância da interação dinâmica entre a plataforma flutuante e os tendões e risers com o aumento na lâmina d'água, neste trabalho é utilizada uma análise acoplada do sistema estrutural de uma TLP. A análise dinâmica é feita no domínio do tempo para incluir as principais não linearidades, tais como: a rigidez geométrica das linhas esbeltas, as forças de onda de segunda ordem (*slow drift* e *springing*) e o termo de arrasto na equação de Morison. No cálculo das ações sobre o casco das TLPs são incluídas as forças geradas pela difração do campo de ondas e pelo efeito viscoso. Para as linhas esbeltas é utilizado o modelo de Morison para o cálculo das forças hidrodinâmicas. No Capítulo 7, as análises de difração do casco de flutuação são feitas com o programa WADAM[®] (MARINTEK-DNV, 2002) e as análises acopladas das TLPs com o programa DeepC[®] (MARINTEK-DNV, 2002).

A caracterização estatística do ambiente oceânico, utilizada para a análise dinâmica das TLPs, é baseada numa série de tempestades (furacões e tormentas de inverno) que aconteceram durante o século passado no Golfo do México. De cada tormenta, o estado de mar mais intenso é identificado como aquele com a maior altura significativa de onda. Desta forma, cada estado de mar extraordinário de curto prazo é definido pela maior altura significativa de onda durante todo o período de duração da tormenta juntamente com os demais parâmetros de vento, corrente e maré, associados a este estado de mar.

3.1 Introdução

Um critério de projeto estrutural pode ser visto como uma ferramenta de predição no sentido de que o engenheiro, tendo seguido os requerimentos do código, espera que a estrutura resultante tenha suficiente segurança e ofereça um comportamento adequado durante sua vida útil (MELCHERS, 2000). No caso das estruturas marítimas, por exemplo, as recomendações de projeto como a API-RP-2A (API, 2000) para plataformas fixas, a API-RP-2T (API, 1997) para plataformas de pernas atirantadas do tipo TLP ou a DNV-OS-F201 (DNV, 2001) para *risers* metálicos, representam um consenso da indústria, baseado na teoria e na prática (experiência), que uma vez estabelecido num documento deverá ser considerado pelos projetistas nas suas atividades do dia a dia.

Os códigos de projeto têm sido modificados numa maneira quase Bayesiana (STAHL, 1985). Este fato é notável quando se observa o decréscimo nos fatores de segurança, por exemplo em vigas de aço, que aconteceu nas décadas passadas. Estes decréscimos refletem a baixa ocorrência de falha desses componentes. De maneira similar, o acréscimo nos fatores sísmicos refletem o dano ocorrido durante alguns tremores.

A diferença principal entre a evolução Bayesiana dos critérios de projeto e a orientação atual baseada em confiabilidade é a formulação de todos os componentes do problema de decisão de segurança como parte de um abrangente escopo de trabalho. Estes componentes incluem vários tipos de cargas como as de peso próprio, as de

operação e as ambientais, as análises de incertezas, as propriedades dos materiais, os modelos de análise estrutural e as conseqüências de falha, entre outros. A finalidade é o tratamento coerente de todas as incertezas para se gerar um critério de projeto com níveis aceitáveis de confiabilidade.

Neste capítulo são revistos os dois principais formatos de projeto estrutural, a dizer, o critério baseado em tensões admissíveis WSD (do inglês *Working Stress Design*) e o critério baseado em fatores parciais de segurança de carga e resistência LRFD (do inglês *Load and Resistance Factor Design*), fazendo-se referência às indicações para o sistema de ancoragem das TLPs. Também, são revistas várias formulações de fatores de utilização (IR) que refletem a capacidade de resistência de elementos estruturais cilíndricos de aço sob a ação conjunta de tração, flexão e pressão hidrostática externa.

3.2 Critérios de Projeto

A análise e projeto de uma TLP e os seus subsistemas associados requerem o estabelecimento de uma série de casos de projeto. Na definição de um caso de projeto é necessária a seleção dos seguintes parâmetros (API, 1997): fase de projeto (construção, transporte, instalação ou operação), condição do sistema, condições ambientais e critério de segurança. A Tabela 3-01 mostra as recomendações da API (1997) para a combinação desses parâmetros na definição dos casos de projeto. Nesta tabela, o critério de segurança é dividido em A, B e C. A categoria A faz referência a condições do dia a dia, a categoria B a condições de projeto com ocorrência rara e a categoria C ao projeto da estrutura contra a falha por fadiga.

Tabela 3-01. Casos de Projeto de uma TLP (API, 1997).

Caso de Projeto	Fase de Projeto	Condição do Sistema	Condição Ambiental	Critério de Segurança
1	Construção	Vários Estados	-	A
2	Carregamento na Barcaça	Intacta	Calma	A
3	Montagem do Casco/Convés	Intacta	Montagem	B
4	Transporte até a Locação	Intacta/Avariada	Navegação	B
5	Instalação	Intacta	Instalação	A
6	Na Locação	Intacta	Normal	A
7	Na Locação	Intacta	Extrema	B
8	Na Locação	Avariada	Extrema Reduzida	B
9	Na Locação	Tendão Removido	Normal	A
10	Na Locação	Tendão Removido	Extrema Reduzida	B
11	Na Locação	Intacta	Sísmica	B
12	Na Locação	Intacta	Fadiga	C

Este trabalho tem como alvo a análise dos tendões de uma TLP no seu local de operação, na condição intacta, sob condições ambientais de tempestade. Para esta condição de projeto, os tendões de uma TLP devem ser dimensionados de forma que a probabilidade de que suas respostas extremas excedam a capacidade resistente dos mesmos seja menor que um valor alvo.

Existem diversas maneiras, umas mais simples outras mais complexas, para se caracterizar a resposta extrema de uma estrutura no mar. Na Figura 3-01 são apresentadas as diferentes aproximações indicadas pela API (1997) para se avaliar as respostas extremas de projeto. Os percursos alternativos mostrados nessa figura são similares no sentido de que todos incluem dois componentes: 1) a análise da resposta sob a condição ambiental e 2) a análise probabilística dos extremos. As diferenças correspondem na ordem na qual essas operações são desenvolvidas e na quantidade de cálculo investida. A direção A corresponde à análise probabilística, a direção B à análise semi-probabilística enquanto a direção C faz referência à análise determinística.

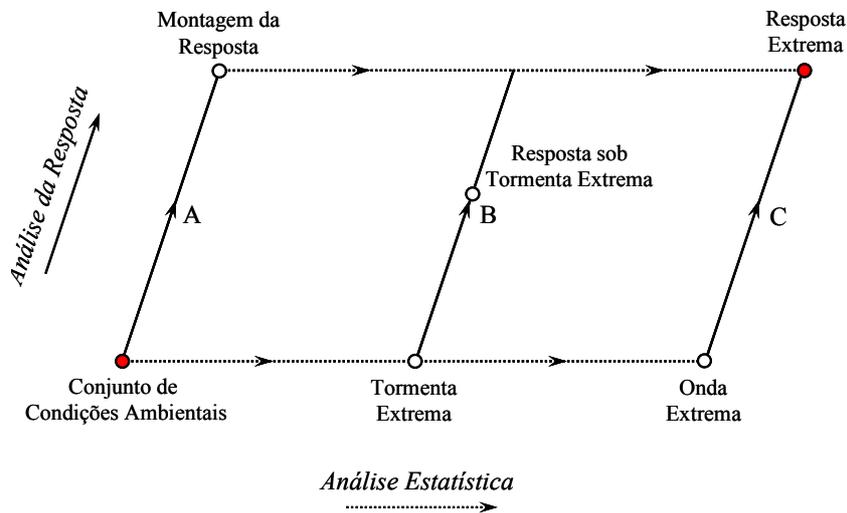


Figura 3-01. Percursos para se obter a resposta extrema de projeto (API, 1997).

A metodologia determinística envolve como primeiro passo a análise estatística das condições ambientais. Nesta fase é identificado um evento extremo (onda determinística e correspondentes parâmetros de vento e corrente) que se espera produza a resposta mais severa. O segundo passo é o cálculo da resposta da estrutura sob essa condição ambiental extrema. Uma análise probabilística completa envolve o cálculo da resposta da estrutura para todas as condições ambientais possíveis de acontecer no local. Então, um tratamento estatístico dessas respostas é efetuado para se chegar aos seus valores extremos. A análise semi-probabilística é uma aproximação intermediária entre a determinística e a probabilística. Esta metodologia envolve uma análise estatística dos dados ambientais para identificar um estado de mar (de curto prazo) extremo. A resposta de curto prazo da estrutura é determinada para esta condição de carregamento e com ela é avaliado seu valor extremo. Maior detalhe destas metodologias pode ser obtido na API-RP-2T (API, 1997).

O critério de projeto desenvolvido neste trabalho segue a direção A apresentada na Figura 3-01 considerando um conjunto de estados de mar de tempestade (furacões e tormentas de inverno).

3.2.1 Filosofia de Projeto baseada em Tensões Admissíveis

Os métodos mais antigos de projeto de estruturas *offshore* estão baseados no critério das tensões admissíveis (WSD). Neste formato, a soma dos esforços máximos de projeto devido às cargas aplicadas é restrita a ser igual à resistência nominal do elemento estrutural dividida por um fator global de segurança, isto é,

$$\frac{R}{FS} = E_{CP} + E_{CA} + \dots \quad \text{Eq. 3-01}$$

onde: R é a resistência nominal do componente estrutural,
E_{CP} é o efeito devido às cargas permanentes,
E_{CA} é o efeito devido às cargas ambientais e
FS é o fator de segurança.

Esta aproximação tende a contradições óbvias. Por exemplo, as cargas ambientais têm naturalmente maiores incertezas que as cargas permanentes, e todas elas são cobertas por somente um fator de segurança.

A API-RP-2T (API, 1997) contém uma série de recomendações para o projeto de TLPs no formato WSD. Para o caso dos tendões, é estabelecido que devem ser analisados quanto à tensão máxima admissível, ao colapso hidrostático, à tração efetiva mínima e quanto a sua vida à fadiga. A seguir são estabelecidas as formulações básicas para a primeira verificação. Maiores detalhes sobre a verificação dos tendões através do critério API podem ser encontrados em ALVES (1996). Estas recomendações de projeto serão aplicadas no dimensionamento inicial dos tendões de três TLPs (vide Capítulo 7) utilizadas na calibração do critério de projeto alvo deste trabalho.

As recomendações de projeto API-RP-2T estabelecem as seguintes tensões admissíveis para as tensões máximas de Von Mises na seção mais carregada do tendão:

- Critério de Segurança A (vide Tabela 3-01)

$$\begin{aligned}\sigma_p &= \min[0.6F_y, 0.5F_u] && \text{Tensões na Seção Líquida} \\ \sigma_s &= \min[0.9F_y, 0.7F_u] && \text{Tensões de Flexão Locais}\end{aligned}\tag{Eq. 3-02}$$

- Critério de segurança B (vide Tabela 3-01)

$$\begin{aligned}\sigma_p &= \min[0.8F_y, 0.6F_u] && \text{Tensões na Seção Líquida} \\ \sigma_s &= \min[1.2F_y, 0.9F_u] && \text{Tensões de Flexão Locais}\end{aligned}\tag{Eq. 3-03}$$

onde: F_y é a tensão de escoamento e
 F_u é a tensão de resistência última do material do tendão.

A tensão de Von Mises pode ser avaliada com a seguinte expressão:

$$\sigma_{eq} = \sqrt{(f_T + f_B)^2 + f_H^2 + (f_T + f_B) \cdot f_H} \quad \text{Eq. 3-04}$$

$$f_T = \frac{F}{A_s}, \quad f_B = \frac{M}{W}, \quad f_H = \frac{\gamma_a \cdot h_{sv} \cdot D}{2t_0}$$

onde:

- σ_{eq} é a tensão equivalente de Von Mises,
- f_T é a tensão axial devida à força de tração F ,
- A_s é a área da seção transversal do tendão,
- f_B é a tensão de flexão devida ao momento M ,
- W é o módulo resistente da seção transversal do tendão,
- f_H é a tensão de compressão devida à pressão hidrostática,
- γ_a é o peso específico d'água de mar,
- h_{sv} é a profundidade da seção que está sendo verificada,
- D é o diâmetro do tendão e
- t_0 é a espessura do tendão.

Os seguintes componentes devem ser considerados na determinação da tração máxima, $F_{m\acute{a}x}$, no tendão:

- Trações Quasi-Estáticas
 - T_0 .- Pré-tração no nível médio do mar.
 - T_m .- Força devida à variação da maré e à deriva (*offset*) média da unidade.
 - T_1 .- Força devida ao lastro, à variação dos pesos e erros de instalação.

T_f .- Tração devida ao erro no posicionamento da fundação.

T_{vc} .- Força devida ao momento de tombamento pelas forças de vento e corrente.

T_s .- Tração causada pelo assentamento (*setdown*) da TLP.

- Trações induzidas pelas ondas

T_w .- Variação dinâmica da tração devida às forças de onda e aos movimentos da TLP em torno do passeio médio (incluindo-se o efeito *slow drift*).

T_r .- Forças devidas à vibração nas frequências naturais de *heave*, *pitch* e *roll* (efeito de *springing*).

- Trações devidas a efeitos individuais nos tendões

T_{cg} .- Força induzida pela diferença na distribuição das cargas entre os tendões devido a erro no posicionamento do C.G. da plataforma e tolerâncias iniciais.

T_v .- Tração devida à formação de vórtices ao redor dos tendões.

A tração $F_{m\acute{a}x}$ pode ser avaliada através da superposição linear das forças descritas anteriormente,

$$F_{m\acute{a}x} = T_0 + T_m + T_l + T_{vc} + T_s + T_w + T_f + T_r + T_{cg} + T_v . \quad \text{Eq. 3-05}$$

O valor de $F_{m\acute{a}x}$ corresponde à tração máxima esperada durante o período de recorrência de projeto e deve ser avaliado a partir de uma análise estatística dos componentes da expressão (3-05).

De forma semelhante à tração máxima, a tração mínima no tendão menos carregado da TLP pode ser determinada através da superposição linear da pré-tração e das forças devidas às cargas ambientais:

$$F_{\min} = T_0 - (T_m + T_l + T_{vc} - T_s + T_w + T_f + T_r + T_{cg}). \quad \text{Eq. 3-06}$$

Embora a forma da equação (3-06) seja similar à (Eq. 3-05), os valores dos componentes podem ser diferentes. Por exemplo, os termos positivos de deriva e maré serão diferentes dos termos negativos, e a tração mínima está associada ao mínimo mais do que ao máximo passeio da TLP na condição ambiental considerada.

Um outro método alternativo às fórmulas de superposição (Eq. 3-05) e (Eq. 3-06) é fazer uma análise dinâmica da TLP considerando as forças das ondas, de primeira e segunda ordem, as forças de corrente, as forças do vento, e depois desenvolver uma análise estatística da resposta para obter a tração máxima do tendão mais carregado e a tração mínima do tendão menos solicitado. Esta metodologia é recomendada pela API se as capacidades de análise dinâmica são disponíveis.

Para efetuar a análise aleatória dos valores máximos extremos dos tendões da TLP, no Capítulo 7 se efetuará uma análise dinâmica acoplada do sistema flutuante-*risers*-tendões submetido às condições de tempestade típicas na Baía de Campeche, México. Nos esforços resultantes da análise estrutural se incluirão as mudanças de tração nos tendões devidas aos efeitos quasi-estáticos descritos a seguir (ALVES, 1996):

a) Tração nos tendões devida à variação da maré:

$$T_m = \frac{\delta_m}{\frac{1}{K_h} + \frac{1}{K_v}} \quad \text{Eq. 3-07}$$

$$K_h = \frac{\gamma_a \cdot A_c}{n} \quad , \quad K_v = \frac{E \cdot A_s}{L}$$

onde: T_m é a tração nos tendões devida à variação da maré δ_m (valor positivo para aumento e valor negativo para redução de tração),
 K_h é a constante de restauração hidrostática associada a cada tendão de uma dada coluna da TLP,
 K_v é a constante de rigidez axial de um tendão,
 A_c é a área da base de cada coluna da TLP,
 n é o número de tendões por coluna e
 L é o comprimento do tendão. As outras variáveis já foram definidas nas expressões (3-04).

b) Tração nos tendões devida à pressão hidrostática no topo do tendão:

$$T_p = \gamma_a \cdot h_{tt} \cdot A_{tt} \quad \text{Eq. 3-08}$$

onde: T_p é a tração devida à pressão hidrostática no topo do tendão,
 h_{tt} é a distância do topo do tendão até a superfície d'água e

A_{tt} é a área do topo do tendão.

Os valores máximo e mínimo de T_p são obtidos considerando respectivamente os valores máximo e mínimo de h_{tt} . No primeiro caso, $h_{tt,máx}$ é calculado quando a crista da onda está passando, enquanto no segundo, $h_{tt,mín}$ é calculado considerando que o cavado da onda está passando.

c) Tração nos tendões devida ao posicionamento do C.G. da plataforma fora do seu centro geométrico:

$$T_{cg} = C_{T_{cg}} \cdot K_v \cdot d \quad \text{Eq. 3-09}$$

onde: T_{cg} é a tração no tendão mais afastado do centro da plataforma,
 $C_{T_{cg}}$ é uma constante que depende da capacidade de restauração ao tombamento da TLP e
 d é a distância do C.G. ao centro do tendão.

A constante $C_{T_{cg}}$ foi calculada para as TLPs com 2 e 3 tendões por coluna, descritas no Capítulo 7, considerando que o C.G. das plataformas estão afastados 1 m do seu centro geométrico na direção diagonal, gerando-se um momento de tombamento que é equilibrado pelas forças nos tendões e pela restauração hidrostática do casco de flutuação. Para a TLP com 12 tendões resulta $C_{T_{cg}}=0.001255$ e para a TLP com 8 tendões $C_{T_{cg}}=0.001118$.

c) Tração nos tendões devida ao erro no posicionamento da fundação:

$$T_f = \frac{\delta_z}{\frac{1}{K_h} + \frac{1}{K_v}}$$

$$\delta_z = + \frac{X_{er} \cdot X_{lat}}{L} \quad \text{para aumento de tração e}$$

Eq. 3-10

$$\delta_z = - \frac{(X_{er})^2}{L} \quad \text{para redução de tração}$$

onde: T_f é a tração nos tendões devida à inclinação da plataforma por efeito do erro no posicionamento da fundação X_{er} (geralmente é considerado $X_{er} = 1.0 \text{ m}$) e

X_{lat} é o passeio lateral (*offset*) máximo da TLP.

3.2.2 Filosofia de Projeto baseada em Fatores Parciais de Segurança

A filosofia de projeto baseada em Estados Limites (ELs) pode ser utilizada para se fornecer uma base teórica para o projeto de sistemas estruturais seguros e funcionais, incluindo-se as incertezas e variações das variáveis básicas que afetam o projeto (HUANG e BAI, 2001). Cada elemento estrutural, assim quanto a estrutura, deve ser

projetado visando atingir segurança com relação a certos ELs. Estes Estados Limites são classificados em:

- Estado Limite de Serviço (ELS);
- Estado Limite Último (ELU);
- Estado Limite de Colapso Progressivo (ELCP) e
- Estado Limite de Fadiga (ELF).

A confiabilidade estrutural tem sido utilizada para a calibração de critérios de projeto baseados em fatores parciais de segurança de carga e resistência (LRFD) para estruturas *offshore*, vide por exemplo API (1993), DNV (2001) e VIDEIRO *et al.* (2002). Em geral, estes critérios estabelecem fórmulas de interação (fatores de utilização) para se avaliar o ELU dos componentes estruturais.

O formato básico do critério LRFD pode ser escrito como,

$$\alpha_R R = \gamma_{CP} E_{CP} + \gamma_{CA} E_{CA} + \dots \quad \text{Eq. 3-11}$$

onde:

α_R	é o fator parcial de segurança associado à resistência do elemento estrutural,
γ_{CP}	é o fator parcial de segurança aplicado ao efeito das cargas permanentes e
γ_{CA}	é o fator parcial de segurança aplicado ao efeito das cargas ambientais.

Os demais parâmetros guardam a mesma definição que na equação (3-01). Geralmente, os fatores parciais de segurança aplicados à resistência são menores que 1.0 e os fatores aplicados às cargas são maiores que 1.0.

Na verificação de um elemento estrutural existem mais de uma combinação de cargas utilizada no lado direito da expressão (3-11), por exemplo: peso próprio, peso próprio mais onda, vento e correnteza, e peso próprio mais sismo, entre outros. Neste aspecto, o critério LRFD é similar ao critério WSD. Por outro lado, ao invés de utilizar somente um fator de segurança como na filosofia WSD, o LRFD considera diferentes fatores parciais de segurança tanto para as resistências quanto para os efeitos das cargas.

Até a presente data, pelo conhecimento do autor, nenhum código ou norma de projeto específico para dimensionamento dos componentes estruturais de uma TLP está disponível no formato LRFD. Alguns dos esforços nessa direção são os trabalhos de FAULKNER *et al.* (1983), MATHINSEN *et al.* (1994) e BANON *et al.* (1994). Os primeiros dois trabalhos propõem critérios de projeto baseados em confiabilidade para a estrutura do casco de flutuação de TLPs, enquanto o terceiro apresenta resultados parciais das equações de projeto global (passeio máximo, trações máxima e mínima nos tendões e *Air-Gap*) que estão sendo calibradas para TLPs. Mais recentemente, a Det Norske Veritas disponibilizou para a indústria as recomendações de projeto DNV-OS-F201 (DNV, 2001) para risers rígidos metálicos sob carregamentos dinâmicos. Devido à semelhança entre risers e tendões, tanto em geometria quanto em tipos de carregamentos, esse último código é utilizado a seguir para exemplificar um critério de projeto do tipo LRFD.

A norma DNV-OS-F201 estabelece que os elementos cilíndricos sujeitos à ação conjunta de flexão, a tração efetiva e a pressão externa (maior do que pressão interna), devem ser verificados utilizando a seguinte equação:

$$(\gamma_{sc} \cdot \gamma_m)^2 \cdot \left\{ \left[\frac{|M_d|}{M_k} + \left(\frac{T_{ed}}{T_k} \right)^2 \right]^2 + \left[\frac{p_e - p_{\min}}{p_C(t_0)} \right]^2 \right\} \leq 1.0 \quad \text{Eq. 3-12}$$

$$M_k = F_y \cdot \alpha_c \cdot (D - t_0)^2 \cdot t_0 \quad , \quad T_k = F_y \cdot \alpha_c \cdot \pi \cdot (D - t_0) \cdot t_0$$

onde:

- γ_{sc} é o fator parcial associado à classe de segurança,
- γ_m é o fator parcial de segurança associado à resistência do material,
- M_d é o momento fletor de projeto,
- T_{ed} é a tração efetiva de projeto,
- M_k é o momento plástico da seção,
- T_k é a capacidade axial da seção,
- α_c é um fator para levar em conta a relação diâmetro/ espessura do tubo e o endurecimento do material (*strain hardening*),
- p_e é a pressão externa atuante na seção,
- p_{\min} é a pressão interna mínima de trabalho e
- $p_C(t_0)$ é a pressão externa de flambagem local da seção.

Os valores dos fatores γ_{sc} e γ_m são dados nas Tabelas 3-02 e 3-03, respectivamente. O valor de $p_C(t_0)$ é obtido resolvendo-se a seguinte equação cúbica:

$$(p_C(t_0) - p_{el}(t_0)) \left[(p_C(t_0))^2 - (p_p(t_0))^2 \right] = p_C(t_0) p_{el}(t_0) p_p(t_0) \cdot \delta_0 \frac{D}{t_0} \quad \text{Eq. 3-13}$$

$$p_{el}(t_0) = \frac{2 \cdot E \cdot (t_0 / D)^3}{1 - \nu^2} \quad , \quad p_p(t_0) = 2 \cdot \frac{t_0}{D} \cdot F_y \cdot \alpha_{fab}$$

onde: $p_{el}(t_0)$ é a pressão de colapso elástico,
 $p_p(t_0)$ é a pressão de colapso plástico,
 E é o módulo de elasticidade,
 ν é o coeficiente de Poisson,
 F_y é a tensão de escoamento do material,
 D é o diâmetro nominal,
 δ_0 é a ovalização inicial (*initial ovality*) da seção transversal do tubo e
 α_{fab} é um parâmetro para levar em conta no projeto o processo de fabricação do elemento estrutural.

Tabela 3-02. Fator parcial de segurança γ_{sc} (DNV, 2001).

Classe de Segurança		
Baixa	Média	Alta
1.04	1.14	1.26

Tabela 3-03. Fator parcial de segurança γ_m (DNV, 2001).

Estado Limite	
Último e Acidental	Operacional e Fadiga
1.15	1.0

Na equação (3-12) os valores de projeto da tração efetiva e do momento de flexão são definidos por

$$T_{ed} = \gamma_F \cdot T_{eF} + \gamma_E \cdot T_{eE}$$

Eq. 3-14

$$M_d = \gamma_F \cdot M_F + \gamma_E \cdot M_E$$

onde:

- γ_F é o fator parcial de segurança associado aos efeitos das cargas funcionais ou permanentes (vide Tabela 3-04),
- γ_E é o fator parcial de segurança associado aos efeitos das cargas ambientais (vide Tabela 3-04),
- T_{eF} e M_F são os esforços devidos às cargas funcionais e ao posicionamento nominal da unidade flutuante e
- T_{eE} e M_E são os esforços devidos às ações ambientais.

Tabela 3-04. Fatores parciais de segurança γ_F e γ_E (DNV, 2001).

Estado Limite	Tipo de Carga	
	Funcional	Ambiental
	γ_F	γ_E
Último	1.1	1.3
Operacional	1.0	1.0
Fadiga	1.0	1.0

3.3 Formulações de Fatores de Utilização para Tendões

A análise de confiabilidade e o critério de projeto do sistema de tendões de plataformas TLPs, que constituem o alvo deste trabalho, estão baseados no ELU dos tendões representado através de um fator de utilização (IR) dinâmico que leva em conta os esforços de tração e flexão e a pressão hidrostática externa.

MOAN *et al.* (1994) analisaram diversas formulações de resistência disponíveis para tubos cilíndricos com dimensões similares a aquelas de tendões de TLPs e propuseram um novo fator de utilização que leva em conta a ação conjunta de tração, flexão e pressão externa. Dentro das equações de verificação analisadas foram incluídas: a *API-Bulleting-5C3* (API, 1989), a *API-RP-2A-LRFD-Draft* (API, 1989), o código BSI para tubulações submarinas (BSI, 1990), a norma DNV para tubulações submarinas (DNV, 1982), o código NPD para estruturas metálicas (NPD, 1990), a Batelle (JOHNS e McCONNELL, 1984), a proposta pela Universidade Técnica da Dinamarca (JENSEN e PEDERSEN, 1985), a Shell (MURPHEY e LANGNER, 1985), a *Nippon Steel* (TAMANO *et al.*, 1983) e a TNO (WINTER *et al.*, 1985). As resistências previstas pelas equações de verificação foram comparadas com dados experimentais e resultados numéricos de análises com elementos finitos, denominadas como resistências verdadeiras. Os resultados da análise estatística das incertezas da relação (valor verdadeiro)/(valor previsto) feita no trabalho de MOAN *et al.* (1994) são apresentados na Tabela 3-05 para os casos isolados de pressão e flexão.

Os resultados na Tabela 3-05 mostram que no caso de pressão a API-5C3, a API-RP-2A-LRFD e a NPD fornecem valores de resistência a favor da segurança e as demais formulações apresentam resistências superiores às verdadeiras, porém estas normas mostram os maiores índices de dispersão. As equações que mostram maior

aproximação à unidade (valores previstos muito próximos aos verdadeiros) são as propostas por API-RP-2A-LRFD, Shell, Batelle, Universidade da Dinamarca, NPD e MOAN *et al.* Já para o caso de flexão, unicamente a BSI e a NPD fornecem valores de resistência menores que os verdadeiros (a favor da segurança) e a fórmula de verificação proposta por MOAN *et al.* apresenta a melhor precisão.

Tabela 3-05. Incertezas das equações de resistência (MOAN *et al.*, 1994).

Equação de Resistência	Pressão		Flexão	
	Média	CoV	Média	CoV
API-5C3	1.129	0.168	----	----
API-RP-2A-LRFD (<i>Draft</i>)	1.051	0.163	0.886	0.074
Batelle	0.964	0.137	0.935	0.130
BSI	0.938	0.124	1.117	0.063
DNV	0.862	0.145	0.941	0.067
<i>Nippon Steel</i>	0.769	0.155	----	----
NPD	1.025	0.153	1.158	0.070
Shell	0.976	0.141	0.976	0.118
TNO	0.876	0.120	0.819	0.122
Universidade da Dinamarca	0.956	0.137	0.909	0.111
MOAN <i>et al.</i>	0.960	0.137	0.998	0.073

Para os casos de carga mais complexos, como tração axial e flexão longitudinal sob diferentes níveis de pressão externa, MOAN *et al.* mostraram que para pressões baixas há uma interação linear entre tração e flexão e que todas as formulações, exceto a proposta pela Shell, apresentam uma boa correlação. Quando a pressão aumenta e a tração é alta, há um desvio importante da linha reta e todas as equações apresentam resultados contra a segurança. Os valores de resistência previstos mais próximos aos “reais” são obtidos pelo fator de utilização de MOAN *et al.*

Com a finalidade de identificar a formulação que será utilizada ao longo do presente trabalho para a calibração do critério de projeto dos tendões de TLPs, a seguir

são revistas três equações de fator de utilização para elementos estruturais cilíndricos submetidos à ação conjunta de tração, flexão e pressão externa. As formulações analisadas são:

- i) IR da última versão da API-RP-2A-LRFD (1993),
- ii) IR proposto por MOAN *et al.* (1994), e
- iii) IR da DNV-OS-F201 (DNV, 2001), já descrito anteriormente no item 3.2.2.

A API-RP-2A-LRFD (API, 1993) estabelece que os elementos estruturais cilíndricos sob tensões de tração longitudinais, devidas à tração axial e flexão, e tensões de compressão radiais devidas à pressão hidrostática, devem satisfazer o seguinte fator de utilização:

$$A^2 + B^{2\eta} + 2\nu |A|B \leq 1.0$$

Eq. 3-15

$$A = \frac{f_T + f_B - 0.5f_H}{\phi_T F_y}, \quad B = \frac{f_H}{\phi_H F_{HC}}, \quad \eta = 5 - \frac{4F_{HC}}{F_y}$$

onde: ν é o coeficiente de Poisson do material,
 f_T é a tensão de tração axial devida às cargas fatoradas,
 f_B é a tensão de flexão devida às cargas fatoradas,
 f_H é a tensão circunferencial devida à pressão hidrostática externa,
 $\phi_T = 0.95$ é o fator parcial de segurança associado à resistência a tração,
 $\phi_H = 0.80$ é o fator parcial de segurança associado à resistência ao colapso hidrostático do elemento estrutural,

F_y é a tensão de escoamento do material e
 F_{HC} é a tensão nominal resistente ao colapso hidrostático.

É importante salientar que o fator de utilização na expressão (3-15) é válido para tubulações com uma espessura $t_0 \geq 6$ mm, uma relação $D/t_0 < 300$ e para tensões de escoamento do material menores que 414 MPa.

MOAN *et al.* (1994) propuseram um fator de utilização que usa uma capacidade de tração dada pela tensão de escoamento do material, uma capacidade para pressão externa segundo a aproximação de Timoshenko e uma capacidade a flexão determinada através do ajuste com dados experimentais. A equação de verificação é expressa como:

$$\left[\frac{f_T}{F_{TC}} + \frac{f_B}{F_{BC}} \right]^k + \frac{p}{p_C} \leq 1.0 \quad \text{Eq. 3-16}$$

$$F_{TC} = F_y,$$

$$F_{BC} = F_y \cdot \left[\frac{4}{\pi} \left(1 + \frac{t_0}{D} \right) - 0.006 \cdot \frac{D}{t_0} \right], \quad \text{Eq. 3-17}$$

$$\kappa = \kappa_a \cdot \frac{f_T / F_{TC}}{f_T / F_{TC} + (f_B / F_{BC})^{1.7}} + \kappa_b \cdot \frac{(f_B / F_{BC})^{1.7}}{f_T / F_{TC} + (f_B / F_{BC})^{1.7}},$$

$$\kappa_a = 2 + 0.023 \cdot \frac{D}{t_0} \quad \text{e} \quad \kappa_b = 1 + 300 \cdot \frac{t_0}{D}$$

onde: f_T é a tensão atuante de tração,
 f_B é a tensão atuante de flexão,
 p é a pressão externa atuante,
 F_{TC} é a tensão resistente à tração,
 F_{BC} é a tensão resistente à flexão e
 p_C é a pressão de colapso hidrostático do elemento estrutural.

A pressão de colapso hidrostático é dada pela seguinte equação:

$$(p_C - p_{el}) \cdot (p_C - p_p) = p_C \cdot p_{el} \cdot \left(3\delta_0 \frac{D}{t_0} \right). \quad \text{Eq. 3-18}$$

A pressão de colapso elástico p_{el} e a pressão de colapso plástico p_p da seção são definidas nas equações (3-13) sem incluir o parâmetro α_{fab} . Todas as outras variáveis têm as mesmas definições apresentadas anteriormente.

A seguir, devido à carência de resultados experimentais de elementos estruturais submetidos conjuntamente a tração, flexão e pressão externa, os IRs recomendados pela API-RP-2A-LRFD, pela DNV-OS-F201 e por MOAN *et al.* são comparados na análise de um único elemento estrutural em diferentes condições de carregamento. Os dados experimentais foram obtidos do trabalho de MOAN *et al.* (1994).

Na Figura 3-02 são apresentadas envoltórias de resistências últimas para combinações de tração e flexão, considerando diferentes níveis de pressão externa, para um elemento cilíndrico com uma relação $D/t_0 = 26$, uma ovalização inicial da seção transversal $\delta_0 = 0.5\%$, uma tensão de escoamento do material $F_y = 514$ MPa e um

coeficiente de Poisson $\nu = 0.3$. Para esta comparação, todos os fatores parciais de segurança nos IRs foram considerados como sendo iguais a 1.0. Nas Figuras 3-02 (a), (b), (c) e (d) são mostradas as envoltórias das relações f_B / F_y no eixo horizontal e f_T / F_y no eixo vertical, para valores de $p / p_p = 0, 0.2, 0.3$ e 0.4 , respectivamente.

Os resultados apresentados na Figura 3-02 mostram que, em geral, o IR proposto por MOAN *et al.* prevê combinações de resistências últimas mais próximas às dos dados experimentais e a formulação da DNV-OS-F201 fornece combinações de tensões superiores, valores contra a segurança. Para o caso da ação conjunta de tração e flexão com baixa pressão externa, as três formulações apresentam pouca dispersão com relação aos dados experimentais. É importante observar que neste caso a equação proposta pela DNV-OS-F201 apresenta valores levemente superiores à unidade no eixo vertical devido à inclusão do fator α_c no cálculo das capacidades axial e a flexão da seção do elemento estrutural (vide equações 3-12). Para os casos de níveis maiores de pressão externa e tensões de tração altas, a API-RP-2A-LRFD e a DNV-OS-F201 fornecem valores de resistência mais afastados dos dados experimentais do que a formulação de MOAN *et al.*

As dispersões apresentadas no exemplo de comparação pelas formulações do IR da API-RP-2A-LRFD e da DNV-OS-F201 podem ser um resultado das características geométricas e dos materiais dos âmbitos de aplicação para os quais elas foram desenvolvidas, a primeira para elementos estruturais de jaquetas e a segunda para *risers*. Devido a estes fatos, ao longo do processo de calibração do critério de projeto, a resposta dos tendões será caracterizada pelo IR proposto por MOAN *et al.* (1994).

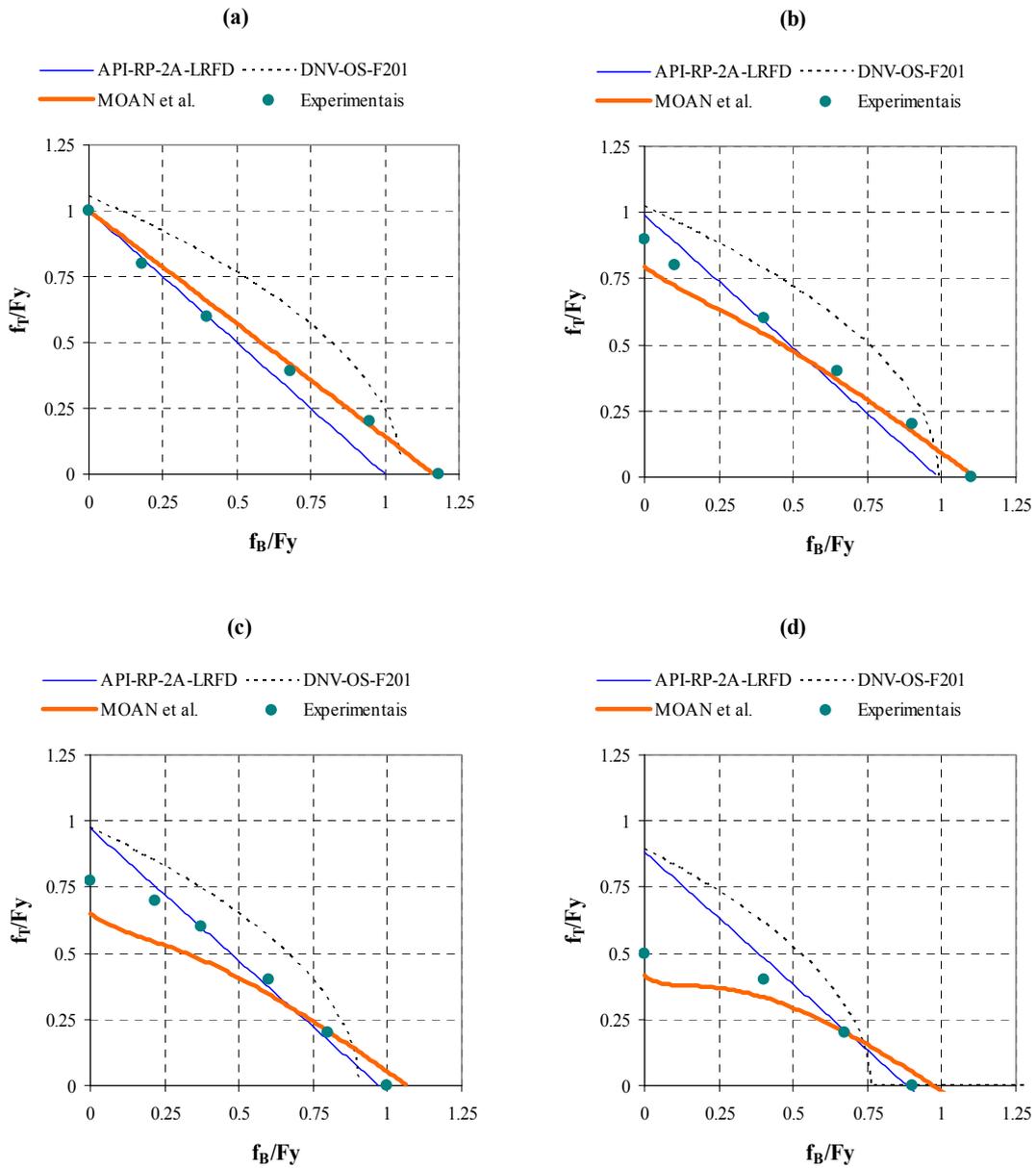


Figura 3-02. Envoltórias de resistências últimas de tração e flexão para diferentes níveis de pressão externa: (a) $p/p_p = 0.0$, (b) $p/p_p = 0.2$, (c) $p/p_p = 0.3$ e (d) $p/p_p = 0.4$.

3.4 Comentários

Neste capítulo foram revistos os formatos básicos dos critérios WSD e LRFD para projeto estrutural. A filosofia WSD considera um fator de segurança global enquanto o LRFD utiliza vários fatores parciais de segurança de acordo com a incerteza das variáveis de projeto. O critério de projeto para tendões, para as condições ambientais das águas mexicanas, desenvolvido nos Capítulos 6 e 7 será do tipo LRFD com seus fatores parciais de segurança calibrados através da análise de confiabilidade.

No processo de calibração do critério de projeto, a resposta dos tendões será representada através de um fator de utilização (IR) que leva em conta a ação conjunta de tração, flexão e pressão externa. Das diversas formulações existentes na literatura, neste trabalho será utilizado o IR proposto por MOAN *et al.* (1994) devido ao mesmo apresentar uma melhor aproximação entre os valores calculados e os observados em ensaios experimentais.

4.1 Introdução

Devido à variação temporal randômica das ações ambientais, as incertezas nas propriedades de resistência dos elementos estruturais, e outras, qualquer parâmetro de resposta de uma estrutura marinha constitui-se num processo aleatório. Neste trabalho o parâmetro de resposta de interesse é o fator de utilização (IR) dos tendões da TLP que leva em conta a interação dinâmica dos efeitos das cargas (força axial, momentos de flexão e pressão hidrostática) e os parâmetros de resistência estrutural.

A análise de confiabilidade e o critério de projeto dos tendões da TLP investigados neste trabalho estão baseados nos valores extremos do seu fator de utilização condicionados à ocorrência de um evento ambiental extraordinário. As distribuições dos valores máximos e dos extremos do IR de curto prazo (estado de mar de 3-h) são obtidas em função dos parâmetros estatísticos de uma realização da resposta através do método dos momentos. Neste capítulo são revistas diversas funções de probabilidades disponíveis na literatura e usualmente utilizadas na análise aleatória de estruturas *offshore*. Estas funções incluem os modelos de Rayleigh, de Weibull, de Hermite, de Gumbel e de Poisson. Os modelos probabilísticos serão ajustados a realizações de valores máximos e extremos do IR do tendão mais carregado durante uma tempestade para se identificar a distribuição que melhor represente o comportamento dos valores observados. Inicialmente, são definidos os conceitos básicos dos processos e das variáveis aleatórias utilizadas no cálculo dos parâmetros associados com as distribuições de probabilidades da resposta.

4.2 Processos Aleatórios

Um processo aleatório é uma família de variáveis randômicas que por sua vez são funções de um ou vários parâmetros, conforme Figura 4-01. Por exemplo, $IR(t)$ é o processo aleatório do fator de utilização do tendão sendo uma função do tempo t , $IR(t, \vec{Y})$ é dependente do tempo e dos parâmetros ambientais contidos no vetor \vec{Y} e $IR(t, \vec{Y}, \vec{X}, \vec{z})$ depende adicionalmente das variáveis aleatórias \vec{X} e dos parâmetros estruturais determinísticos \vec{z} . O processo $IR(t)$ é composto por suas realizações $ir(t)$. Assim, uma realização $ir(t, \vec{Y} = \vec{y} \mid \vec{X} = \vec{x}, \vec{z})$ do processo $IR(t, \vec{Y} = \vec{y} \mid \vec{X} = \vec{x}, \vec{z})$ é obtida através de uma análise dinâmica da TLP para um estado de mar de curto prazo condicionada às propriedades estruturais dos tendões.

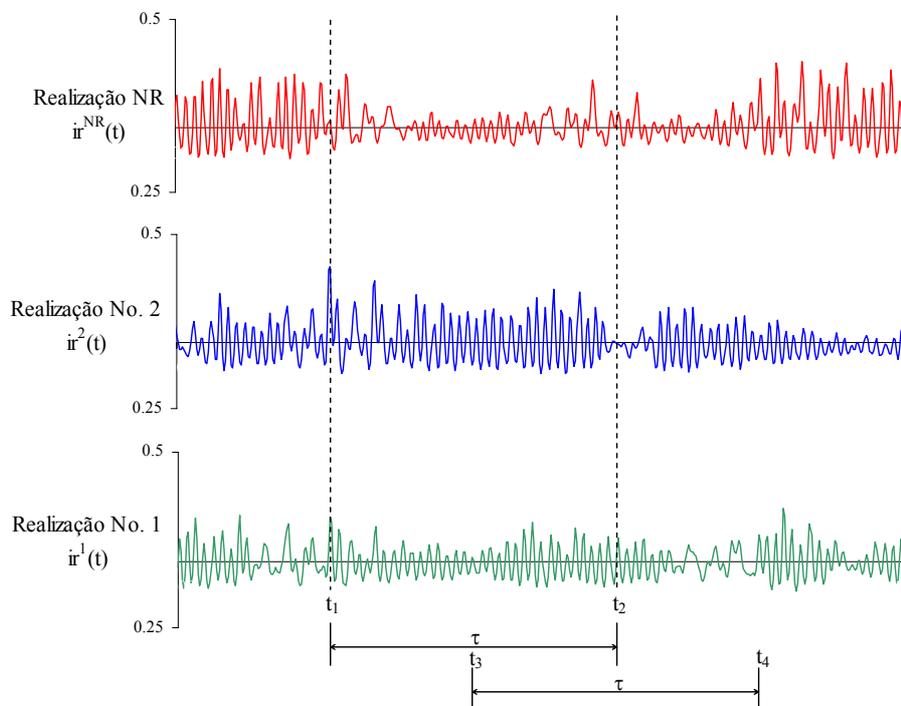


Figura 4-01. Realizações do processo aleatório $IR(t)$.

Um processo aleatório se diz estacionário se suas propriedades estatísticas são independentes do tempo para as distribuições de probabilidades de primeira ordem e dependentes somente da diferença de tempo (τ) para as distribuições de ordem superior (NEWLAND, 1984). Isto significa que a média, a variância e os coeficientes de *skewness* e *kurtosis*, não têm mudança ao longo do processo:

$$E[IR(t_1)] = \sum_{i=1}^{NR} \frac{ir(t_1^i)}{NR} = E[IR(t_2)] = \sum_{i=1}^{NR} \frac{ir(t_2^i)}{NR} = \dots = \mu_{IR} \quad \text{Eq. 4-01}$$

$$\sigma_{IR}^2(t_1) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_1^i) - \mu_{IR})^2}{NR} = \sigma_{IR}^2(t_2) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_2^i) - \mu_{IR})^2}{NR} = \dots = \sigma_{IR}^2 \quad \text{Eq. 4-02}$$

$$\varsigma_{IR}(t_1) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_1^i) - \mu_{IR})^3}{NR \cdot \sigma_{IR}^3} = \varsigma_{IR}(t_2) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_2^i) - \mu_{IR})^3}{NR \cdot \sigma_{IR}^3} = \dots = \varsigma_{IR} \quad \text{Eq. 4-03}$$

$$\kappa_{IR}(t_1) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_1^i) - \mu_{IR})^4}{NR \cdot \sigma_{IR}^4} = \kappa_{IR}(t_2) = \sum_{i=1}^{NR} \frac{(ir(t_2^i) - \mu_{IR})^4}{NR \cdot \sigma_{IR}^4} = \dots = \kappa_{IR} \quad \text{Eq. 4-04}$$

$$COV(IR(t_1), IR(t_2)) = COV(IR(t_3), IR(t_4)) = \dots = COV(IR(t), IR(t + \tau)) \quad \text{Eq. 4-05}$$

onde: N_R é o número de realizações do processo aleatório $IR(t)$,
 $E[IR(t)]$ é o valor esperado do processo $IR(t)$,
 σ_{IR}^2 é a variância do processo $IR(t)$,
 ζ_{IR} é o coeficiente de *skewness* do processo $IR(t)$,
 κ_{IR} é o coeficiente de *kurtosis* do processo $IR(t)$ e
 $COV(IR(t), IR(t + \tau))$ é a covariância do processo aleatório $IR(t)$.

Os processos aleatórios de interesse para o projeto das estruturas marinhas, como por exemplo as alturas de onda, as velocidades do vento ou as velocidades de corrente, não são expressamente estacionários (VIDEIRO, 1998). As ações ambientais apresentam variações nos seus parâmetros estatísticos em períodos longos de tempo. Uma prática comum é dividir as suas séries temporais em períodos de poucas horas e considerar cada um deles como processos estacionários. Como já dito anteriormente, estes eventos ambientais de curto prazo são denominados estados de mar. Além disto, assume-se que os processos são ergódigos, *i.e.*, os seus parâmetros estatísticos calculados ao longo de uma realização são iguais aos valores calculados ao longo de várias realizações (NEWLAND, 1984). Desta forma uma única realização do processo é suficiente para descrever os seus parâmetros estatísticos, como descrito a seguir.

Realizações do processo aleatório $IR(t)$ podem ser geradas como uma seqüência de N valores discretos de $ir(t)$ nos tempos $t = t_1, t = t_2, \dots, t = t_N$, separados por um intervalo de tempo Δt . A seqüência $ir_i = ir(t_i)$, para $i = 1, 2, \dots, N$, é chamada de realização discreta ou série temporal discreta. O valor médio, a variância, e os coeficientes de *skewness* e *kurtosis* de uma série temporal podem ser calculados com as seguintes expressões:

$$m_{IR} = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N ir_i \quad \text{Eq. 4-06}$$

$$v_{IR}^2 = \frac{1}{N-1} \cdot \sum_{i=1}^N (ir_i - m_{IR})^2 \quad \text{Eq. 4-07}$$

$$s_{IR} = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N \left(\frac{ir_i - m_{IR}}{v_{IR}} \right)^3 \quad \text{Eq. 4-08}$$

$$k_{IR} = \frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N \left(\frac{ir_i - m_{IR}}{v_{IR}} \right)^4 \quad \text{Eq. 4-09}$$

onde: N é o número total de valores discretos na série temporal,
 m_{IR} é a média da realização do processo aleatório $IR(t)$,
 v_{IR}^2 é a variância da realização do $IR(t)$,
 s_{IR} é o coeficiente de *skewness* da realização do $IR(t)$ e
 k_{IR} é o coeficiente de *kurtosis* da realização do $IR(t)$.

Com o aumento do número de valores discretos, *i.e.*, com o aumento da duração da série temporal, obtém-se uma melhor precisão para os parâmetros estatísticos.

O desvio padrão dp_{IR} e o coeficiente de variação CoV_{IR} são medidas da dispersão da série temporal com relação a seu valor médio. O primeiro parâmetro é calculado como a raiz quadrada da variância e o segundo como o quociente entre o desvio padrão e a média:

$$dp_{IR} = \sqrt{v_{IR}} \quad \text{Eq. 4-10}$$

$$CoV_{IR} = \frac{dp_{IR}}{m_{IR}} \quad \text{Eq. 4-11}$$

A distribuição de probabilidades de um processo aleatório ergódico pode ser caracterizada ajustando-se uma função à amostra dos valores observados de sua realização, *i.e.*, trata-se esta amostra como uma realização de uma variável aleatória.

4.3 Variáveis Aleatórias

Uma variável aleatória IR é caracterizada por sua Função Densidade de Probabilidades (FDP) $f_{IR}(ir)$ e sua Função Cumulativa de Probabilidades (FCP) $F_{IR}(ir) = \Pr[IR \leq ir]$. O valor ir é considerado um valor específico da variável randômica IR . A função $f_{IR}(ir)$ está diretamente relacionada com a frequência de ocorrência da variável IR ao longo de uma seqüência de realizações ir . $F_{IR}(ir)$ indica a

probabilidade da variável IR assumir valores menores ou iguais a ir . Por exemplo, a FDP de uma variável aleatória que segue uma distribuição Normal é definida como:

$$f_{IR}(ir) = \frac{1}{\sigma_{IR} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{ir - \mu_{IR}}{\sigma_{IR}} \right)^2 \right] \quad \text{Eq. 4-12}$$

onde: μ_{IR} é a média da variável aleatória IR e
 σ_{IR} é o desvio padrão da variável aleatória IR.

Os parâmetros μ_{IR} e σ_{IR} são definidos nas expressões (4-15) e (4-16). A FCP é calculada através da seguinte expressão:

$$F_{IR}(ir) = \int_{-\infty}^{ir} f_{IR}(ir) dir \quad \text{Eq. 4-13}$$

No caso de variáveis aleatórias discretas, *i.e.*, variáveis que somente podem assumir determinados valores específicos, a representação probabilística é feita através de uma função discreta de probabilidades $p(y) = \Pr(Y = y)$. A função discreta de probabilidades do número de ocorrências num intervalo de tempo t de um fenômeno que segue as hipóteses de Poisson, *i.e.*, os eventos são independentes no tempo e entre si mesmos, é dada por (ANG e TANG, 1975):

$$p(y) = \Pr(Y = y) = \frac{(\nu \cdot t)^y}{y!} e^{-\nu \cdot t} \quad \text{Eq. 4-14}$$

onde: ν é a taxa média de ocorrência da variável Y .

Para as variáveis randômicas contínuas, o valor médio (também chamado de valor esperado) μ_{IR} , a variância Var_{IR} e os coeficientes de *skewness* ς_{IR} e *kurtosis* κ_{IR} são definidos a partir das suas funções densidade de probabilidades como:

$$\mu_{IR} = E(IR) = \int_{-\infty}^{\infty} ir \cdot f_{IR}(ir) dir \quad \text{Eq. 4-15}$$

$$\text{Var}_{IR} = \sigma_{IR}^2 = E[(IR - \mu_{IR})^2] = \int_{-\infty}^{\infty} (ir - \mu_{IR})^2 \cdot f_{IR}(ir) dir \quad \text{Eq. 4-16}$$

$$\varsigma_{IR} = \frac{1}{\sigma_{IR}^3} E[(IR - \mu_{IR})^3] = \frac{1}{\sigma_{IR}^3} \int_{-\infty}^{\infty} (ir - \mu_{IR})^3 \cdot f_{IR}(ir) dir \quad \text{Eq. 4-17}$$

$$\kappa_{IR} = \frac{1}{\sigma_{IR}^4} E[(IR - \mu_{IR})^4] = \frac{1}{\sigma_{IR}^4} \int_{-\infty}^{\infty} (ir - \mu_{IR})^4 \cdot f_{IR}(ir) dir \quad \text{Eq. 4-18}$$

A média é um indicador central dos dados de uma amostra. A variância e o desvio padrão, σ , medem o grau de dispersão dos dados com relação à média. O coeficiente de *skewness* indica a falta de simetria da função densidade de probabilidades com relação à média. O coeficiente de *skewness* de uma função simétrica é zero. O coeficiente de *kurtosis* é uma medida da suavidade da função densidade de probabilidades. Uma distribuição de Gauss tem um coeficiente de *kurtosis* igual a 3. A média é chamada de primeiro momento da função de probabilidades, a variância de segundo e os numeradores dos coeficientes de *skewness* e *kurtosis* de terceiro e quarto momentos, respectivamente.

4.4 Múltiplas Variáveis Aleatórias

Os conceitos de uma variável aleatória e a sua distribuição de probabilidades podem ser estendidos para duas ou mais variáveis. Por exemplo, se Y_1 e Y_2 são duas variáveis aleatórias contidas no vetor \bar{Y} de parâmetros ambientais, a sua distribuição de probabilidades é descrita através da FDP conjunta:

$$f_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2) = \Pr(y_1 < Y_1 \leq y_1 + dy_1, y_2 < Y_2 \leq y_2 + dy_2) \quad \text{Eq. 4-19}$$

Então, a FCP conjunta é obtida como:

$$F_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2) = \int_{-\infty}^{y_1} \int_{-\infty}^{y_2} f_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2) dy_1 dy_2 \quad \text{Eq. 4-20}$$

A função densidade de probabilidades de Y_1 condicionada à situação onde $Y_2 = y_2$ é dada por:

$$f_{Y_1|Y_2}(y_1|y_2) = \frac{f_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2)}{f_{Y_2}(y_2)}. \quad \text{Eq. 4-21}$$

Se Y_1 e Y_2 são estatisticamente independentes $f_{Y_1|Y_2}(y_1|y_2) = f_{Y_1}(y_1)$ e

Eq. 4-22

$$f_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2) = f_{Y_1}(y_1) \cdot f_{Y_2}(y_2).$$

Uma medida do grau de inter-relação (linear) entre as duas variáveis é expressa através do coeficiente de correlação ρ_{Y_1, Y_2} :

$$\rho_{Y_1, Y_2} = \frac{\text{COV}(Y_1, Y_2)}{\sigma_{Y_1} \cdot \sigma_{Y_2}} \quad -1.0 \leq \rho_{Y_1, Y_2} \leq 1.0$$

Eq. 4-23

$$\text{COV}(Y_1, Y_2) = E[Y_1 Y_2] - E[Y_1] \cdot E[Y_2] \quad ,$$

$$E[Y_1 Y_2] = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} y_1 \cdot y_2 \cdot f_{Y_1, Y_2}(y_1, y_2) dy_1 dy_2$$

onde $COV(Y_1, Y_2)$ é chamada de covariância entre as duas variáveis. Se as variáveis são estatisticamente independentes a sua covariância é igual a 0.

4.5 Distribuição de Valores Máximos Observados da Resposta de Curto Prazo

Cada realização de curto prazo do fator de utilização $ir(t)$ apresenta uma série de valores máximos (picos) e uma série de valores mínimos (cavados), como mostra a Figura 4-02. Devido a que o trabalho tem como alvo a calibração de um critério de projeto para o Estado Limite Último dos tendões, no que segue se fará referência somente aos valores máximos da resposta estrutural.

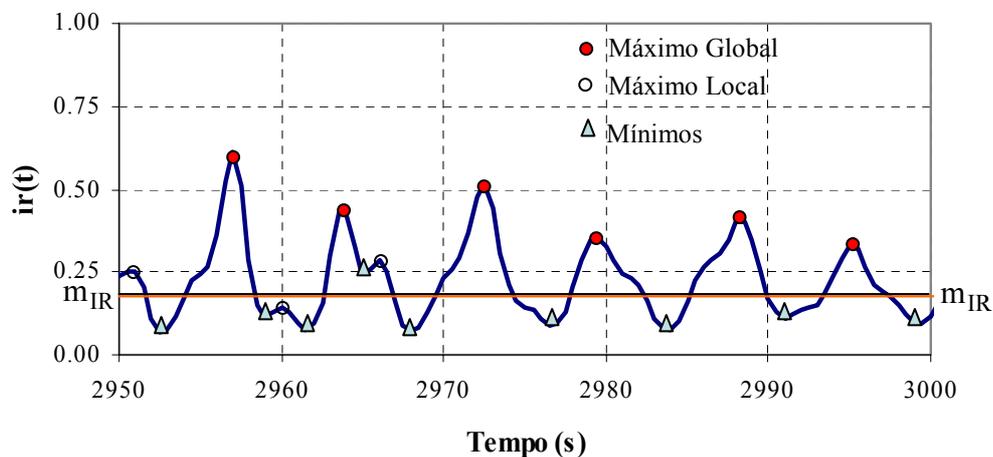


Figura 4-02. Máximos locais e globais de uma série temporal $ir(t)$ com média m_{IR} .

Um processo de banda estreita apresenta um único máximo para cada cruzamento ascendente do seu nível médio (NEWLAND, 1984). Um processo de banda larga pode ter vários máximos entre dois cruzamentos ascendentes consecutivos, o maior desses valores é denominado como máximo global e os demais como de máximos locais (vide Figura 4-02). Como é bem conhecido, um processo de banda estreita é um processo aleatório com uma densidade espectral concentrada numa faixa pequena de frequências, enquanto um processo de banda larga tem um espectro espalhado sobre uma ampla faixa de frequências. O parâmetro ε é uma medida da largura de banda de um processo aleatório (CHAKRABARTI, 1990):

$$\varepsilon = \sqrt{1 - \frac{T_m^2}{T_Z^2}}; \quad 0 \leq \varepsilon \leq 1 \quad \text{Eq. 4-24}$$

onde: ε é o parâmetro de largura de banda do processo aleatório (0-banda estreita, 1-banda larga),
 T_m é o período médio entre máximos consecutivos e
 T_Z é o período médio de cruzamentos ascendentes de zero.

T_Z e T_m podem ser avaliados com as seguintes expressões:

$$T_Z \approx \frac{T}{N_{mg}} \quad \text{Eq. 4-25}$$

$$T_m \approx \frac{T}{N_{\text{máx}}} \quad \text{Eq. 4-26}$$

onde: T é o tempo total da realização,
 N_{mg} é o número de máximos globais (número de cruzamentos ascendentes) e
 $N_{\text{máx}}$ é o número total de máximos (locais e globais) da série.

Identificando-se e ordenando-se os valores máximos de uma realização de $IR(t)$ de forma ascendente $ir_{m,1} < ir_{m,2} < \dots < ir_{m,N_{\text{máx}}}$, a FCP de valores máximos individuais e independentes pode ser aproximada por:

$$\hat{F}_{IR_{\text{máx}}}(ir_{m,i}) = \frac{i}{N_{\text{máx}} + 1} \quad \text{Eq. 4-27}$$

onde: $\hat{F}_{IR_{\text{máx}}}(ir_{m,i})$ é a função cumulativa dos máximos observados da realização $ir(t)$.

Na Figura 4-03 são apresentadas as funções cumulativas de probabilidades dos valores máximos observados de uma realização do fator de utilização $IR(t, \vec{Y} = \vec{y} \mid \vec{X} = \vec{x}, \vec{z})$ da seção na base do tendão mais carregado de uma TLP dimensionada para operar na Baía de Campeche, México, numa lâmina d'água de 1000 m. O vetor de parâmetros ambientais $\vec{Y} = \vec{y}$ corresponde ao estado de mar de curto prazo com a maior altura significativa de onda do furacão Roxanne que aconteceu no

ano 1995 no Golfo do México, o vetor $\vec{X} = \bar{x}$ contém as médias das variáveis aleatórias independentes do tempo (vide Tabela 7-09) e o vetor \vec{z} as características geométricas do tendão e outros parâmetros considerados como determinísticos na análise. Detalhes sobre o modelo estrutural e os parâmetros ambientais são dados no Capítulo 7 deste trabalho. É utilizada a formulação do IR proposta por MOAN *et al.* (1994) (vide item 3.3).

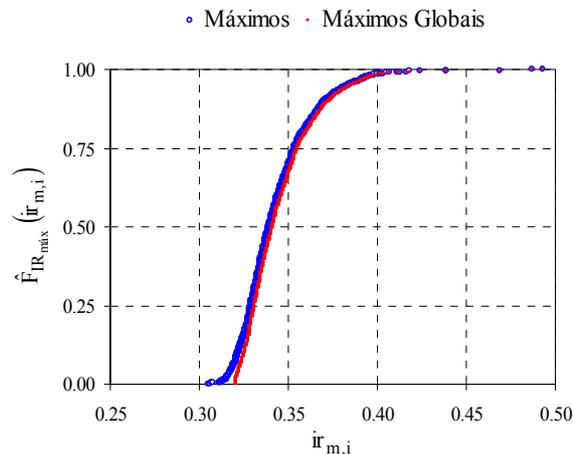


Figura 4-03. FCPs dos valores máximos observados de uma realização do processo

$$IR(t, \vec{Y} = \vec{y} \mid \vec{X} = \bar{x}, \vec{z}).$$

Da série temporal $ir(t, \vec{Y} = \vec{y} \mid \vec{X} = \bar{x}, \vec{z})$ com 7000 pontos (correspondentes a 3500 s de análise estrutural com um intervalo de tempo de 0.5 s) foram identificados um total de 1200 máximos e 1080 máximos globais. Os parâmetros estatísticos da série temporal e das amostras de valores máximos e de máximos globais são apresentados na Tabela 4-01. O período médio dos máximos, o período médio dos cruzamentos

ascendentes do nível médio do fator de utilização e o parâmetro de largura de banda são, respectivamente: $T_m = 2.92\text{ s}$, $T_Z = 3.24\text{ s}$ e $\varepsilon = 0.44$.

Tabela 4-01. Parâmetros estatísticos do $ir(t, \bar{Y} = \bar{y} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z})$.

Parâmetro	ir()	Amostra	
		Máximos de ir()	Máximos Globais de ir()
Tamanho da Amostra	7000	1200	1080
Média	0.344	0.372	0.375
Desvio Padrão	0.0248	0.0251	0.02454
Coeficiente de <i>Skewness</i>	1.224	1.648	1.815
Coeficiente de <i>Kurtosis</i>	6.547	8.584	9.277
Valor Máximo	0.549	0.549	0.549

Na Figura 4-02 podem ser observadas diferenças entre os inícios das distribuições dos valores máximos e dos valores máximos globais. Isto se deve ao fato de que a segunda amostra contém somente os valores maiores em cada cruzamento ascendente do nível médio do fator de utilização.

4.6 Ajuste de Funções à Distribuição de Valores Máximos da Resposta de Curto Prazo

Nesta seção são revistos os modelos de Rayleigh, de Weibull e de Hermite para a sua aplicação na distribuição de valores máximos do fator de utilização dos tendões. Estas funções serão ajustadas através do Método dos Momentos utilizando-se os valores estimados dos parâmetros estatísticos (média, variância, *skewness* e *Kurtosis*) das amostras de máximos das realizações $ir(t)$ de curto prazo dos tendões.

4.6.1 Modelo de Rayleigh

Como foi observado por LONGUET-HIGGINS (1952), a distribuição dos valores máximos globais de um processo aleatório Gaussiano com banda estreita tende para uma distribuição de Rayleigh. A função cumulativa de probabilidades de Rayleigh é definida pela seguinte equação:

$$F_{IR_{\text{máx}}}(ir) = 1.0 - \exp\left[-\frac{1}{2} \cdot \left(\frac{ir - u_r}{\alpha_r}\right)^2\right] \quad \text{para } ir \geq u_r \quad \text{Eq. 4-28}$$

onde: u_r é o parâmetro de locação da distribuição e
 α_r é o parâmetro de escala.

A média e o desvio padrão da distribuição são dados por:

$$\mu_{IR_{\text{máx}}} = u_r + \alpha_r \sqrt{\frac{\pi}{2}} \quad \text{Eq. 4-29}$$

$$\sigma_{IR_{\text{máx}}} = \alpha_r \sqrt{\frac{4 - \pi}{2}} \quad \text{Eq. 4-30}$$

Os parâmetros u_r e α_r para ajustar a distribuição de Rayleigh aos valores observados são obtidos utilizando-se nas expressões (4-29) e (4-30) os valores estimados da média e do desvio padrão, respectivamente, da amostra de valores máximos da realização $ir(t)$.

4.6.2 Modelo de Weibull

A distribuição de probabilidades de Weibull é o modelo mais simples usado para representar processos não-Gaussianos. A distribuição de Weibull com três parâmetros é definida como:

$$F_{IR_{\text{máx}}}(ir) = 1.0 - \exp\left[-\left(\frac{ir - u_w}{\alpha_w}\right)^{\lambda_w}\right] \quad \text{para } ir \geq u_w \quad \text{Eq. 4-31}$$

onde:

- u_w é o parâmetro de locação,
- α_w é o parâmetro de escala e
- λ_w é o parâmetro de forma da distribuição.

A média, o desvio padrão e os coeficientes de *skewness* e *kurtosis* da distribuição são definidos respectivamente como (BURY,1975):

$$\mu_{IR_{\text{máx}}} = u_w + \alpha_w \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right), \quad \text{Eq. 4-32}$$

$$\sigma_{IR_{\text{máx}}} = \alpha_w \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)}, \quad \text{Eq. 4-33}$$

$$\zeta_{IR_{\text{máx}}} = \frac{\Gamma\left(1 + \frac{3}{\lambda_w}\right) - 3\Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) + 2\Gamma^3\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\right]^{\frac{3}{2}}}, \quad \text{Eq. 4-34}$$

$$\kappa_{IR_{\text{máx}}} = \frac{\Gamma\left(1 + \frac{4}{\lambda_w}\right) - 4\Gamma\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{3}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\right]^2} + \quad \text{Eq. 4-35}$$

$$\frac{6\Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - 3\Gamma^4\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)}{\left[\Gamma\left(1 + \frac{2}{\lambda_w}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{\lambda_w}\right)\right]^2}$$

onde: $\Gamma(\)$ é a função Gamma.

Como pode ser visto nas equações (4-32) a (4-35) todos os parâmetros estatísticos da distribuição estão relacionados através do fator de forma λ_w . Então, o primeiro passo para ajustar o modelo de Weibull aos valores máximos observados é o cálculo de λ_w usando o valor estimado do coeficiente de *skewness* na (Eq. 4-34) ou o valor estimado do coeficiente de *kurtosis* na (Eq. 4-35). Devido ao fato de que a incerteza nos parâmetros estatísticos aumenta com a ordem dos momentos (PASSANO, 1994), neste trabalho é utilizado o coeficiente de *skewness* da amostra de valores

máximos para calcular o parâmetro de forma. Uma vez conhecido λ_w , os parâmetros de locação u_w e de escala α_w são determinados com as expressões (4-32) e (4-33) utilizando a média e o desvio padrão da amostra $ir_{m\acute{a}x}(t)$, respectivamente.

A distribuição de Weibull tem como fronteira inferior o parâmetro de locação, u_w , enquanto que uma amostra de máximos de uma simulação não tem limite algum pré-definido. FARNES (1990) aponta que utilizando-se séries de máximos globais obtém-se uma classe com mais valores que podem ser previstos pelo modelo de Weibull.

4.6.3 Modelo de Hermite

WINTERSTEIN (1988) desenvolveu uma aproximação para a distribuição de probabilidades de processos não-Gaussianos baseada em séries de Hermite de um processo aleatório normal padrão. O modelo de Hermite é expresso como:

$$F_{IR}(ir) = \Phi[\mathfrak{H}(ir)] \quad \text{Eq. 4-36}$$

onde: $\Phi[.]$ é a FCP normal padrão e
 $\mathfrak{H}(ir)$ é uma variável normal padrão relacionada ao processo $IR(t)$ através de uma transformação polinomial de Hermite.

O modelo é formado por duas partes, para coeficientes de *kurtosis* inferiores a 3, $\kappa_{IR} < 3$, e para coeficientes de *kurtosis* superiores a 3, $\kappa_{IR} > 3$. Para cada caso $\vartheta(ir)$ é calculada com as seguintes equações:

para $\kappa_{IR} < 3$

$$\vartheta(ir) = ir_0 - c_3(ir_0^2 - 1) - c_4(ir_0^3 - 3ir_0)$$

Eq. 4-37

para $\kappa_{IR} > 3$

$$\vartheta(ir) = \left[\sqrt{\xi^2(ir_0) + q} + \xi(ir_0) \right]^{\frac{1}{3}} - \left[\sqrt{\xi^2(ir_0) + q} - \xi(ir_0) \right]^{\frac{1}{3}} - a$$

Eq. 4-38

onde

$$ir_0 = \frac{ir - \mu_{IR}}{\sigma_{IR} \cdot \psi}, \quad \xi(ir_0) = 1.5b(a + ir_0) - a^3,$$

Eq. 4-39

$$a = \frac{c_3}{3c_4}, \quad b = \frac{1}{3c_4} \quad e \quad q = (b - 1 - a^2)^3$$

Os coeficientes ψ , dados na Tabela 4-02, dependem dos momentos de Hermite h_3 e h_4 que podem ser avaliados através dos coeficientes de *skewness* (ζ_{IR}) e *kurtosis* (κ_{IR}) de todo o processo $IR(t)$:

$$h_3 = \frac{\zeta_{IR}}{6} \quad e \quad h_4 = \frac{\kappa_{IR} - 3}{24}$$

Eq. 4-40

Tabela 4-02. Coeficientes das séries de Hermite (WINTERSTEIN, 1988).

<i>Kurtosis</i>	c_3	c_4	Ψ
$\kappa_{IR} < 3$	$\frac{h_3}{1 + 6c_4}$	$\frac{\sqrt{1 + 36h_4} - 1}{18}$	$\frac{1}{\sqrt{1 + 2c_3^2 + 6c_4^2}}$
$\kappa_{IR} > 3$	$\frac{h_3}{1 + 24c_4}$	$h_4 - 27h_2^2$	$\frac{1}{\sqrt{1 + 10c_3^2 + 42c_4^2}}$

A distribuição de valores máximos de IR(t) para o caso de $\kappa_{IR} > 3$ pode ser calculada com a seguinte expressão (SØDAHL, 1991):

$$F_{IR_{\max}}(ir) = 1.0 - \sqrt{1 - \varepsilon^2} \cdot \Phi\left(\frac{\sqrt{1 - \varepsilon^2} \cdot \mathcal{G}(ir)}{\varepsilon}\right) \cdot \exp\left(-\frac{\mathcal{G}(ir)^2}{2}\right) - \Phi\left(-\frac{\mathcal{G}(ir)}{\varepsilon}\right) \quad \text{Eq. 4-41}$$

onde: ε é o parâmetro de largura de banda do processo IR(t).

Para ajustar o modelo de Hermite aos dados observados, os coeficientes de *skewness* e *kurtosis* da realização ir(t) são utilizados nas equações (4-40) para avaliar os momentos de Hermite, e os valores da média e do desvio padrão nas expressões (4-37) ou (4-38) para obter a variável normal padrão $\mathcal{G}(ir)$.

Na Figura 4-04 são apresentadas as caudas (*tails*) das distribuições cumulativas de probabilidades de Rayleigh, de Weibull e de Hermite ajustadas à amostra de valores máximos globais da realização do fator de utilização IR(t, $\bar{Y} = \bar{y} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}$) descrita no

item 4.5. Nessa figura pode ser visto que o modelo de Weibull segue de uma maneira mais próxima os dados observados.

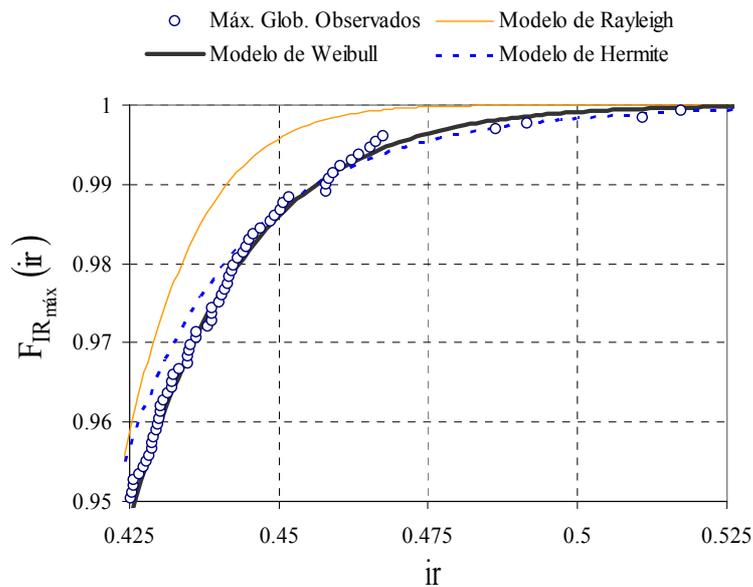


Figura 4-04. FCPs ajustadas a valores máximos globais de uma realização do IR(t).

4.7 Distribuição de Valores Extremos da Resposta de Curto Prazo

Como foi discutido no item anterior, cada realização do fator de utilização IR(t) tem um conjunto de valores máximos. O maior de todos estes valores máximos é chamado de valor extremo. O valor extremo de cada realização é diferente e, portanto, se constitui numa variável aleatória com uma distribuição de probabilidades própria. O valor extremo de uma amostra de máximos de tamanho n é definido como:

$$IR_{\text{ext}} = \text{máx} \left[IR_{\text{máx}}^1, IR_{\text{máx}}^2, \dots, IR_{\text{máx}}^n \right]. \quad \text{Eq. 4-42}$$

Assumindo-se que os n valores coletados de $IR_{\text{máx}}^i$ são independentes e identicamente distribuídos, a função cumulativa de valores extremos resulta pode ser expressa como:

$$F_{IR_{\text{ext}}}(\text{ir}) = \left[F_{IR_{\text{máx}}}(\text{ir}) \right]^n \quad \text{Eq. 4-43}$$

onde: $F_{IR_{\text{ext}}}(\text{ir})$ é a FCP de valores extremos de $IR(t)$ e

$F_{IR_{\text{máx}}}(\text{ir})$ é a FCP de valores máximos (distribuição parente).

A equação (4-43) é conhecida como Estatística de Ordem (vide por exemplo ANG e TANG, 1984). Devido a que a amostra de máximos globais contem um único valor entre dois cruzamentos ascendentes consecutivos, estas séries satisfazem ainda mais do que as amostras com todos os máximos a condição de independência estatística entre os valores observados.

As distribuições de probabilidades de valores extremos tendem a funções assintóticas quando n tende para infinito. A forma da distribuição assintótica depende basicamente do comportamento da extremidade direita (*tail*) da distribuição de valores máximos. Esses modelos de valores extremos são classificados como do Tipo I, II e III (vide BURY, 1975). Por exemplo, quando a distribuição de máximos é uma Weibull a distribuição de extremos converge para uma função do Tipo I.

A forma assintótica do Tipo I, também conhecida como a distribuição de Gumbel, é definida como:

$$F_{\text{IR}_{\text{ext}}}(ir) = \exp\{-\exp[-\alpha_g(ir - u_g)]\} \quad \text{para} \quad -\infty < ir < +\infty \quad \text{Eq. 4-44}$$

onde: u_g é o parâmetro de locação e
 α_g é o parâmetro de escala da distribuição.

Os parâmetros da distribuição de Gumbel estão relacionados com os parâmetros da distribuição de valores máximos do modelo de Weibull através das seguintes expressões (BURY, 1975):

$$u_{g|w} = u_w + \alpha_w [\ln(n)]^{\frac{1}{\lambda_w}} \quad \text{Eq. 4-45}$$

$$\alpha_{g|w} = \frac{\lambda_w}{\alpha_w} [\ln(n)]^{\frac{\lambda_w - 1}{\lambda_w}} \quad \text{Eq. 4-46}$$

onde: u_w é o parâmetro de locação,
 α_w é o parâmetro de escala e
 λ_w é o parâmetro de forma da distribuição de Weibull ajustada a uma amostra de n valores máximos.

Na Figura 4-05 são apresentadas as funções cumulativas de probabilidades de valores extremos calculadas com a Estatística de Ordem e com o modelo de Gumbel, partindo da distribuição parente de valores máximos de Weibull. As funções são ajustadas para a amostra de valores máximos globais de 3-horas ($n=3332$) da realização $ir(t, \bar{Y} = \bar{y} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z})$ utilizada como exemplo no item 4.5. Como pode ser observado nessa figura, as funções de probabilidades obtidas com ambas as formulações apresentam uma diferença mínima. Este fato é devido a que na teoria da Estatística de Ordem, para valores grandes do expoente n , a distribuição de valores extremos tende para o modelo de Gumbel quando a função parente de valores máximos é do tipo Weibull.

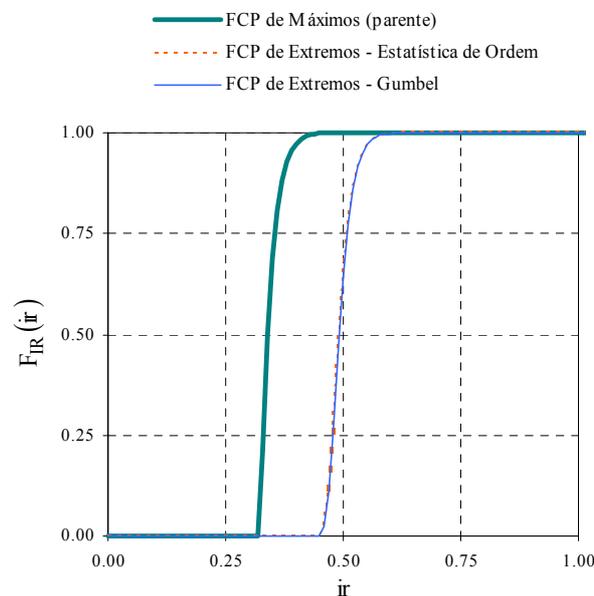


Figura 4-05. Distribuições de valores extremos de uma realização do $IR(t)$

4.8 Distribuição de Valores Extremos da Resposta devida a Eventos Ambientais de Tempestade

A distribuição de extremos apresentada anteriormente corresponde a um período de curto prazo (3-h), ou seja, esta distribuição está condicionada a uma realização dos parâmetros ambientais $\vec{Y} = \vec{y}$, a valores dos parâmetros estatísticos independentes do tempo $\vec{X} = \vec{x}$ e aos valores determinísticos do modelo estrutural \vec{z} .

Na análise de confiabilidade desenvolvida neste trabalho assume-se que a falha dos tendões poderá ocorrer somente durante um evento ambiental de curto prazo com a maior altura significativa de onda durante uma tempestade. Desta forma, torna-se necessário estabelecer a distribuição de extremos do IR para um evento ambiental extraordinário genérico qualquer que leve em conta a contribuição das tormentas incluídas na análise. A função cumulativa de probabilidades desta distribuição, condicionada a valores específicos das propriedades de resistência estrutural e das variáveis que levam em conta incertezas nos modelos de análise, *i.e.*, $\vec{X} = \vec{x}$ é dada por:

$$F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}\left(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}\right)=\int F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{\text{cp}}\left(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}\right)\cdot f_{\vec{Y}}\left(\vec{y}\right)d\vec{y} \quad \text{Eq. 4-47}$$

onde $F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}}^{\text{cp}}\left(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z},\vec{Y}=\vec{y}\right)$ é a distribuição de valores extremos da resposta de curto prazo para cada estado de mar $\vec{Y} = \vec{y}$, determinada com os procedimentos

indicados no item anterior, e $f_{\vec{y}}(\vec{y})$ é a FDP conjunta dos parâmetros ambientais de furacões.

Se considerarmos que os furacões ou tormentas de inverno constituem um conjunto de eventos independentes entre si e o número de ocorrências ao longo do tempo segue uma distribuição de Poisson (Eq. 4-14), a FCP e a FDP de valores extremos da resposta para um período de tempo TA podem ser avaliadas através das seguintes expressões (GUENARD, 1984):

$$F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(\text{TA})}(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) = \exp\left[-\nu_F \cdot \text{TA} \cdot \left(1.0 - F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z})\right)\right] \quad \text{Eq. 4-48}$$

$$f_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(\text{TA})}(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) = \nu_F \cdot \text{TA} \cdot \quad \text{Eq. 4-49}$$

$$F_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}^{(\text{TA})}(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}) \cdot f_{\text{IR}_{\text{ext}}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z}}(\text{ir}|\vec{X}=\vec{x},\vec{z})$$

onde ν_F é a taxa média de ocorrência dos eventos ambientais extraordinários. O tempo de análise TA pode ser escolhido como sendo igual a 1 ano, a 100 anos ou à vida útil da plataforma, entre outros. Geralmente, a análise de confiabilidade das estruturas *offshore* é feita para um período de tempo de 1 ano (DNV, 1992).

4.9 Comentários

Neste capítulo foram apresentadas as metodologias para o ajuste de funções de probabilidades à distribuição de valores máximos e de extremos do fator de utilização dos tendões levando em conta escalas de curto prazo e a ocorrência de eventos ambientais de tempestade durante um tempo de referência TA.

Devido à natureza não-Gaussiana da resposta dos tendões, o modelo de Weibull é escolhido para representar a distribuição de probabilidades dos valores máximos. A distribuição de Weibull é frequentemente utilizada na análise de valores extremos por ser um modelo simples e com capacidade de ajustar-se à maioria das distribuições probabilísticas dos parâmetros de resposta das estruturas *offshore*. Os valores extremos de curto prazo do IR são modelados através da distribuição assintótica do Tipo I (Gumbel).

A distribuição de valores extremos do IR para um evento ambiental extraordinário qualquer é determinada através da integração das contribuições das funções de curto prazo. A distribuição de extremos de IR para um período de tempo mais longo TA é calculada considerando que as tormentas constituem um conjunto de eventos discretos com ocorrências independentes entre si e seguindo uma distribuição de Poisson.

5.1 Introdução

Os procedimentos tradicionais de projeto utilizam informações determinísticas da estrutura, tanto no que se refere às propriedades dos materiais quanto aos carregamentos atuantes. Porém, as flutuações das cargas, a variabilidade das propriedades dos materiais e as incertezas associadas aos modelos analíticos contribuem para a probabilidade de que o comportamento real da estrutura não seja o esperado. Esta probabilidade é definida como probabilidade de falha e pode ser avaliada usando metodologias para a análise de confiabilidade estrutural como o FORM (do inglês *First Order Reliability Method*), o SORM (do inglês *Second Order Reliability Method*) e o método de simulação numérica Monte Carlo (Vide por exemplo SAGRILO, 1994). A confiabilidade estrutural é uma ferramenta que permite considerar as incertezas nas variáveis de projeto através das suas distribuições de probabilidades e assim obter, entre outros resultados, a probabilidade de falha da estrutura, constituindo-se numa informação fundamental na tomada de decisões.

Um dos passos mais importantes dentro do processo de calibração do critério de projeto dos tendões é a análise de confiabilidade dos mesmos. A análise de confiabilidade é feita para o ELU de qualquer seção de interesse dos tendões levando em conta a interação dinâmica dos efeitos das cargas e as propriedades relacionadas à resistência estrutural, através do fator de utilização $IR(t)$, assim quanto a estatística de extremos da resposta.

Neste capítulo, inicialmente são descritos os conceitos básicos da análise de confiabilidade dependente e independente do tempo e é estabelecida a formulação para o cálculo da probabilidade de falha dos tendões considerando a ocorrência de eventos ambientais extraordinários. Depois, é apresentada a expressão do fator de utilização do tendão incluindo as variáveis aleatórias básicas relacionadas à resistência estrutural e aos parâmetros de modelagem. Finalmente, é descrita a metodologia para a análise da confiabilidade dos tendões levando em conta as variáveis randômicas associadas ao problema.

5.2 Probabilidade de Falha Dependente e Independente do Tempo

Devido ao fato de que o fator de utilização do tendão $IR(t, \vec{Y} | \vec{X}, \vec{z})$ apresenta variação ao longo do tempo e o estado limite último do elemento estrutural é atingido quando $IR(t, \vec{Y} | \vec{X}, \vec{z}) \geq 1.0$, a seguinte margem de segurança pode ser estabelecida:

$$S(t) = 1.0 - IR(t, \vec{Y} = \vec{y} | \vec{X} = \vec{x}, \vec{z}). \quad \text{Eq. 5-01}$$

O tempo no qual $S(t)$ assume um valor negativo pela primeira vez é chamado de “tempo para a falha” e constitui uma variável aleatória. A probabilidade de ocorrência de $S(t) \leq 0$ durante um tempo de análise TA é chamada de “probabilidade da primeira passagem” e pode ser considerada como a probabilidade de falha do elemento estrutural.

Para o caso de passagens raras e independentes, seguindo uma distribuição de Poisson, a probabilidade da primeira ocorrência pode ser obtida como (MELCHERS, 2002):

$$pf(TA) = 1.0 - [1.0 - pf(0)] \cdot e^{-\vartheta \cdot TA} \quad \text{Eq. 5-02}$$

onde: $pf(0)$ é a probabilidade de falha no tempo inicial da análise, $t=0$, e
 ϑ é a taxa média de cruzamentos da margem de segurança.

Para valores pequenos de $\vartheta \cdot TA$ e $pf(0) \ll \vartheta \cdot TA$, a expressão (5-02) pode ser reduzida para

$$pf(TA) \approx \vartheta \cdot TA . \quad \text{Eq. 5-03}$$

Uma outra alternativa para o cálculo da probabilidade de falha do tendão é avaliar a probabilidade de que o valor máximo extremo do $IR(t, \bar{Y} | \bar{X}, \bar{z})$, durante o período $0 \leq t \leq TA$, seja igual ou maior do que 1.0:

$$pf = \Pr \left[IR_{\text{ext}}^{(TA)}(\bar{Y} = \bar{y} | \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}) \geq 1.0 \right] \quad \text{Eq. 5-04}$$

onde o valor $IR_{\text{ext}}^{(TA)}(\bar{Y} = \bar{y} | \bar{X} = \bar{x}, \bar{z})$ pode ser obtido diretamente da função de probabilidades ajustada aos valores extremos do fator de utilização do tendão. O procedimento para ajustar uma distribuição de valores extremos ao IR do tendão é apresentado detalhadamente no Capítulo 4 deste trabalho.

O critério estabelecido na equação (5-04) elimina indiretamente a dependência do tempo da análise de confiabilidade e constitui uma das metodologias utilizadas com frequência na análise de estruturas *offshore* (MELCHERS, 2002). Esse método, chamado de aproximação “integrada no tempo”, permite incluir na análise de confiabilidade a resposta extrema da estrutura considerando um conjunto de tormentas observadas no passado. A metodologia integrada no tempo, descrita nos seguintes itens, será utilizada neste trabalho para efetuar a análise de confiabilidade dos tendões.

5.3 Probabilidade de Falha numa Condição Ambiental de Tempestade

A probabilidade de uma seção transversal de um tendão falhar numa condição ambiental extraordinária dentro de um intervalo longo de tempo TA, condicionada a um conjunto de valores específicos \bar{z} das propriedades estruturais e das variáveis $\bar{X} = \bar{x}$ independentes do tempo associadas às incertezas de modelagem de análise, pode ser calculada como:

$$pf(\bar{x}) = 1.0 - F_{IR_{\text{ext}}}^{(TA)}(\bar{x} = \bar{x}, \bar{z}) \quad (ir = 1.0 | \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}) \quad \text{Eq. 5-05}$$

onde $F_{\text{IR}_{\text{ext}}}^{(\text{TA})}(\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}, \bar{\mathbf{z}})$ ($\text{ir} = 1.0 | \bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}, \bar{\mathbf{z}}$) é a FCP do fator de utilização extremo do tendão avaliada no valor do IR que indica a falha do elemento estrutural, ou seja, em $\text{ir}=1.0$. Estes conceitos são apresentados esquematicamente na Figura 5-01.

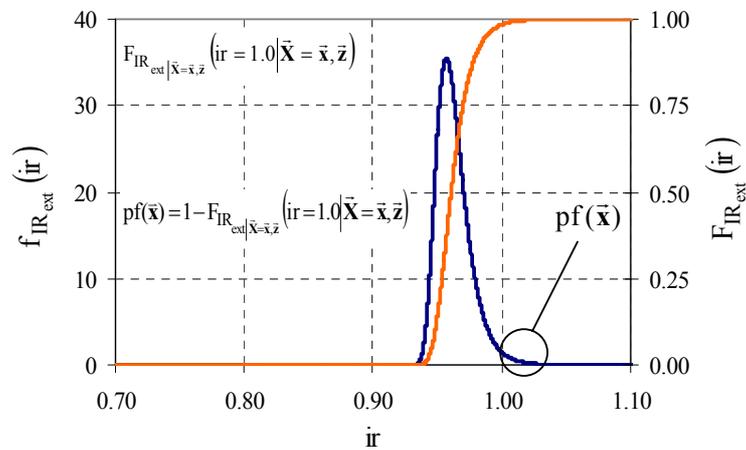


Figura 5-01. Probabilidade de falha do tendão condicionada a $\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}$.

A probabilidade de falha do tendão incluindo as incertezas das variáveis aleatórias $\bar{\mathbf{X}}$ é então dada por

$$pf = \int_{\bar{\mathbf{X}}} pf(\bar{\mathbf{x}}) \cdot f_{\bar{\mathbf{X}}}(\bar{\mathbf{x}}) d\bar{\mathbf{x}} \quad \text{Eq. 5-06}$$

onde: $f_{\bar{\mathbf{X}}}(\bar{\mathbf{x}})$ é a FDP conjunta das variáveis $\bar{\mathbf{X}}$.

Geralmente, o cálculo da expressão (5-06) é efetuado através de métodos para análise de confiabilidade como o FORM e o Monte Carlo.

No método de simulação numérica Monte Carlo é necessário gerar NS vetores de variáveis aleatórias $\bar{\mathbf{X}}$, seguindo a função $f_{\bar{\mathbf{X}}}(\bar{\mathbf{x}})$, e para cada conjunto $\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}$ é calculada a probabilidade de falha $pf(\bar{\mathbf{x}})$ utilizando-se a equação (5-05). Então, a probabilidade de falha total do tendão é obtida como:

$$pf = \frac{1}{NS} \cdot \sum_{i=1}^{NS} pf^i(\bar{\mathbf{x}}). \quad \text{Eq. 5-07}$$

Devido à grande quantidade de trabalho computacional necessário para obter cada valor de $pf(\bar{\mathbf{x}})$, WEN e CHEN (1987) propuseram avaliar a expressão (5-06) através do método FORM utilizando a seguinte função de estado limite:

$$g(\bar{\mathbf{U}}, U_{n+1}) = U_{n+1} - \Phi^{-1} \left\{ pf \left[T^{-1}(\bar{\mathbf{U}}) \right] \right\} \quad \text{Eq. 5-08}$$

onde: $\bar{\mathbf{U}} = T(\bar{\mathbf{X}})$ é o vetor de variáveis normais padrão equivalentes obtidas da aplicação da transformação $T(\cdot)$ às variáveis básicas $\bar{\mathbf{X}}$,
 U_{n+1} é uma variável auxiliar normal padrão e
 $\Phi(\cdot)$ é a FCP normal padrão.

O método de confiabilidade de primeira ordem FORM, aplicado para a margem de segurança definida na equação (5-08), é utilizado no estabelecimento do critério de projeto para avaliar a probabilidade de falha dos tendões. O método FORM é descrito no Apêndice A deste trabalho.

5.4 Fator de Utilização dos Tendões para Análise de Confiabilidade

O cálculo da probabilidade de falha $pf(\bar{\mathbf{x}})$ para cada conjunto de variáveis aleatórias $\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}$ independentes do tempo é baseada na determinação da FCP de valores extremos do fator de utilização do tendão, $F_{IR_{ext}}^{(TA)}(\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{x}}, \bar{\mathbf{z}})$. Como foi comentado no Capítulo 4, esta distribuição é obtida a partir da combinação das FCPs de valores extremos ajustadas aos valores observados do fator de utilização de curto prazo, $IR(t, \bar{\mathbf{Y}} | \bar{\mathbf{X}}, \bar{\mathbf{z}})$, correspondente a cada evento ambiental extraordinário.

O fator de utilização dos tendões que será usado na análise de confiabilidade é expresso como (vide item 3.3):

$$IR(t, \bar{\mathbf{Y}} | \bar{\mathbf{X}}, \bar{\mathbf{z}}) = \left[\frac{f_T(t)}{F_T} + \frac{f_B(t)}{F_B} \right]^k + \frac{p}{p_C}, \quad \text{Eq. 5-09}$$

com

$$f_T(t) = X_{CE} \cdot f_{T,CE} + X_{CA} \cdot f_{T,CA}(t)$$

$$f_B(t) = X_{CE} \cdot f_{B,CE} + X_{CA} \cdot f_{B,CA}(t)$$

$$F_T = X_{IR_T} \cdot X_{Fy}$$

$$F_B = X_{IR_B} \cdot X_{Fy} \left[\frac{4 \left(1 + \frac{t_0}{D} \right)}{\pi} - 0.006 \frac{D}{t_0} \right]$$

$$\kappa = 2 + 0.023 \frac{D}{t_0} \quad \text{Eq. 5-10}$$

$$p = \gamma_{am} \cdot h_{vs}$$

$$p_C = X_{IR_p} \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot p_{oel} - \frac{1}{2} \sqrt{p_{oel}^2 - 4 \cdot p_o \cdot p_{el}} \right]$$

$$p_{oel} = p_o + p_{el} \left(1 + 3 \frac{\delta_0 \cdot D}{t_0} \right), \quad p_{el} = 2 \frac{E \left(\frac{t_0}{D} \right)^3}{1 - \nu^2}, \quad p_o = 2 \cdot X_{Fy} \cdot \frac{t_0}{D}$$

onde: $f_T(t)$ é a tensão dinâmica na seção transversal do tendão devida à força de tração,

$f_{T,CE}$ é a tensão de tração devida às ações estáticas,

$f_{T,CA}(t)$ é a tensão devida à tração dinâmica por efeito das ações ambientais,

$f_B(t)$ é a tensão dinâmica na seção transversal do tendão devida ao momento fletor,

- $f_{B,CE}$ é a tensão devida ao momento fletor por efeito das ações estáticas,
- $f_{B,CA}(t)$ é a tensão devida ao momento fletor dinâmico por efeito das ações ambientais,
- F_T é a tensão axial resistente do tendão,
- F_B é a tensão resistente à flexão,
- P é a pressão hidrostática externa na seção que está sendo verificada,
- p_C é a resistência ao colapso hidrostático do tendão,
- X_{CE} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza de modelagem dos esforços devidos aos carregamentos estáticos,
- X_{CA} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza de modelagem dos esforços devidos aos carregamentos ambientais,
- X_{IR_T} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza da parcela da resistência axial do tendão prevista pelo modelo numérico do IR,
- X_{IR_B} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza da parcela da resistência à flexão do tendão prevista pelo modelo numérico do IR,
- X_{IR_p} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza da parcela da resistência do tendão ao colapso hidrostático prevista pelo modelo numérico do IR e
- X_{Fy} é a variável aleatória para levar em conta a incerteza da tensão de escoamento (Fy) do material do tendão.

Todas as outras variáveis seguem a mesma definição apresentada no item 3.3.

Nos carregamentos do tipo estático é incluída a pré-tração inicial dos tendões e a variação nos esforços devida aos efeitos quasi-estáticos descritos no item 3.2.1. Nos efeitos quasi-estáticos são considerados a variação da maré, a pressão hidrostática no topo do tendão, a locação do C.G. da plataforma fora do seu centro geométrico e o erro

no posicionamento da fundação. Nas cargas ambientais são incluídos os efeitos das ondas, do vento e da corrente, com os seus parâmetros definidos no vetor \vec{Y} . Devido ao fato de que na análise estrutural da TLP são incluídas as forças de onda tanto de primeira quanto de segunda ordem (*slow drift* e *springing*), a variável aleatória X_{CA} deve levar em conta a incerteza no cálculo destes efeitos.

É importante salientar que o expoente κ foi considerado neste trabalho como sendo um valor constante e não variável no tempo como na formulação original descrita no Capítulo 3. Esta simplificação foi feita devido ao fato de que no caso dos tendões de uma TLP, as tensões de tração são dominantes e de uma ordem de grandeza muito maior do que as tensões de flexão, para o qual $\kappa(t) \approx \kappa_a$. Na Figura 5-02 é mostrada uma comparação entre a variação temporal do expoente $\kappa = \kappa(t)$ e $\kappa = \kappa_a$, calculados para a seção na base do tendão mais carregado do modelo da TLP em 1000 m sob as condições ambientais do furacão Roxanne no Golfo do México (vide Capítulo 7).

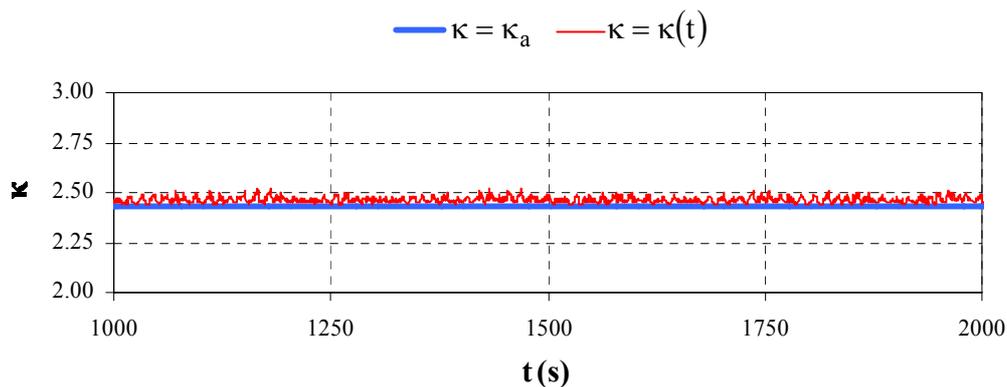


Figura 5-02. Variação temporal do expoente κ do $IR(t, \vec{Y} | \vec{X}, \vec{z})$.

Como pode ser visto nas expressões (5-09) e (5-10), o fator de utilização do tendão depende dos vetores $\bar{\mathbf{X}}$, $\bar{\mathbf{Y}}$ e $\bar{\mathbf{z}}$. O vetor $\bar{\mathbf{X}}$ é formado pelo conjunto de variáveis aleatórias independentes do tempo utilizadas para se incluir a incerteza dos efeitos das cargas, da resistência estrutural e dos modelos de análise, como foi descrito nas equações (5-10). Assim, o vetor de variáveis aleatórias $\bar{\mathbf{X}}$ é definido como:

$$\bar{\mathbf{X}} = \left\{ X_{CA}, X_{CE}, X_{IR_T}, X_{IR_B}, X_{IR_p}, X_{Fy} \right\}^T \quad \text{Eq. 5-11}$$

O vetor $\bar{\mathbf{Y}}$ contém os parâmetros ambientais que definem cada estado de mar extraordinário incluído na análise da TLP. A composição do vetor de parâmetros ambientais é descrita no Capítulo 2 (item 2.4). E o vetor $\bar{\mathbf{z}}$ contém todos os demais parâmetros determinísticos utilizados na análise, como por exemplo as propriedades geométricas dos tendões, as propriedades de resistência consideradas como não aleatórias e as características d'água de mar. Os valores de todos estes parâmetros considerados na análise de confiabilidade são estabelecidos no Capítulo 7.

5.5 Metodologia para Análise de Confiabilidade baseada na Estatística de Extremos da Resposta dos Tendões em Condições de Tempestade

Nesta seção é apresentado um resumo da metodologia desenvolvida neste trabalho para a análise de confiabilidade dos tendões de uma TLP baseada na sua resposta extrema em eventos ambientais extraordinários. Todas as formulações

utilizadas na metodologia já foram descritas detalhadamente nos capítulos precedentes, pelo qual nos seguintes parágrafos são somente referenciadas.

A metodologia para a análise de confiabilidade dos tendões consta das seguintes etapas:

- a) Definição dos dados para a análise:
 - a.1) Modelo estrutural da TLP (parâmetros do vetor \vec{z}).
 - a.2) Período de tempo para análise (TA).
 - a.3) Número de tormentas (NF) que serão incluídas na análise da resposta extrema.
 - a.4) Vetor \vec{Y} com os parâmetros ambientais de cada tormenta de curto prazo.
 - a.5) Descrição probabilística das variáveis aleatórias \vec{X} .

- b) Para cada evento ambiental de curto prazo,
 - b.1) Efetua-se a análise estrutural dinâmica da TLP acoplada com seu sistema de ancoragem e os risers (vide Capítulo 2).
 - b.2) Calcula-se as variações na força de tração nos tendões devidas aos efeitos quasi-estáticos (vide item 3.2.1).

- c) Cálculo da probabilidade de falha do tendão p_f (Eq. 5-06) utilizando o procedimento descrito a seguir.
 - c.1) Para cada conjunto de variáveis aleatórias $\vec{X} = \vec{x}$:
 - c.1.1) Para cada evento ambiental de curto prazo $\vec{Y} = \vec{y}$:

c.1.1.1) Determina-se a realização do fator de utilização dinâmico $IR(t, \bar{Y} = \bar{y} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z})$ (Eq. 5-09) condicionado aos parâmetros \bar{z} do modelo estrutural.

c.1.1.2) Ajustam-se as distribuições de probabilidades de valores máximos $F_{IR_{\max}}^{cp} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}, \bar{Y} = \bar{y}$ ($ir \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}, \bar{Y} = \bar{y}$) e de valores extremos $F_{IR_{\text{ext}}}^{cp} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}, \bar{Y} = \bar{y}$ ($ir \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}, \bar{Y} = \bar{y}$) aos valores observados do fator de utilização de curto prazo. O modelo de Weibull (Eq. 4-31) para a distribuição de valores máximos e o modelo de Gumbel (Eq. 4-44) para valores extremos são utilizados para esta finalidade (vide itens 4.6 e 4.7).

c.1.2) Através das funções de probabilidades de curto prazo, determinam-se as distribuições de valores extremos característica de tempestades do fator de utilização $F_{IR_{\text{ext}}} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}$ ($ir \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}$) e $F_{IR_{\text{ext}}}^{(TA)} \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}$ ($ir \mid \bar{X} = \bar{x}, \bar{z}$), incluindo o tempo de análise TA (vide item 4.8). A primeira FCP é obtida com (Eq. 4-47) e a segunda com (Eq. 4-48).

c.1.3) Calcula-se a probabilidade de falha $pf(\bar{x})$ através da equação (5-05).

c.2) Avaliação da probabilidade de falha total do tendão, pf. A probabilidade de falha pode ser avaliada através do método de Monte Carlo, utilizando a expressão (Eq. 5-07), ou através do método FORM com a função de estado limite (Eq. 5-08). Devido ao menor esforço computacional oferecida pela segunda alternativa de cálculo, no Capítulo 7 é utilizado o método FORM para a análise de confiabilidade dos tendões.

A metodologia para o a análise de confiabilidade estrutural dos tendões é mostrada esquematicamente na Figura 5-03.

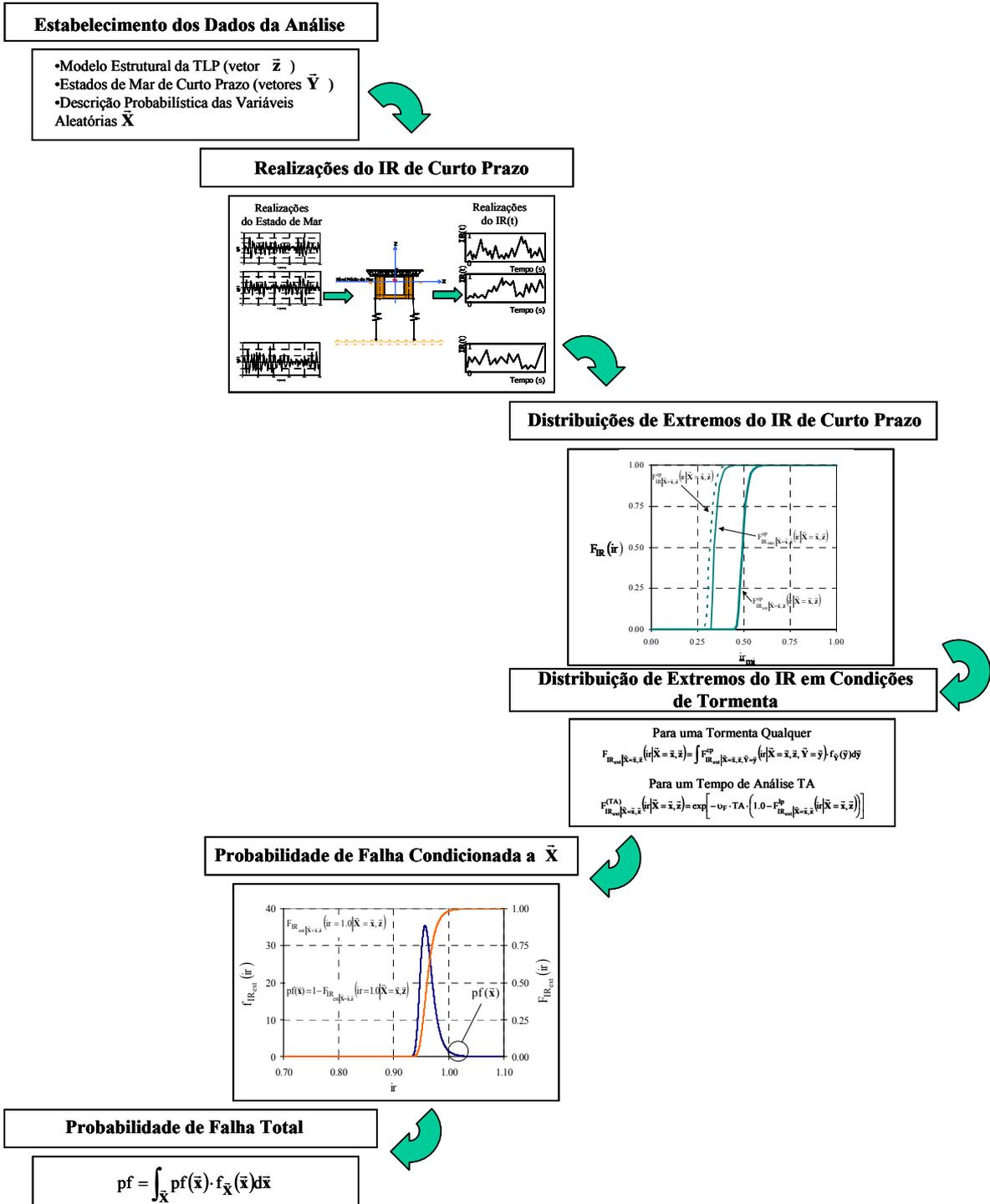


Figura 5-03. Metodologia para a análise de confiabilidade dos tendões.

5.6 Comentários

Neste capítulo foi apresentada uma metodologia para a análise de confiabilidade dos tendões de uma TLP baseada na estatística da sua resposta em eventos ambientais extraordinários (furacões ou tormentas de inverno). A resposta do elemento estrutural é caracterizada através de um fator de utilização que leva em conta a interação dinâmica entre os efeitos das cargas e as resistências. A análise de confiabilidade é aplicada ao ELU da seção de interesse do tendão. É utilizada uma análise “integrada no tempo” onde a probabilidade de falha do elemento estrutural, condicionada a um conjunto de valores das variáveis aleatórias, é obtida através da função cumulativa de probabilidades de valores extremos do fator de utilização. Para o cálculo de cada valor da probabilidade de falha condicionada é necessário avaliar para cada estado de mar de curto prazo o fator de utilização dinâmico do tendão e ajustar FCPs de valores extremos aos dados observados. Devido ao alto esforço computacional envolvido na avaliação da probabilidade de falha total, a análise de confiabilidade dos tendões será efetuada utilizando o método FORM.

6.1 Introdução

O projeto das estruturas marítimas convencionais geralmente segue regras, recomendações ou códigos que têm evoluído através do tempo e refletem tanto os projetos bem sucedidos quanto as falhas das estruturas (BHATTACHARYA *et al.*, 1999). Tais metodologias são difíceis de se aplicar no caso de conceitos estruturais novos, com poucos projetos e pouca experiência operacional, como é o caso das TLPs. Nestas situações, os procedimentos baseados em confiabilidade constituem ferramentas valiosas para o projeto já que permitem um tratamento sistemático das incertezas e o estabelecimento das margens de segurança requeridas pela indústria.

Como foi revisto no Capítulo 3, na atualidade existem duas filosofias para o projeto estrutural: o critério WSD e o critério LRFD. A metodologia LRFD gera projetos com uma confiabilidade mais homogênea através do uso de vários fatores parciais de segurança tanto para os carregamentos quanto para a resistência. Geralmente, os fatores parciais são utilizados para majorar as cargas ou os efeitos das cargas e para diminuir as resistências nominais dos elementos estruturais. Esses fatores parciais refletem a incerteza das variáveis e são calibrados através da análise de confiabilidade para atingir o nível de segurança estrutural desejado. Neste trabalho, foi adotado o formato LRFD para o desenvolvimento do critério de projeto do sistema de ancoragem (tendões) das TLPs baseado na sua resposta extrema em condições de tempestade.

O capítulo começa com a descrição do procedimento padrão utilizado para calibrar um critério de projeto baseado em confiabilidade. Depois, são estabelecidos a abrangência de aplicação do critério, o formato da equação de verificação e a probabilidade de falha alvo. Finalmente, é apresentada uma metodologia baseada em estratégias evolutivas para a calibração numérica dos fatores parciais de segurança. A aplicação desta metodologia e os resultados obtidos são discutidos no Capítulo 7.

6.2 Metodologia para Calibração do Critério de Projeto

Atualmente existe uma metodologia bem fundamentada para efetuar a calibração de critérios de projeto do tipo LRFD baseados em confiabilidade (MELCHERS, 2002). Os primeiros procedimentos e aplicações foram desenvolvidos por ALLEN (1975), CIRIA (1977), RAVINDRA e GALAMBOS (1978) e ELLINGWOOD (1980). As principais etapas utilizadas neste trabalho são as seguintes:

a) Definição do Escopo

No escopo é delimitada a aplicabilidade do critério de projeto. Assim, é definido o tipo de estrutura, os materiais, o estado limite para verificação, os carregamentos considerados e o tempo de análise, entre outros. O escopo do critério de projeto desenvolvido neste trabalho é descrito no item 6.3.

b) Seleção e Dimensionamento do Conjunto de Casos para o Processo de Calibração

Dentro do universo de aplicação do critério de projeto são escolhidas várias estruturas e para cada uma delas vários elementos estruturais para efetuar a

calibração do novo critério. Nesta etapa, os elementos estruturais selecionados são dimensionados de acordo com recomendações de projeto existentes aceitas pela indústria. Os casos selecionados para calibração a serem utilizados neste trabalho são descritos no item 6.4.

c) Estabelecimento da Confiabilidade Alvo

Para efetuar a calibração do critério de projeto é necessário o estabelecimento do nível de segurança aceitável do elemento estrutural. A confiabilidade alvo é expressa geralmente através de uma probabilidade de falha ou seu índice de confiabilidade associado. A probabilidade de falha alvo utilizada neste trabalho para calibrar o critério de projeto dos tendões é definida no item 6.5.

d) Análise de Confiabilidade

A análise de confiabilidade é feita para redimensionar os elementos estruturais dos casos selecionados para calibração de tal forma que atendam a probabilidade de falha alvo. Nesta etapa é definido o estado limite e a caracterização probabilística das variáveis aleatórias envolvidas na análise. A metodologia para efetuar a análise de confiabilidade dos tendões de uma TLP baseada na estatística da sua resposta é descrita no Capítulo 5.

e) Formato do Critério de Projeto

A essência do novo critério de projeto é expressa pela equação para verificar o elemento estrutural. No formato do critério devem ser indicados os fatores parciais de segurança, $\bar{\gamma}$, tanto para majorar as cargas quanto para reduzir as resistências estruturais. Junto com a equação de verificação são estabelecidos os valores característicos dos materiais, os carregamentos e os tipos de análises que devem ser executados. O formato do critério para o

dimensionamento dos tendões de uma TLP proposto neste trabalho é descrito no item 6.6.

f) Calibração dos Fatores Parciais de Segurança

Os elementos estruturais redimensionados para atender a confiabilidade alvo são utilizados dentro de um processo iterativo de variação dos fatores parciais de segurança até se obter os valores que minimizem o erro no critério de projeto estabelecido na etapa (e). Neste trabalho é utilizado um método numérico baseado no algoritmo básico das Estratégias Evolutivas para calibrar os fatores parciais de segurança (vide item 6.7).

Na Figura 6-01 é mostrado esquematicamente o processo para a calibração dos fatores parciais de segurança utilizado neste trabalho.

6.3 Escopo do Critério de Projeto

O critério de projeto estabelecido no item 6.5 é aplicável para qualquer seção de qualquer tendão do sistema de ancoragem de uma plataforma de pernas atirantadas do tipo TLP na sua condição intacta, *i.e.*, sem nenhum tendão faltando. O material do elemento estrutural é aço. A fórmula de verificação corresponde ao valor esperado do fator de utilização extremo baseado na estatística dos eventos ambientais de tempestade para o Estado Limite Último (ELU) da seção. O fator de utilização do tendão leva em conta a interação dinâmica da força axial de tração, do momento de flexão e da pressão hidrostática externa. Os fatores parciais de segurança são calibrados (vide Capítulo 7) para a resposta extrema dos tendões durante um período de tempo de 100 anos.

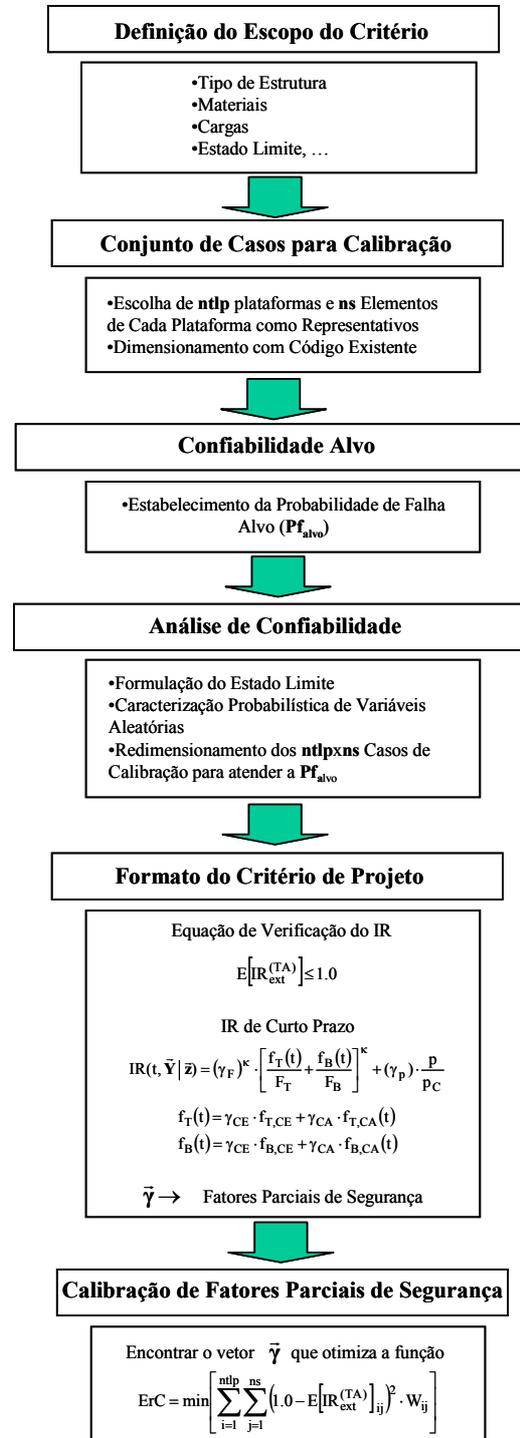


Figura 6-01. Etapas do processo para calibração dos fatores parciais de segurança.

6.4 Conjunto de Casos para Calibração

Para calibrar os fatores parciais de segurança serão utilizados vários modelos de TLPs, com diferente número de tendões, em lâminas d'água de 1000 m e 500 m. As plataformas utilizadas são descritas no Capítulo 7. Devido ao fato de que o critério desenvolvido neste trabalho é relacionado com o ELU dos tendões sob a ação conjunta de tração, flexão e pressão hidrostática, de cada plataforma será considerado só o tendão mais carregado. O tendão mais carregado é identificado como aquele que apresenta a maior probabilidade de falha.

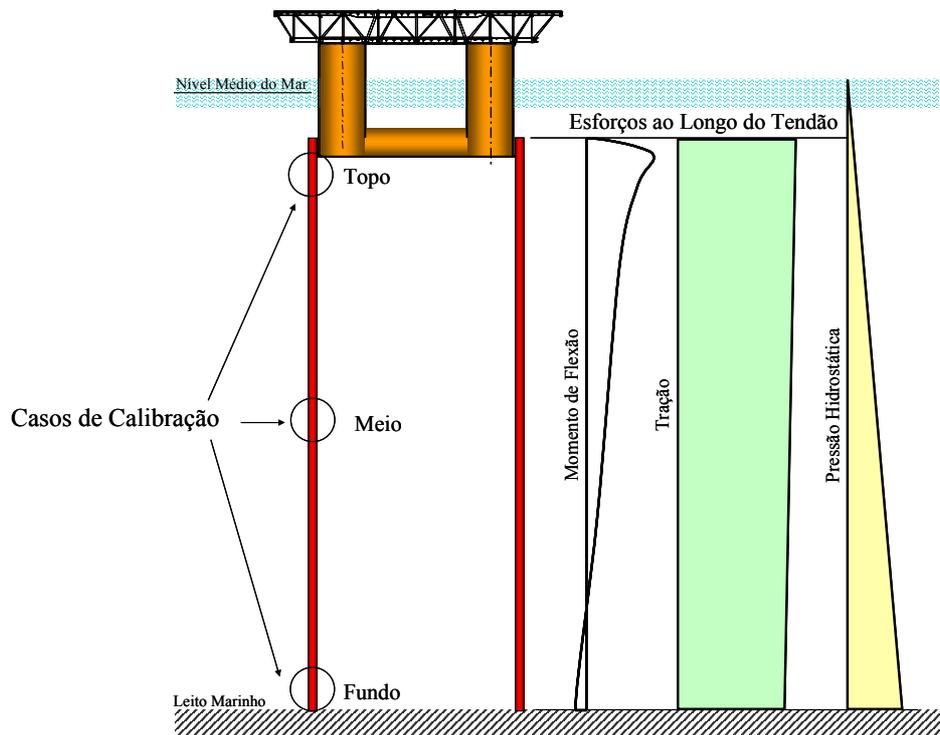


Figura 6-02. Casos (seções de tendão) utilizados no processo de calibração.

Geralmente, os tendões de uma TLP apresentam uma variação de esforços ao longo do seu comprimento como mostra esquematicamente a Figura 6-02. Os maiores esforços ocorrem no topo e a maior pressão hidrostática na base, porém ambas as seções devem ser verificadas. Como o critério de projeto deve ser aplicável para qualquer seção do tendão, as seções no topo, no meio e na base da linha mais carregada de cada plataforma são consideradas como casos de calibração (vide Figura 6-02).

Para o dimensionamento inicial dos tendões são utilizadas as recomendações da API RP-2T (API, 1997) para atender os requerimentos de tensão combinada de Von Mises na seção líquida e de colapso hidrostático (vide Capítulo 3).

6.5 Probabilidade de Falha Alvo

O estabelecimento da confiabilidade alvo para a calibração dos fatores parciais de segurança de um critério de projeto não é uma tarefa simples, já que além dos aspectos estruturais devem ser levados em conta aspectos econômicos, sociais, políticos e ambientais. A confiabilidade admissível para um critério de projeto deve levar em conta as conseqüências de falha da estrutura em questão. As possíveis conseqüências de falha incluem os prejuízos ou perda de vidas, as perdas econômicas diretas e indiretas (como por exemplo a restituição ou concerto das instalações, pagamentos por danos a terceiros, perdas na renda por parada da produção, etc.) e os danos ao meio ambiente, entre outros. BHATTACHARYA *et al.* (1999) desenvolveram uma metodologia baseada em risco para obter a confiabilidade alvo de estruturas *offshore*.

As estruturas convencionais, como as plataformas fixas ou os navios de aço, que têm uma história de serviço bem sucedida podem ser consideradas como suficientemente seguras e seus níveis de confiabilidade podem ser utilizados como alvos para estruturas do mesmo tipo. No caso dos tendões de uma TLP, um valor preliminar do nível de confiabilidade pode ser obtido avaliando-se a probabilidade de falha de vários elementos dimensionados com recomendações de projeto reconhecidas pela indústria como seguras. A Tabela 6-01 apresenta níveis de confiabilidade, implícitos ou explícitos, estabelecidos em códigos e recomendações de projeto para estruturas *offshore* (BHATTACHARYA *et al.*, 1999).

Tabela 6-01. Níveis de confiabilidade de alguns códigos para estruturas *offshore*.

Código ou Recomendação de Projeto	Probabilidade de Falha Alvo		Tempo de Análise
	Conseqüência de Falha menos Séria	Conseqüência de Falha Séria	
ABS para a estrutura de navios (MANSOUR <i>et al.</i> , 1990)	$1 \times 10^{-3} - 1 \times 10^{-6}$		Vida Útil
API-RP-2A-LRFD para jaquetas (API, 1993)	4×10^{-4}		1 Ano
NRF-003-PEMEX-2000 para jaquetas (PEMEX, 2000)	5×10^{-4}	2×10^{-4}	1 Ano
<i>Canadian Standards Association</i> para estruturas <i>offshore</i> (CSA, 1992)	1×10^{-3}	1×10^{-5}	1 Ano
DNV para estruturas (redundantes) <i>offshore</i> (DNV, 1992)	1×10^{-3}	1×10^{-4}	1 Ano
Comitê V.6 <i>Structural Design of Floating Production System</i> (ISSC, 1997)			
Navios	$1 \times 10^{-3} - 1 \times 10^{-5}$		
Semi-submersíveis			
• Casco	$1 \times 10^{-3} - 1 \times 10^{-4}$		1 Ano
• Linhas de ancoragem	$1 \times 10^{-2} - 2 \times 10^{-3}$		
TLPs			
• Casco	$1 \times 10^{-3} - 1 \times 10^{-4}$		
• Tendões	$1 \times 10^{-4} - 1 \times 10^{-5}$		

Como pode ser visto na Tabela 6-01, a probabilidade de falha anual especificada pelos códigos e recomendações de projeto variam entre 1×10^{-3} e 1×10^{-5} . Devido ao fato de que o estabelecimento de uma confiabilidade alvo através de uma metodologia baseada em risco não faz parte do escopo deste trabalho, na calibração dos fatores parciais de segurança do critério de projeto dos tendões será utilizada uma probabilidade de falha $pf_{\text{alvo}} = 1 \times 10^{-4}$.

6.6 Formato do Critério de Projeto

Qualquer seção do tendão deve ser dimensionada para atender a seguinte condição:

$$E\left[IR_{\text{ext}}^{(TA)}\right] \leq 1.0 \quad \text{Eq. 6-01}$$

onde: $E\left[IR_{\text{ext}}^{(TA)}\right]$ é o valor esperado do fator de utilização extremo para um tempo de referência TA da seção condicionada à estatística dos eventos ambientais de tempestade. No Capítulo 7, os fatores de segurança incluídos na fórmula de verificação (6-01) serão calibrados TA=100 anos.

As distribuições FCP e FDP de valores extremos do fator de utilização são avaliadas com a expressão (4-48) e com a (4-49), respectivamente, levando em conta as

distribuições ajustadas a cada realização do $IR(t, \vec{Y} | \vec{z})$ de curto prazo. O procedimento de ajuste das distribuições de probabilidades a valores observados do IR é descrito no Capítulo 4.

Cada realização do fator de utilização de curto prazo $IR(t, \vec{Y} | \vec{z})$, para a tormenta caracterizada pelos parâmetros no vetor \vec{Y} (vide item 3.3) e condicionada ao modelo estrutural descrito pelo vetor \vec{z} , deve ser avaliada com a seguinte expressão:

$$IR(t, \vec{Y} | \vec{z}) = (\gamma_F)^k \cdot \left[\frac{f_T(t)}{F_T} + \frac{f_B(t)}{F_B} \right]^k + (\gamma_p) \cdot \frac{p}{p_C} \quad \text{Eq. 6-02}$$

com

$$f_T(t) = \gamma_{CE} \cdot f_{T,CE} + \gamma_{CA} \cdot f_{T,CA}(t)$$

$$f_B(t) = \gamma_{CE} \cdot f_{B,CE} + \gamma_{CA} \cdot f_{B,CA}(t) \quad \text{Eq. 6-03}$$

onde: $\gamma_{CE} \geq 1.0$ é o fator parcial de segurança para majorar as tensões devidas às cargas estáticas (pré-tração e esforços devidos aos efeitos quasi-estáticos descritos no item 3.2.1),
 $\gamma_{CA} \geq 1.0$ é o fator parcial de segurança para majorar as tensões devidas às cargas ambientais (onda, vento e corrente),
 $\gamma_F \geq 1.0$ é o fator parcial de segurança para majorar o termo que faz a soma das relações entre as tensões de tração e flexão atuantes e suas respectivas tensões resistentes, e

$\gamma_p \geq 1.0$ é o fator parcial de segurança para majorar a relação entre a pressão hidrostática atuante e a resistência da seção ao colapso hidrostático.

Todas as outras variáveis têm a mesma definição como apresentado no item 3.3. Os valores inversos dos fatores γ_F e γ_p , $\phi_F = 1/\gamma_F \leq 1.0$ e $\phi_p = 1/\gamma_p \leq 1.0$, respectivamente, podem ser considerados como fatores parciais de segurança para diminuir as resistências nominais da seção.

Desta forma, o vetor de fatores parciais de segurança é definido como:

$$\bar{\gamma} = \{\gamma_{CE}, \gamma_{CA}, \gamma_F, \gamma_p\}^T \quad \text{Eq. 6-04}$$

A parcela estática das tensões é calculada com a pré-tração e os esforços devidos aos efeitos quasi-estáticos. A parcela dinâmica das tensões é calculada com os esforços na seção do tendão, resultantes da análise estrutural, descontando-se o valor resultante da pré-tração mais os carregamentos estáticos iniciais. Na análise estrutural devem ser levadas em conta as forças de onda de primeira (*wave frequency*) e segunda ordem (*slow drift* e *springing*) assim quanto a variação dinâmica do vento (vide Capítulo 2). A variação da maré pode ser considerada como um efeito quasi-estático (vide item 3.2.1).

O cálculo das tensões resistentes da seção à tração, à flexão e ao colapso hidrostático é feito utilizando o valor mínimo da tensão de escoamento (F_y) do material dos tendões estabelecido pelo fabricante.

6.7 Método Numérico para Calibração dos Fatores Parciais de Segurança

O conjunto de fatores parciais de segurança, contidos no vetor $\vec{\gamma}$, que melhor uniformizam a confiabilidade alvo de todo o conjunto de casos incluídos no processo de calibração é obtido minimizando a seguinte função de erro:

$$\text{ErCal}(\vec{\gamma}) = \sum_{i=1}^{\text{ntlp}} \sum_{j=1}^{\text{ns}} \left(1.0 - E \left[\text{IR}_{\text{ext}}^{(\text{TA})} \right]_{ij} \right)^2 \cdot w_{ij} \quad \text{Eq. 6-05}$$

onde:

- ntlp é o número de TLPs consideradas na análise,
- ns é o número de seções do tendão mais carregado de cada TLP incluídas no processo de calibração e
- w_{ij} é o fator de “peso” de cada caso de calibração; o somatório dos fatores de peso deve satisfazer a condição

$$\sum_{i=1}^{\text{ntlp}} \sum_{j=1}^{\text{ns}} w_{ij} = 1.0.$$

Neste trabalho, a otimização da função (Eq. 6-05) é efetuada através do algoritmo básico das Estratégias Evolutivas descrito a seguir.

As Estratégias Evolutivas são métodos computacionais, baseados no processo natural de evolução das espécies, com alta eficiência quando usados como mecanismos de busca (LAGAROS *et al.*, 2002). Nesses algoritmos, cada geração (iteração) pega a população de indivíduos (soluções potenciais) e aleatoriamente modifica (mutação) o

material genético (parâmetros do problema) para produzir uma nova descendência. O princípio das Estratégias Evolutivas é mostrado na Figura 6-03 (GREENWOOD, 1997).

Algoritmo das Estratégias Evolutivas

Gerar aleatoriamente uma população inicial com μ indivíduos

Avaliar a população

Enquanto o critério de interrupção não seja atingido, **Fazer:**

- Aplicar os operadores genéticos para se produzir λ descendentes (mutação)
- Avaliar os descendentes
- Escolher os μ melhores indivíduos com aptidão para se sobreviver

Fim do Enquanto

Fim do Algoritmo

Figura 6-03. Princípio do algoritmo das Estratégias Evolutivas.

Para a busca do conjunto de fatores parciais de segurança que minimizem a função objetivo (Eq. 6-05) será utilizado o algoritmo básico das estratégias evolutivas com um único indivíduo ($\mu = 1$ e $\lambda = 1$) submetido apenas à operação de mutação durante o processo evolutivo. Cada indivíduo é representado pelo par de variáveis reais $\bar{\gamma}$ e $\bar{\sigma}$, onde o vetor $\bar{\gamma}$ indica um conjunto de fatores parciais de segurança no espaço de busca e $\bar{\sigma}$ é o vetor dos desvios padrões das mutações. As mutações são representadas por distribuições de probabilidades do tipo Normal com média zero e desvio padrão σ .

O algoritmo de busca do vetor de fatores parciais de segurança $\bar{\gamma}$ utilizado neste trabalho é o seguinte:

1. Estabeleça o indivíduo inicial da população $\bar{\gamma}_j, j=0$. Como é imposta a condição de que os fatores parciais de segurança sejam maiores ou iguais a 1.0, o vetor inicial pode ser adotado como $\bar{\gamma}_0 = \{1.0, 1.0, 1.0, 1.0\}^T$.
2. Calcule o valor da função objetivo (Eq. 6-05), $ErCal(\bar{\gamma}_j)$, correspondente ao indivíduo $\bar{\gamma}_j$.
3. Obtenha a descendência do indivíduo $\bar{\gamma}_j$ através da seguinte operação de mutação,

$$\bar{\gamma}_{j+1} = \bar{\gamma}_j + [\bar{\rho}] \{ \bar{N}(0, \sigma) \} \quad \text{Eq. 6-06}$$

onde: $\bar{N}(0, \sigma)$ é um vetor de números aleatórios estatisticamente independentes, gerados a partir de uma distribuição Normal de média zero e desvio padrão σ e

$\bar{\rho}$ é uma matriz diagonal com os coeficientes de importância dos fatores parciais de segurança. Por exemplo, o elemento ρ_{11} é o coeficiente de importância do γ_{CE} , o elemento ρ_{22} é o

coeficiente de importância do γ_{CA} e assim sucessivamente. Os coeficientes ϕ_{ii} podem ser estabelecidos em função dos fatores de importância (sub-produto do FORM, vide apêndice A) das variáveis aleatórias associadas aos γ_i .

Uma primeira estimativa do desvio padrão σ_i , da variável γ_i , pode ser adotada como sendo igual a $\sigma_i = (\gamma_{a_i} - \gamma_{b_i}) / 6$, para se garantir a procura do ponto de projeto em toda a região de interesse. Os termos γ_{a_i} e γ_{b_i} indicam os limites inferior e superior, respectivamente, do espaço de pesquisa na i -ésima direção. Como é de se esperar que os fatores parciais estejam situados entre 1.0 e 2.0, esses valores podem ser considerados como os limites inferior e superior, respectivamente. Em iterações posteriores, os valores de σ_i podem ser reajustados para melhorar a precisão de busca do algoritmo.

4. Calcule o valor da função objetivo (Eq. 6-05), $ErCal(\bar{\gamma}_{j+1})$, correspondente ao novo indivíduo $\bar{\gamma}_{j+1}$. O descendente $\bar{\gamma}_{j+1}$ será aceito como membro da população, em substituição do seu genitor $\bar{\gamma}_j$, se ele fornecer um resultado melhor para a função objetivo, *i.e.*, se $ErCal(\bar{\gamma}_{j+1}) < ErCal(\bar{\gamma}_j)$. Caso contrário o novo indivíduo gerado é eliminado, permanecendo o seu genitor como membro da população.
5. Continue com os passos 3 e 4 até se atingir a margem de tolerância pré-estabelecida.

6.8 Comentários

Neste capítulo foi estabelecido o critério de projeto do tipo LRFD para o projeto dos tendões de uma TLP fabricados de aço. A equação de verificação corresponde ao ELU das seções dos tendões submetidos à ação conjunta de tração, flexão e pressão hidrostática externa. A seção verificada é considerada aceitável se o valor médio do seu fator de utilização extremo, para um período de análise de 100 anos, é menor ou igual a 1.0.

A equação de verificação tem quatro fatores parciais de segurança, dois para majorar as tensões atuantes e dois para majorar as relações entre as tensões atuantes e as tensões resistentes do elemento estrutural. Na calibração dos fatores parciais de segurança serão utilizadas várias TLPs com diferentes sistemas de tendões e em diferentes lâminas d'água. De cada plataforma será identificado o tendão mais carregado e as seções no topo, no meio e na base serão utilizadas como casos de calibração.

A busca dos fatores parciais de segurança que uniformizem a confiabilidade alvo dos casos de calibração será feita através do algoritmo básico das Estratégias Evolutivas. A aplicação desta metodologia e os resultados obtidos são apresentados no Capítulo 7.

Aplicações para TLPs em Águas Profundas da Baía de Campeche, México

7.1 Introdução

A Baía de Campeche está situada no sul do Golfo do México e nela estão localizados os reservatórios de hidrocarbonetos mais importantes até agora descobertos nas águas rasas mexicanas. Essa região, indicada na Figura 7-01, contribui atualmente com 75% da produção total do país e espera-se que num futuro próximo sejam incorporados reservatórios em locações com lâminas d'água superiores a 200 m.



Figura 7-01. Área atual de produção petrolífera na Baía de Campeche, México.

Devido a sua posição geográfica, o Golfo do México é frequentemente atingido por tempestades (furacões e tormentas de inverno) que constituem condições ambientais extremas que devem ser levadas em conta no projeto das estruturas marítimas. A Figura 7-02 apresenta imagens de satélite de dois furacões acontecendo no Norte e no Sul do Golfo do México. A tempestade mais intensa sobre as plataformas mexicanas aconteceu no ano 1995 com a passagem do furacão Roxanne, gerando ventos com velocidade média horária de 140 km/hr e alturas de onda de até 16 m. Foram relatados danos em

estruturas menores (escadas, suportes de equipamento e tubulações) e em tubulações submarinas (SORIANO *et al.*, 1998). Em outras situações ainda mais críticas, os furacões podem gerar o colapso das estruturas como foi o caso da plataforma Unical durante a passagem do furacão Hilda na costa oriental dos Estados Unidos (BEA, 1997).

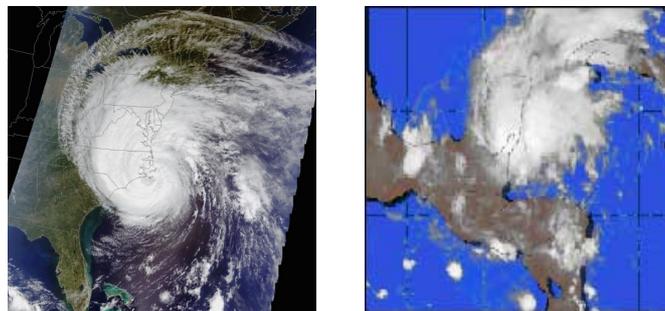


Figura 7-02. Imagens de satélite de furacões no Norte e Sul do Golfo do México.

A constante ameaça dos eventos climáticos extremos sobre as estruturas *offshore* na Baía de Campeche, levou a PEMEX (Petróleos Mexicanos) e ao IMP (Instituto Mexicano do Petróleo) a desenvolver normas baseadas em risco para o projeto de jaquetas e tubulações submarinas em locações de águas rasas (PEMEX, 200, 2001). Com o avanço na exploração e exploração de petróleo para águas profundas no Golfo do México, as plataformas complacentes e flutuantes serão utilizadas como sistemas de produção e deverão ser estabelecidos critérios de projeto para atender as novas condições locais de operação.

Neste capítulo é efetuada a calibração do critério de projeto do tipo LRFD dos tendões de TLPs para as condições ambientais extremas predominantes na região de águas profundas da Baía de Campeche, México. Inicialmente, são apresentados os

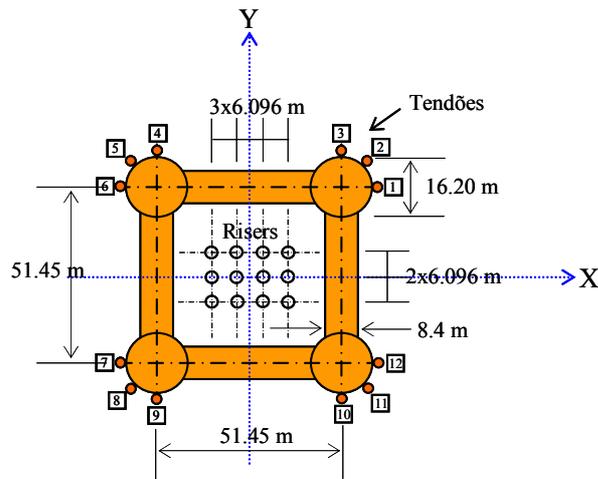
modelos estruturais das TLPs utilizadas no processo de calibração. Depois, são descritos os parâmetros ambientais da população de tormentas que aconteceram no século passado no Golfo do México. Para um dos casos de estudo são apresentadas as distribuições de valores máximos e extremos das realizações do fator de utilização do tendão tanto de curto prazo quanto considerando a estatística das tempestades. A análise de confiabilidade dos tendões é efetuada e o redimensionamento dos casos de calibração é feita para atender a probabilidade de falha alvo. Finalmente, é aplicado o processo de calibração dos fatores parciais de segurança e, então, o formato final do critério de projeto do ELU dos tendões é estabelecido.

É importante salientar que a análise de confiabilidade estrutural é feita para um período de análise de 1 ano, enquanto que os fatores parciais de segurança são calibrados para a resposta extrema dos tendões num tempo $T_A=100$ anos. Estes períodos de análise correspondem aos critérios comumente adotados pela indústria *offshore* para o projeto das estruturas.

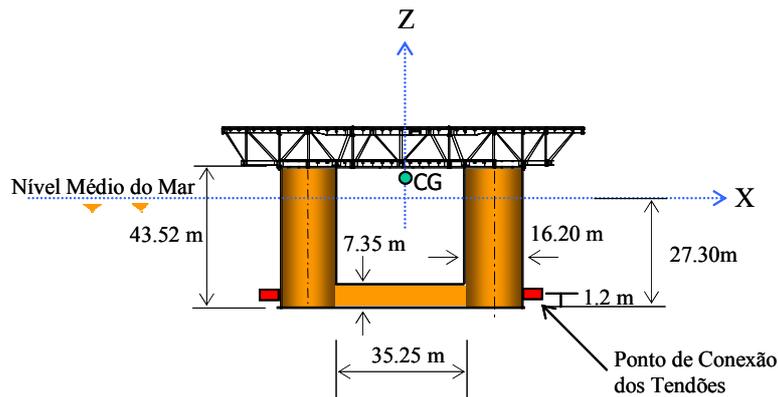
7.2 Modelos Estruturais

No desenvolvimento do critério de projeto são consideradas 3 plataformas de pernas atirantadas do tipo TLP. A seguir estas plataformas serão identificadas como TLP-01, TLP-02 e TLP-03. As três plataformas têm o mesmo convés, o mesmo casco de flutuação e o mesmo sistema de *risers*, sendo diferenciadas apenas pela lâmina d'água e pelo sistema de tendões. Os modelos estruturais foram estabelecidos a partir da TLP projetada para operar na Bacia de Campos numa lâmina d'água de 870 m (GOULART *et al.*, 2003).

O casco de flutuação é composto por 4 colunas e por 4 flutuadores horizontais (pontões) que se conectam com as colunas. O deslocamento da plataforma é de 314500 kN (32070 ton) que tem correspondência com um calado de 27.3 m. As características da plataforma flutuante são descritas na Figura 7-03 e na Tabela 7-01.



Mesa do Casco



Elevação do Casco

Figura 7-03. Geometria do casco de flutuação padrão das TLPs de análise.

Tabela 7-01. Características principais do casco de flutuação das TLPs de análise.

Parâmetro	Valor
Colunas	
Número	4
Diâmetro	16.20 m
Altura	43.52 m
Espaçamento (entre eixos)	51.45 m
Pontões	
Número	4
Seção Transversal	8.4m x 7.35 m
Calado	27.3 m
Deslocamento	32070 ton
Posição Vertical do C.G. com Relação ao Nível Médio do Mar	5.95 m
Raio de Giração em <i>roll</i>	30.44 m
Raio de Giração em <i>pich</i>	30.44 m
Raio de Giração em <i>yaw</i>	31.74 m
Área Exposta ao Vento	3000 m ²
Posição do Centróide da Área de Vento com Relação à Base do Casco	52.5 m

O sistema de *risers* é composto por um grupo de 12 elementos rígidos verticais dispostos em forma simétrica com relação aos eixos horizontais X e Y no plano d'água. As características do sistema de risers são apresentadas na Tabela 7-02.

Tabela 7-02. Características do sistema de *risers* padrão das TLPs de análise.

Parâmetro	Valor
Número de Risers	12
Diâmetro	0.261 m
Área da Seção Transversal	0.02668 m ²
Espaçamento (entre eixos)	6.096 m
Peso Seco	2.054 kN/m
Peso Específico do Óleo	8.34 kN/m ³
Peso do Riser cheio de Óleo	2.277 kN/m

A plataforma TLP-01 está concebida para operar numa lâmina d'água de 1000 m com um sistema de ancoragem composto por 3 tendões em cada coluna, resultando num total de 12 tendões. A posição dos tendões é indicada na Figura 7-01 com os numerais 1 a 12. A plataforma TLP-02 também está situada numa lâmina d'água de 1000 m com um sistema de 8 tendões, 2 em cada coluna, correspondentes com os números 1, 3, 4, 6, 7, 9, 10 e 12 na Figura 7-01. A plataforma TLP-03 está localizada numa lâmina d'água de 500 m com um sistema de ancoragem com 12 tendões. Nos três modelos, os tendões são conectados pelo exterior das colunas numa profundidade de 26.1 m com relação ao nível médio do mar. As características dos tendões das três plataformas são dadas na Tabela 7-03. O material foi considerado como sendo aço do tipo API especificação 2W grau 60, com uma tensão de escoamento (F_y) com variação entre 415 MPa e 550 MPa e uma tensão de resistência última (F_u) com um valor mínimo de 517 MPa (API, 1997).

Tabela 7-03. Características dos tendões das TLPs de análise.

Parâmetro	Valor		
	TLP-01	TLP-02	TLP-03
Número de Tendões	12	8	12
Comprimento	973.9 m	973.9 m	473.9 m
Diâmetro Exterior	0.6604 m	0.8128 m	0.6604
Diâmetro Interior	0.5906 m	0.7239 m	0.60325
Peso Seco	5.30 kN/m	8.29 kN/m	4.39 kN/m
Rigidez Axial (EA)	14249407 kN	22278261 kN	11780000 kN
Rigidez à Flexão (EI)	699002 kN.m ²	1649531 kN.m ²	588900 kN.m ²
Pré-tração	8826 kN	13239 kN	7500 kN

O sistema de tendões foi inicialmente dimensionado para atender os requerimentos da API com relação à tensão máxima de Von Mises na seção líquida, ao colapso hidrostático e à tração efetiva mínima (vide item 3.2.1). Procurou-se fazer com que as relações entre as tensões atuantes e as resistentes dos tendões ficassem em torno de 1.0.

7.3 Condições Ambientais Extremas em Águas Profundas da Baía de Campeche

A análise dinâmica acoplada das TLPs é efetuada para os 31 estados de mar extremos de curto prazo descritos pelos parâmetros ambientais na Tabela 7-04. As variáveis guardam a mesma definição como no item 2.4. Cada conjunto de parâmetros ambientais compõem o vetor \bar{Y} utilizado ao longo do processo de calibração do critério de projeto. Os ângulos θ_o , θ_v e θ_c , indicam a direção para onde se dirigem as ondas, o vento e a corrente marinha, respectivamente, com relação ao Norte geográfico. A variação da maré astronômica (H_{ma}) é considerada como sendo igual a 0.76 m.

Os dados oceanográficos e meteorológicos foram obtidos de simulações do desenvolvimento das tormentas (*hindcast*) através de modelos numéricos calibrados com medições efetuadas dentro da Baía de Campeche (OCEANWEATHER, 1996). No estudo de *hindcast* foram incluídos 47 furacões e 22 tormentas de inverno que aconteceram no século passado durante um período de observação de 65 anos (1931-1995). Na Tabela 7-04 são listados os estados de mar extremos de cada tormenta que apresentaram alturas de onda significativas (H_s) máximas maiores do que 3.5 m para uma locação na Baía de Campeche com uma lâmina d'água de 1000 m. Os parâmetros das ondas, do vento, da corrente e da maré, são os associados à altura de onda significativa máxima de cada tormenta. As condições ambientais para lâminas d'água de 500 m apresentam características similares, sendo esses dados utilizados na análise de curto prazo das três TLPs.

Na Tabela 7-04 pode se observar que os estados de mar têm uma incidência dominante do Norte para o Sul, sendo o furacão Roxanne aquele que apresenta maior altura significativa de onda e maior velocidade de vento. O espectro de ondas do tipo

Pierson-Moskowitz e o espectro de velocidades de vento do tipo API para esse estado de mar são mostrados nas Figuras 2-02 e 2-03 do Capítulo 2, respectivamente.

Tabela 7-04. Parâmetros oceanográficos e meteorológicos das tormentas em águas profundas da Baía de Campeche.

Tormenta		Onda			Vento		Corrente Sup.		Maré
No.-Nome	Data (a/m/d)	H _s (m)	T _P (s)	θ _o (graus)	V _v (m/s)	θ _v (graus)	V _c (m/s)	θ _c (graus)	H _{ms} (m)
01-Hurdat31	1931/09/15	5.86	9.40	248.6	28.04	255.5	0.027	274.4	0.16
02-Hurdat44	1944/09/21	6.10	10.58	189.1	26.91	172.9	0.013	232.5	0.18
03-Hilda55	1955/09/17	3.77	11.85	147.7	16.34	62.3	0.010	111.8	0.14
04-Janet55	1955/09/28	8.04	10.73	248.1	34.3	246.0	0.033	250.1	0.24
05-TI58	1958/01/02	4.37	10.78	198.8	14.99	208.1	0.018	259.5	0.01
06-TI60	1960/02/13	5.95	11.67	153.5	16.21	154.8	0.016	330.6	0.02
07-TI62	1962/01/11	4.77	11.01	178.3	15.18	169.6	0.011	267.1	0.09
08-TI6302	1963/02/04	4.24	10.44	158.3	13.75	170.1	0.007	284.9	0.08
09-TI6311	1963/11/11	3.51	9.69	151.5	11.04	137.6	0.002	315.8	0.01
10-Inez66	1966/10/08	4.08	12.36	140.5	16.34	47.6	0.011	115.3	0.13
11-TI71	1971/03/04	5.05	11.32	179.0	15.95	201.6	0.016	258.9	0.10
12-TI7301	1973/01/12	5.80	11.68	157.8	14.01	150.6	0.012	24.2	0.05
13-TI7302	1973/02/09	4.90	11.03	167.2	14.95	163.5	0.010	263.2	0.01
14-Brenda73	1973/08/21	5.80	10.01	200.1	25.45	184.0	0.027	234.3	0.15
15-Carmen74	1974/09/04	3.95	9.20	175.1	15.66	155.7	0.008	241.6	0.06
16-TI78	1978/01/20	3.69	10.39	165.7	9.22	186.9	0.004	34.3	0.10
17-Henri79	1979/09/17	3.80	7.31	301.4	19.69	305.7	0.012	8.3	0.07
18-TI8003	1980/03/03	5.80	11.87	178.3	18.04	196.5	0.008	257.0	0.13
19-Hermine80	1980/09/23	4.25	8.19	264.1	21.42	260.9	0.011	264.4	0.09
20-TI8011	1980/11/27	5.25	12.06	151.5	12.47	160.0	0.013	289.3	0.07
21-TI82	1982/01/14	4.93	10.73	155.2	15.34	146.1	0.007	326.1	0.02
22-TI84	1984/02/28	3.70	10.65	169.9	10.36	170.6	0.002	205.8	0.14
23-TI86	1986/12/31	3.73	10.01	169.5	9.91	148.1	0.001	355.0	0.03
24-TI88	1988/02/06	4.64	11.44	198.0	14.35	214.3	0.014	274.2	0.07
25-Gilbert88	1988/09/15	6.75	11.00	112.7	26.30	65.3	0.018	89.0	0.17
26-TI91	1991/11/04	5.19	11.67	202.8	17.55	222.3	0.024	260.6	0.01
27-TI92	1992/02/06	5.39	11.85	150.6	14.45	140.1	0.003	34.6	0.01
28-TI9301	1993/01/25	4.40	10.49	156.0	13.89	151.1	0.007	330.4	0.03
29-TI9303	1993/03/13	6.07	12.17	146.9	16.41	133.2	0.010	293.2	0.11
30-Gert93	1993/09/19	3.93	8.54	214.6	17.92	203.5	0.024	246.3	0.14
31-Roxanne95	1995/10/16	9.02	13.23	158.2	30.89	137.6	0.103	55.9	0.19

TI = Tormenta de Inverno

7.4 Análise Dinâmica Acoplada das TLPs

A análise estrutural das TLPs é feita utilizando um modelo acoplado entre a unidade flutuante, os tendões e o sistema de *risers* (vide Capítulo 2). A plataforma flutuante é modelada como um corpo rígido com seis graus de liberdade e as linhas de ancoragem e *risers* através de elementos finitos do tipo pórtico 3D. A análise dinâmica é do tipo não linear, no domínio do tempo, considerando-se a variação irregular das forças ambientais e as forças de onda de primeira e segunda ordem (*slow drift* e *springing*). As análises acopladas das três TLPs utilizadas para a calibração do critério de projeto dos tendões foram feitas com o programa DeepC[®] (MARINTEK-DNV, 2002). Na Figura 7-04 é apresentado o modelo acoplado da TLP-03 gerado com esse programa.

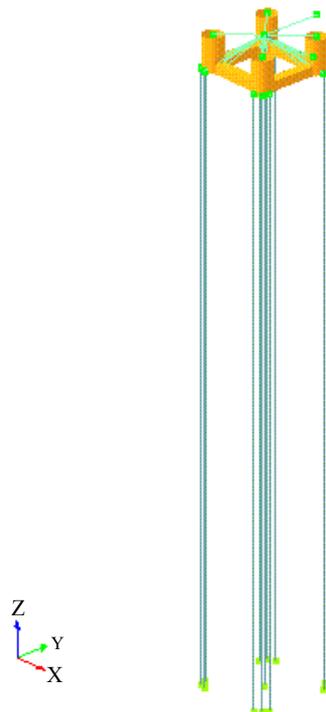


Figura 7-04. Modelo acoplado da TLP-03 para análise estrutural com DeepC[®].

Na modelagem dos tendões e risers foram utilizados elementos finitos com um comprimento de 10 m nos extremos e de 20 m na região central, para as plataformas TLP-01 e TLP-02, e de 5m nos extremos e de 10 m no centro para a plataforma TLP-03. Nos extremos inferiores e superiores dos tendões foram modeladas as *flex joints* através de molas lineares com uma rigidez rotacional de 4200 kN.m/rad (ALVES, 1996).

As cargas consideradas nas linhas esbeltas (tendões e *risers*) incluem o peso, a flutuação e as forças hidrodinâmicas. Para o cálculo das forças hidrodinâmicas é utilizado o modelo de Morison com os coeficientes apresentados na Tabela 7-05 para os diferentes elementos estruturais. O conjunto de 12 *risers* é modelado através de uma única linha com propriedades equivalentes para se obter o mesmo peso, a mesma flutuação e as mesmas forças hidrodinâmicas.

Tabela 7-05. Coeficientes hidrodinâmicos para o modelo de Morison.

Parâmetro	Tendões	Riser	Unidade Flutuante	
		Equivalente	Colunas	Pontões
Diâmetro Hidrodinâmico	Diâmetro Externo	0.904 m	16.200 m	4.603 m
Coeficiente de Arrasto Cd	1.6	3.464	0.7	1.831
Coeficiente de Inércia Cm	2.0	2.0	---	---

Os efeitos da interação entre a unidade flutuante e as ondas são considerados através de coeficientes, dependentes da frequência, de inércia (massa adicionada), amortecimento e das forças de excitação nos seis graus de liberdade. Foram calculados os coeficientes das forças de onda de primeira e segunda ordem (*slow drift* e *springing*). Todos esses coeficientes foram obtidos através de uma análise de difração de ondas utilizando o programa WADAM[®] (MARINTEK-DNV, 2002). Na análise de difração

foi utilizado um modelo do casco de flutuação da TLP composto de 1012 painéis por quadrante (vide Figura 7-05). Na solução dos potenciais de primeira e segunda ordem foram aproveitados os planos de simetria da unidade com relação aos dois eixos horizontais. As cargas de onda sobre o casco de flutuação (colunas e pontões) devidas aos efeitos viscosos foram incluídas utilizando o termo de arrasto da fórmula de Morison, conforme Tabela 7-05.

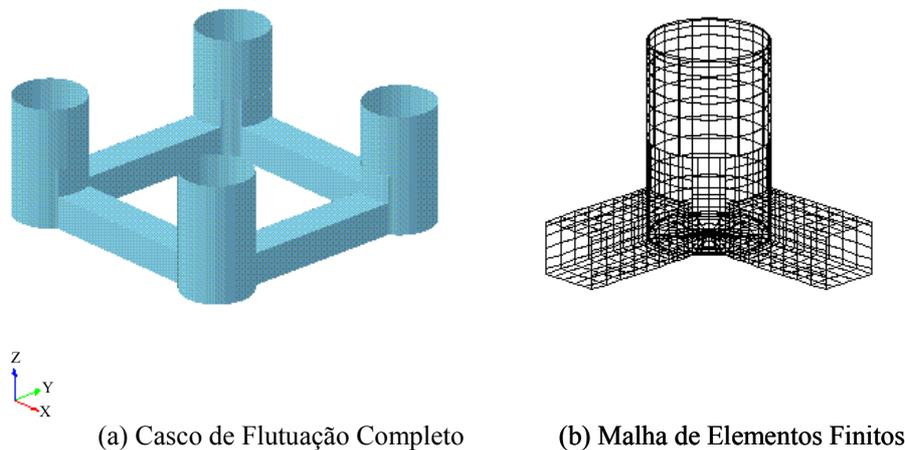


Figura 7-05. Modelo do casco da TLP para análise de difração com WADAM[®].

As análises dinâmicas aleatórias tiveram uma duração de 3600 s com um intervalo de tempo de 0.125 s. Uma rampa inicial de 100 s foi considerada em todas as análises. Foi considerado para todas as tormentas um espectro de alturas de onda do tipo Pierson-Moskowitz e do tipo API para as velocidades do vento. O perfil da corrente marinha foi considerado com uma variação linear, com seu valor máximo na superfície d'água e velocidade nula no fundo do mar. A título de exemplo, na Figura 7-06 são apresentadas alguns históricos da resposta da TLP-01 sob a ação do furacão Roxanne.

São incluídos os deslocamentos dX , dY e dZ do sistema flutuante na direção dos eixos X , Y e Z , respectivamente, e a força de tração na base do tendão no. 4. Na Figura 7-07 são apresentados os espectros para cada uma das quantidades de resposta.

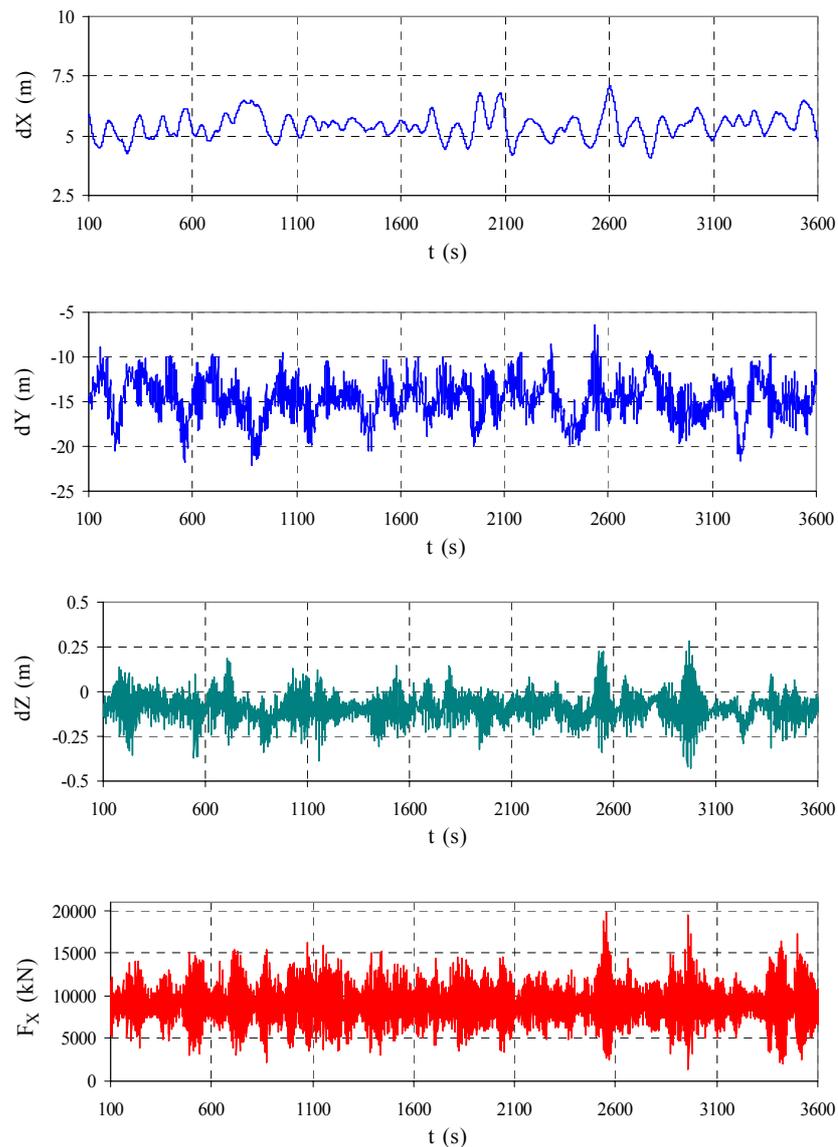


Figura 7-06. Séries temporais de resposta da TLP-01 sob o furacão Roxanne.

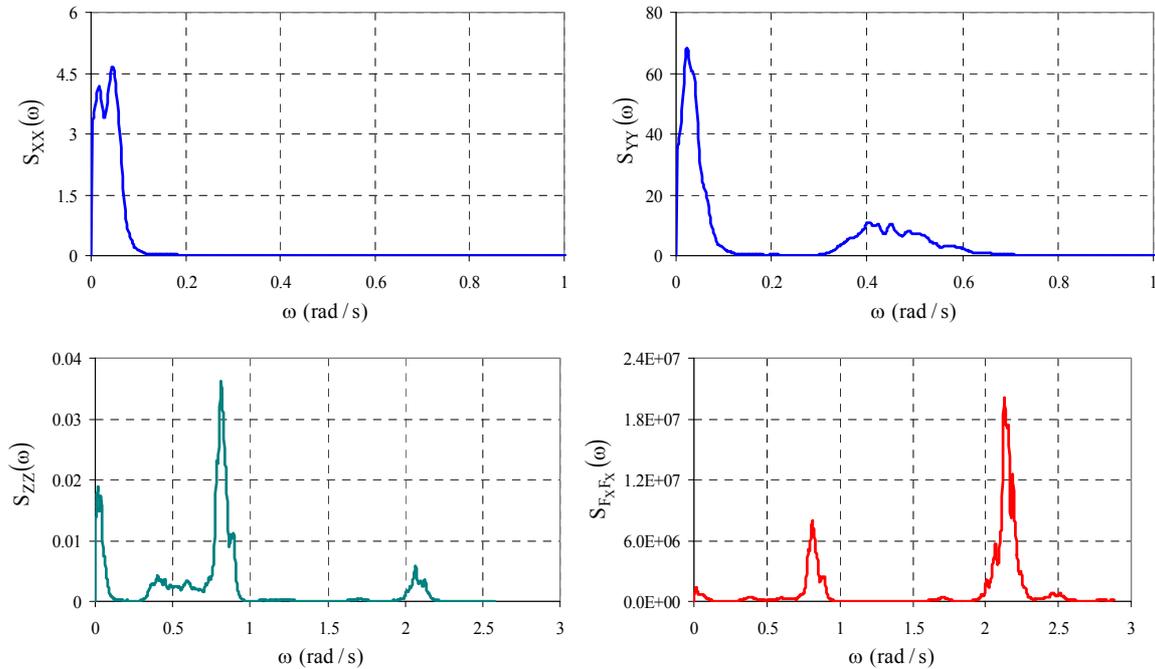


Figura 7-07. Espectros de resposta da TLP-01 sob o furacão Roxanne.

Na Figura 7-06 pode ser visto que a TLP apresenta deslocamentos máximos nos graus de liberdade *surge*, *sway* e *heave* em torno de $dX=7.4$ m, $dY=22$ m e $dZ=-0.45$ m, respectivamente. A tração na base do tendão apresenta valores máximos de $F_X=20000$ kN. Por outro lado, na Figura 7-07 pode ser observado que as quantidades de resposta apresentam duas faixas principais de frequências com contribuições significativas: a primeira em torno de suas frequências naturais de vibração ($\omega=0.047$ rad/s para os graus de liberdade horizontais e $\omega=2.1$ rad/s para o grau de liberdade vertical, vide Tabela 7-06) e a segunda em torno da frequência pico do estado de mar $\omega=0.47$ rad/s. Outras contribuições que aparecem nos espectros são devidas aos efeitos de segunda ordem (*slow drift* e *springing*) levados em conta na análise estrutural.

Na Tabela 7-06 são mostrados os períodos naturais de vibração nos seis graus de liberdade das três TLPs de análise. Para o cálculo dos períodos foram consideradas as matrizes de restauração hidrostática do casco de flutuação, a matriz de rigidez do sistema de tendões e as matrizes de massa estrutural e adicionada do sistema flutuante. A formulação geral dessas matrizes pode ser encontrada em CHOU *et al.* (1983). Nas matrizes de massa (estrutural e adicionada), além da unidade flutuante, foram incluídas as contribuições dos tendões e dos risers: 25% dos valores totais para os graus de liberdade horizontais e 33% no grau de liberdade vertical. Os coeficientes de restauração hidrostática e de massa adicionada do casco de flutuação foram obtidos da análise de difração de ondas.

Tabela 7-06. Períodos naturais de vibração das TLPs.

Grau de Liberdade	TLP-01	TLP-02	TLP-03
<i>Surge</i>	132.66 s	132.76 s	101.20 s
<i>Sway</i>	132.66 s	132.76 s	101.20 s
<i>Heave</i>	3.06 s	3.01 s	2.38 s
<i>Pitch</i>	2.70 s	2.69 s	2.16 s
<i>Roll</i>	2.70 s	2.69 s	2.16 s
<i>Yaw</i>	91.96 s	93.41 s	71.72 s

Na Tabela 7-06 pode ser observado que os períodos de vibração das plataformas TLP-01 e TLP-02, ambas na mesma lâmina d'água, apresentam valores similares para os seis graus de liberdade. Estes resultados são devidos a que os tendões das duas TLPs foram dimensionados para se obter sistemas com rigidez equivalente, ou seja, para que a área de aço e a pré-tração total dos tendões por coluna fossem aproximadamente as mesmas. A diferença no período de *yaw* é devida à variação na rigidez rotacional do sistema gerada pelo número de tendões e sua posição com relação ao centro das plataformas.

7.5 Resposta Extrema do Fator de Utilização dos Tendões

Uma vez feitas as análises estruturais das TLPs sob cada estado de mar extremo e conhecidos os históricos dos esforços ao longo dos tendões, procede-se o cálculo das realizações de curto prazo do fator de utilização das seções de interesse. Por exemplo, na Figura 7-08 são apresentados os históricos da força axial de tração (F_X), do momento de flexão resultante ($M_{YZ} = \sqrt{M_Y^2 + M_Z^2}$) e o IR($t, \vec{Y} = \vec{y}_{31} | \vec{z}$) para a seção na base do tendão número 4 da TLP-01 sob a ação do furacão Roxanne (estado de mar no. 31). No cálculo do fator de utilização são consideradas as propriedades geométricas do tendão dadas na Tabela 7-03, uma tensão de escoamento $F_Y=449.56$ MPa, um coeficiente de Poisson $\nu = 0.3$ e uma ovalização inicial da seção $\delta_0 = 0.25\%$. Também foram consideradas as médias das variáveis aleatórias descritas no item 7.6. As seguintes trações devidas aos efeitos quasi-estáticos foram calculadas para esse tendão: (a) tração devida à variação da maré $T_m=373.98$ kN, (b) tração devida à pressão hidrostática no topo do tendão $T_p=-61.79$ kN, (c) tração devida ao posicionamento do C.G. da plataforma fora do centro geométrico $T_{cg}=781.98$ kN, e (d) tração devida ao erro no posicionamento da fundação $T_f=15.75$ kN.

Como pode ser visto na Figura 7-08, a força de tração na base do tendão apresenta valores máximos na ordem de 20000 kN e momentos de flexão máximos de 130 kN.m. A mesma ordem de grandeza na diferença entre os esforços foi encontrada em todos os tendões analisados, o qual indica que a resposta do tendão é grandemente dominada pelas tensões devidas à força axial. A variação dinâmica dos esforços, junto com a pressão hidrostática, geram uma série temporal do fator de utilização com uma média de 0.344 e um valor máximo de 0.549. Outros parâmetros estatísticos dessa mesma realização do IR podem ser consultados na Tabela 4-01.

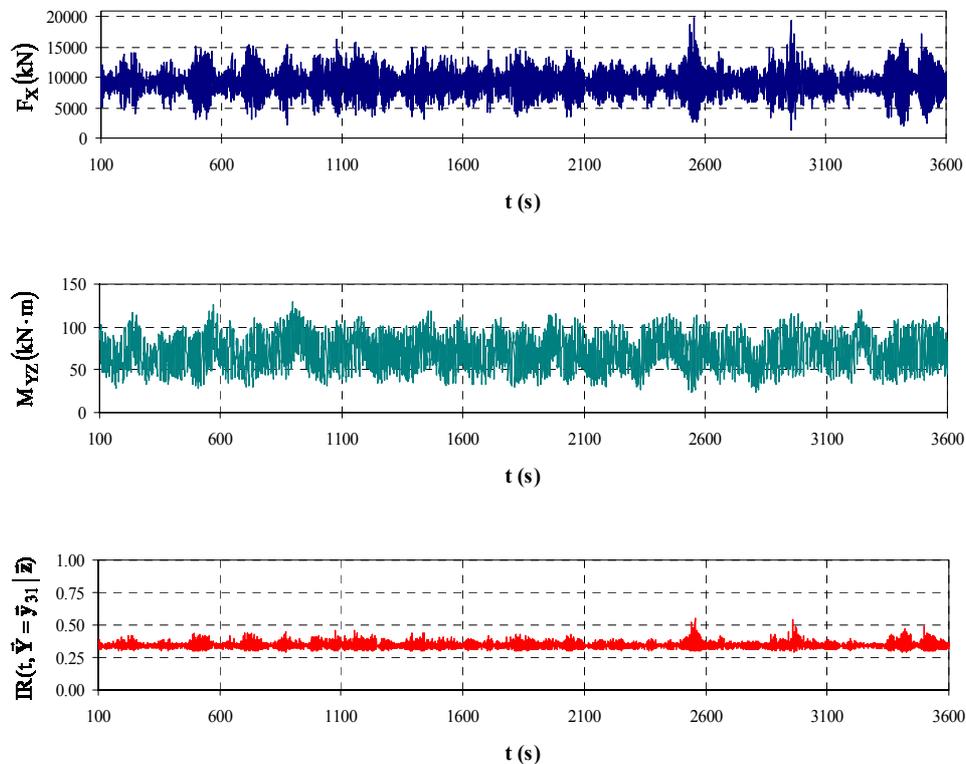


Figura 7-08. Esforços e fator de utilização da seção na base do tendão no. 4 da TLP-01 sob a ação do furacão Roxanne.

Para fazer o ajuste das distribuições de probabilidades de valores máximos e extremos para cada realização do $IR(t, \bar{Y} | \bar{Z})$ de curto prazo, inicialmente são identificados os máximos globais e depois é feita a análise estatística dessas novas amostras. Com os valores da média, do desvio padrão e do coeficiente de *skewness*, são ajustadas funções de Weibull para os valores máximos e de Gumbel para os valores extremos. As metodologias para a análise estatística de séries temporais e o ajuste de funções de probabilidades a dados observados são detalhadas no Capítulo 4. A título de exemplo, na Tabela 7-07 são apresentados os dados estatísticos das séries de valores máximos globais e os parâmetros das distribuições de Weibull e de Gumbel ajustadas ao

$IR(t, \vec{Y} = \vec{y} | \vec{z})$ de curto prazo (3-h) da seção na base do tendão no. 4 da TLP-01 para as 31 tormentas. Nas Figuras 7-09(a) e 7-09(b) são mostrados seus respectivos gráficos.

Tabela 7-07. Parâmetros das distribuições de Weibull e de Gumbel para a seção na base do tendão mais carregado da TLP-01.

Tormenta	Máximos Globais Observados				Distribuição de Máximos Weibull			Distribuição de Extremos Gumbel (3-h)	
	No.	$m_{IR_{máx}}$	$dp_{IR_{máx}}$	$k_{IR_{máx}}$	u_w	α_w	λ_w	u_g	α_g
01-Hurdats1	3891	0.342	0.008	1.171	0.331	0.012	1.420	0.383	226.0
02-Hurdats44	3894	0.352	0.010	1.259	0.338	0.015	1.357	0.409	156.7
03-Hilda55	3452	0.335	0.004	0.847	0.328	0.008	1.720	0.354	531.9
04-Janets55	3780	0.352	0.011	1.028	0.335	0.019	1.538	0.408	172.9
05-TI58	3752	0.338	0.005	0.733	0.328	0.011	1.857	0.362	455.1
06-TI60	3641	0.344	0.009	0.831	0.329	0.016	1.738	0.384	257.6
07-TI62	3736	0.340	0.007	0.754	0.328	0.013	1.831	0.370	355.9
08-TI6302	3826	0.337	0.005	0.942	0.329	0.009	1.619	0.362	395.6
09-TI6311	3690	0.334	0.004	0.901	0.327	0.008	1.661	0.354	496.4
10-Inez66	3422	0.336	0.005	0.864	0.328	0.009	1.701	0.358	467.6
11-TI71	3755	0.341	0.007	0.818	0.329	0.014	1.753	0.375	309.6
12-TI7301	2551	0.334	0.004	1.430	0.329	0.005	1.250	0.358	346.4
13-TI7302	3739	0.340	0.007	0.764	0.328	0.014	1.819	0.372	340.0
14-Brenda73	3958	0.350	0.011	1.227	0.335	0.016	1.379	0.408	157.4
15-Carmen74	3921	0.337	0.005	0.802	0.328	0.010	1.772	0.362	435.4
16-TI78	3780	0.334	0.004	0.971	0.328	0.007	1.591	0.354	492.3
17-Henri79	4202	0.337	0.007	1.047	0.327	0.011	1.522	0.372	280.7
18-TI8003	3678	0.345	0.010	1.110	0.332	0.015	1.468	0.395	189.0
19-Hermine80	4116	0.335	0.004	0.641	0.327	0.009	1.986	0.353	628.2
20-TI8011	3554	0.340	0.007	1.070	0.329	0.012	1.502	0.376	259.1
21-TI82	3690	0.340	0.007	1.095	0.329	0.012	1.481	0.379	245.0
22-TI84	3773	0.335	0.004	0.833	0.328	0.008	1.736	0.354	549.0
23-TI86	3804	0.334	0.005	1.051	0.327	0.008	1.518	0.358	411.9
24-TI88	3709	0.339	0.006	0.936	0.328	0.011	1.626	0.370	321.8
25-Gilbert88	3786	0.346	0.009	0.993	0.332	0.016	1.570	0.392	216.6
26-TI91	2727	0.330	0.002	1.103	0.327	0.003	1.474	0.339	968.8
27-TI92	3570	0.340	0.007	0.933	0.329	0.013	1.629	0.376	282.8
28-TI9301	3675	0.338	0.006	1.139	0.329	0.010	1.445	0.371	284.8
29-TI9303	3536	0.345	0.010	1.026	0.330	0.016	1.540	0.392	202.7
30-Gert93	3662	0.331	0.001	0.784	0.328	0.003	1.794	0.337	1624.5
31-Roxanne95	3332	0.375	0.025	1.815	0.348	0.027	1.067	0.539	45.3

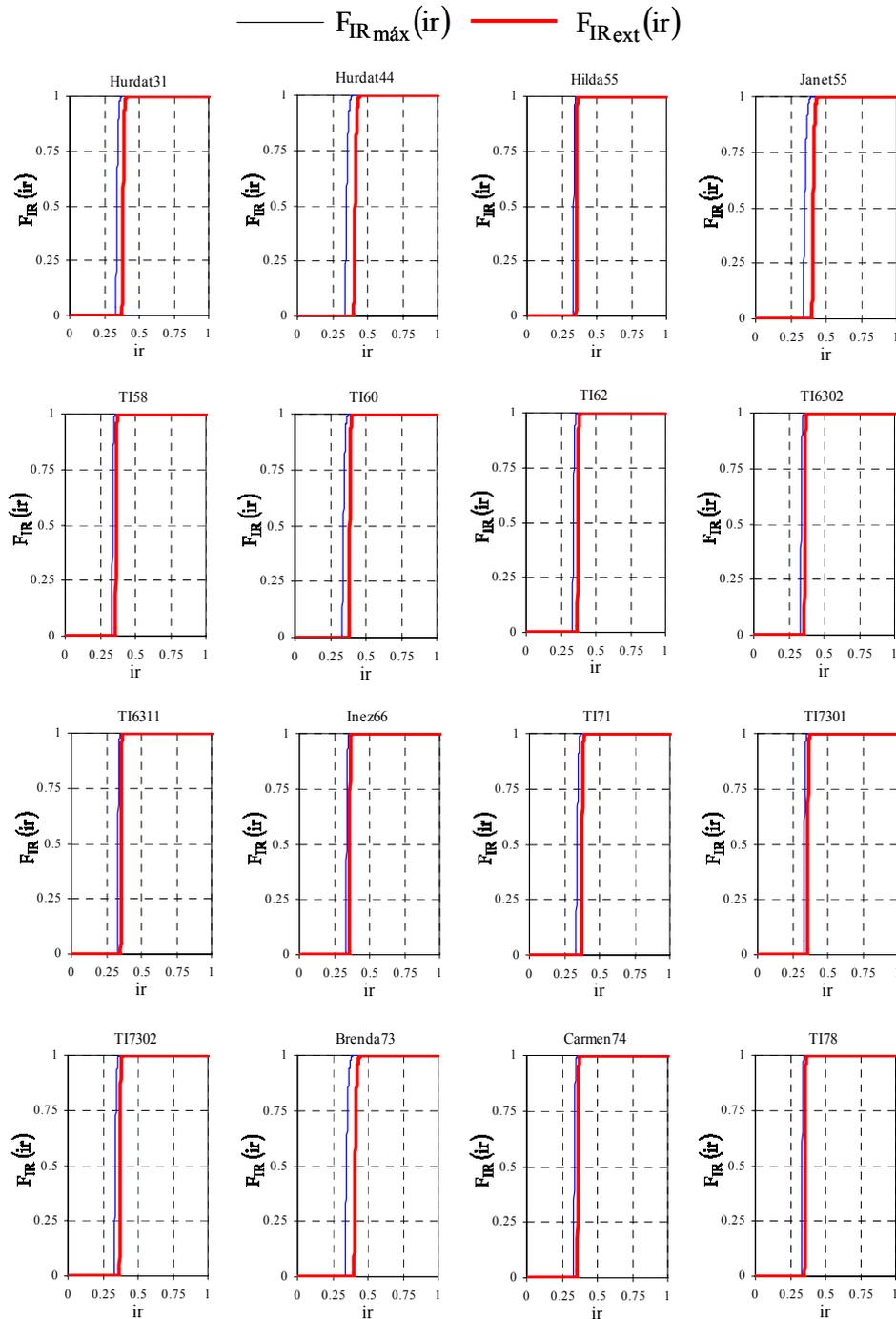


Figura 7-09(a). FCPs de valores máximos e extremos de curto prazo do IR da seção na base do tendão mais carregado da TLP-01. Tormentas (1) a (16).

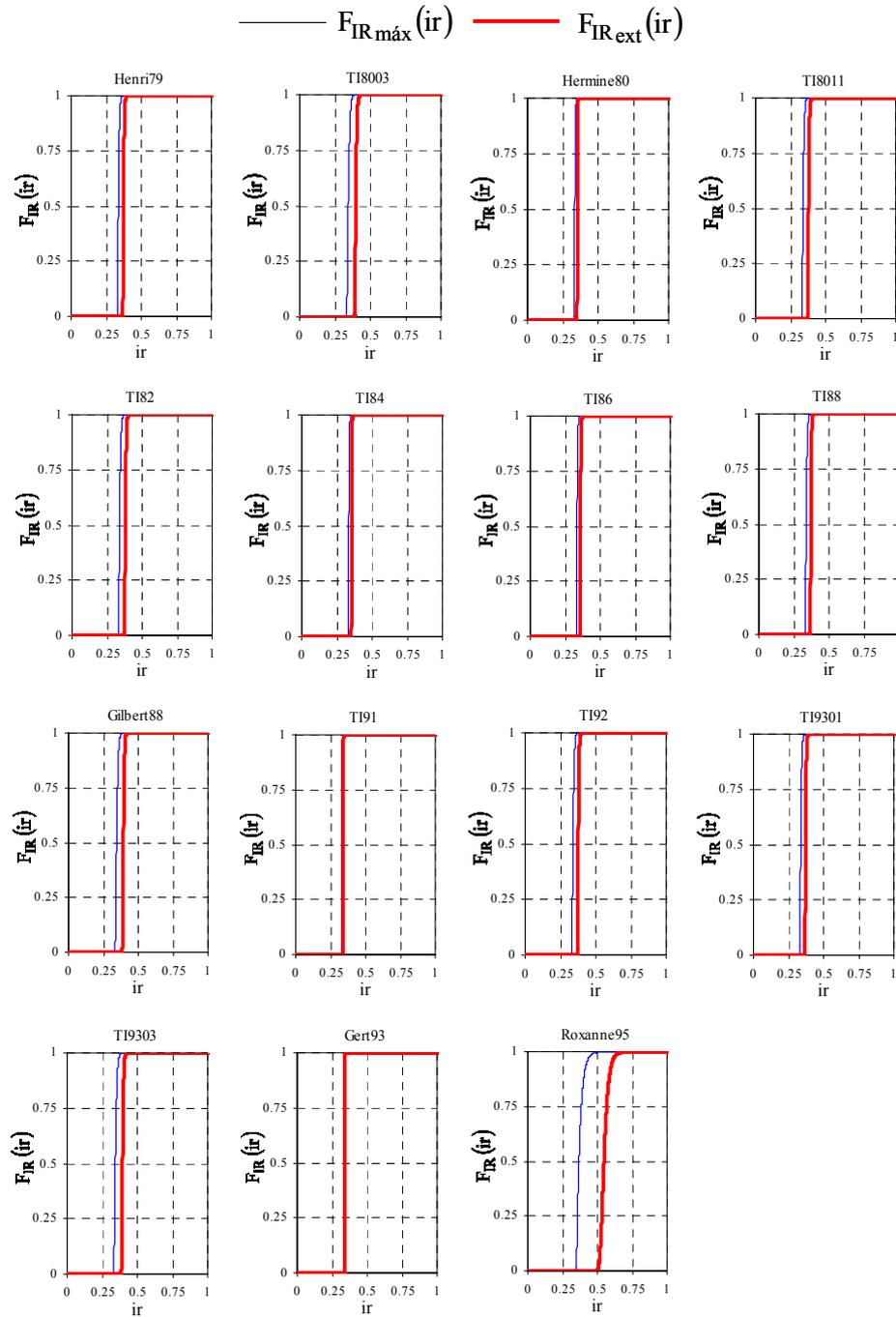


Figura 7-09(b). FCPs de valores máximos e extremos de curto prazo do IR da seção na base do tendão mais carregado da TLP-01. Tormentas (17) a (31).

Devido a que atualmente não existe disponível nenhum modelo da função densidade de probabilidades conjunta $f_{\vec{Y}}(\vec{y})$ dos parâmetros ambientais de tempestades (furacões e tormentas de inverno) para as condições locais da Baía de Campeche, para se incluir a contribuição do conjunto de estados de mar de curto prazo à resposta extrema do fator de utilização, através da Equação (4-47), neste trabalho foi utilizada a seguinte aproximação:

$$F_{IR_{ext}}|\vec{X}=\vec{x}, \vec{Z} \left(ir|\vec{X} = \vec{x}, \vec{Z} \right) \cong \frac{1}{NF} \cdot \sum_{i=1}^{NF} F_{IR_{ext}}^{cp,i}|\vec{X}=\vec{x}, \vec{Z}, \vec{Y}=\vec{y}_i \left(ir|\vec{X} = \vec{x}, \vec{Z}, \vec{Y} = \vec{y}_i \right). \quad \text{Eq. 7-01}$$

onde $F_{IR_{ext}}^{cp,i}|\vec{X}=\vec{x}, \vec{Z}, \vec{Y}=\vec{y}_i \left(ir|\vec{X} = \vec{x}, \vec{Z}, \vec{Y} = \vec{y}_i \right)$ é a distribuição de valores extremos da resposta de curto prazo para cada estado de mar $\vec{Y} = \vec{y}_i$ e NF é o número de estados de mar extraordinários incluídos na análise, neste caso NF=31.

Continuando com o exemplo de aplicação, na Figura 7-10 é mostrada a distribuição de valores extremos do fator de utilização incluindo a contribuição das 31 tormentas através da Equação (7-01) e a distribuição de extremos da resposta do tendão para um período de TA=100 anos avaliada com a Equação (4-48). As tormentas têm uma taxa média de ocorrência anual $v_F = 31 / 65 = 0.477$.

Nas Figuras 7-09(a) e 7-09(b) pode ser observado que as FCPs de valores extremos do IR de curto prazo estão localizadas numa faixa do fator de utilização entre 0.3 e 0.4, exceto para o furacão Roxanne que ultrapassa o valor de 0.65. Por outro lado,

na Figura 7-10 pode ser visto que as FCPs de valores extremos para TA=100 anos refletem a contribuição das primeiras 30 tormentas nos valores do IR menores a 0.5 e a contribuição isolada da tormenta Roxanne nos IR superiores a 0.5. A FCP de valores extremos da resposta do tendão para um período TA=100 anos apresenta valores máximos na ordem de 0.7.

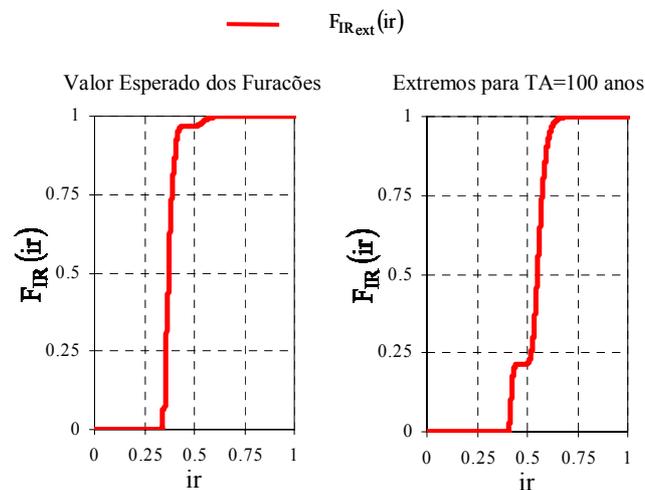


Figura 7-10. FCPs de valores extremos para TA=100 anos da seção na base do tendão mais carregado da TLP-01.

A FCP de valores extremos para TA=100 anos é utilizada na análise de confiabilidade para avaliar a probabilidade de falha dos elementos estruturais (vide item 7.6), enquanto que a FDP (Eq. 4-49) é utilizada para o cálculo do valor esperado do fator de utilização no processo de calibração dos fatores parciais de segurança do critério de projeto para os tendões (vide item 7.7).

7.6 Análise de Confiabilidade

Para efetuar a análise de confiabilidade é necessária a caracterização probabilística das propriedades geométricas do tendão, das propriedades mecânicas do material, dos efeitos (esforços) devidos aos carregamentos e dos modelos de análise.

Neste trabalho, baseando-se na referência (DNV, 1995a), assume-se que os tendões são fabricados com processos de alta precisão pelo qual as propriedades geométricas, como o diâmetro e a espessura, são consideradas como quantidades determinísticas e com uma ovalização inicial (*initial ovality*) máxima $\delta_0 = 0.25\%$.

Sob a mesma hipótese de alta qualidade do processo de fabricação dos tendões, o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de Poisson (ν) do material são considerados como determinísticos. A tensão de escoamento (F_y) é considerada como uma variável aleatória do tipo Lognormal com média de 482.5 MPa e coeficiente de variação de 6% (HART *et al.*, 1985). Para levar em conta a variação da resistência do tendão devida a sua montagem através de diferentes elementos (segmentos de tubo de aço) conectados em série, a tensão de escoamento do material é modelada com a seguinte distribuição de valores mínimos:

$$F_{\min F_y}(fy) = 1.0 - [1.0 - F_{F_y}(fy)]^{NE} \quad \text{Eq. 7-02}$$

onde: $F_{\min F_y}(fy)$ é a FCP de valores mínimos da tensão de escoamento do material dos tendões,

$F_{F_y}(fy)$ é a distribuição parente (Lognormal) de F_y do material e

NE é o número de elementos de tendão com influência na seção de análise.

Para o estabelecimento dos valores de NE foi considerado que 25% do comprimento total do tendão tem influência para uma seção na base ou no topo do mesmo, enquanto que para uma seção central do tendão foi considerado 50% do comprimento. Neste trabalho foi considerado que os elementos do tendão são fabricados com um comprimento de 50 m. Para os tendões das TLP-01 e TLP-02, NE=5 para as seções na base ou no topo e NE=10 para as seções da parte central do tendão. Para a TLP-03, NE=3 para as seções na base ou no topo e NE=4 para a seção central do tendão. Para esses números de elementos de tendão e a FDP parente de F_y do tipo Lognormal ($\mu=482.5$ MPa e $CoV=6\%$), a função de mínimos (Eq. 7-02) tem as médias e desvios padrões apresentados na Tabela 7-08.

Tabela 7-08. Parâmetros estatísticos da função de valores mínimos do F_y .

Número de Elementos de Tendão	Média (MPa)	Desvio Padrão (MPa)
3	458.27	20.46
4	453.21	18.95
5	449.56	17.93
10	439.46	15.35

A pré-tração nos tendões é o resultado das cargas na TLP em águas tranquilas como o peso do convés e o peso próprio dos componentes estruturais, pressão hidrostática no casco de flutuação e nos *risers* e tendões. Os parâmetros que governam esse tipo de carregamento são cuidadosamente controlados, sendo razoável considerá-lo como uma quantidade determinística (DNV, 1995b). Então, a variação nos carregamentos estáticos é determinada com base na variação nas cargas funcionais e na

sua distribuição no convés. Neste trabalho, para levar em conta a incerteza nos carregamentos estáticos e quasi-estáticos nos tendões é utilizada uma variável aleatória normal com média 1.0 e coeficiente de variação de 5% (LOTSBERG, 1991).

MARTHINSEN (1989) comparou a resposta média em *surge* de uma TLP num estado ambiental extremo com resultados de ensaios experimentais. Foi encontrado um desvio de 12% da resposta calculada numericamente com relação à obtida com os ensaios quando foram incluídas as forças de vento, ondas e corrente. MARTON e MATHISEN (1993) compararam o *offset* médio de uma TLP devido ao vento e as ondas com resultados experimentais de modelos reduzidos em duas condições ambientais, e foram observadas variações de 1 a 12%. BANON *et al.* (1994) recomendam uma variável aleatória com média 1.0 e coeficiente de variação de 10% para representar as incertezas no cálculo da resposta dos tendões sob carregamentos de primeira ordem das ondas (*wave frequency loads*) e um coeficiente de variação de 21% no caso de forças de onda com frequência baixa (*low frequency loads*). A DNV (1995b) recomenda um coeficiente de variação de 10% na resposta dos tendões sob *wave frequency loads*, de 20% a 30% para *low frequency loads* e de 30% para *high frequency loads* (cargas com frequências altas). Neste trabalho é utilizada uma variável aleatória do tipo normal com média 1.0 e um coeficiente de variação de 25% para modelar a incerteza nos esforços devidos à ação conjunta de todas as forças ambientais.

O modelo numérico do fator de utilização do tendão (Eq. 5-08) apresenta uma tendência (*bias*) nas resistências calculadas com relação aos valores experimentais (vide Capítulo 4). As incertezas da tensão resistente ao colapso axial, da tensão resistente ao colapso por flexão e do colapso hidrostático são modeladas através de variáveis normais com médias 1.2, 1.0 e 0.95 e coeficientes de variação de 8%, 7% e 13%, respectivamente, conforme descrito na referência (MOAN *et al.*, 1994).

Na Tabela 7-09 é apresentado um resumo da caracterização probabilística das variáveis aleatórias utilizadas na análise de confiabilidade das seções na base, no meio e no topo dos tendões das TLPs. A definição dessas variáveis é dada com maior detalhe no Capítulo 5 (item 5.4).

Tabela 7-09. Variáveis aleatórias independentes do tempo.

Variável Aleatória	Tipo de Distribuição	Parâmetros		Referência	
		μ	CoV		
X_{CE}	Incerteza nos esforços devidos às cargas estáticas	Normal	1.00	5%	LOTSBERG (1991)
X_{CA}	Incerteza nos esforços devidos às cargas ambientais	Normal	1.00	25%	BANON <i>et al.</i> (1994) DNV (1995b)
X_{IR_T}	Incerteza na resistência ao colapso axial no modelo numérico do IR	Normal	1.20	8%	MOAN <i>et al.</i> (1994)
X_{IR_B}	Incerteza na resistência ao colapso por flexão no modelo numérico do IR	Normal	1.00	7%	MOAN <i>et al.</i> (1994)
X_{IR_p}	Incerteza na resistência ao colapso hidrostático no modelo numérico do IR	Normal	0.95	13%	MOAN <i>et al.</i> (1994)
X_{Fy}	Incerteza na tensão de escoamento do material	Mínimos (Eq. 7-02)	Distribuição Parente (Lognormal) 482.5 MPa	6%	HART <i>et al.</i> (1985)

A análise de confiabilidade das seções dos tendões, baseada na estatística de extremos do fator de utilização IR, para um período de 1 ano é feita segundo a metodologia descrita no Capítulo 5. No método FORM foi considerada uma tolerância para convergência de 1×10^{-4} no índice de confiabilidade. Devido ao fato de que o critério de projeto desenvolvido neste trabalho tem a ver com o ELU de qualquer seção ao longo do tendão, inicialmente a análise de confiabilidade é aplicada para se identificar o tendão mais carregado de cada TLP. Depois, a mesma metodologia é utilizada para redimensionar os tendões para atingir a probabilidade de falha alvo.

Na Tabela 7-10 são apresentadas as probabilidades de falha anuais e seus respectivos índices de confiabilidade para as seções na base de todos os tendões das três TLPs. Nessa tabela, pode se observar que a seção do tendão número 4 apresenta a maior probabilidade de falha para as três plataformas. Esse fato é congruência da incidência dominante das ondas e o vento das tormentas na Baía de Campeche descritas na Tabela 7-04. A maior probabilidade de falha foi obtida para o tendão mais carregado da TLP-01, apresentando um valor levemente superior à probabilidade de falha alvo (1×10^{-4}) que será considerada no processo de calibração do critério de projeto. Com base nestes resultados, pode ser considerado que as três plataformas analisadas apresentam uma segurança aceitável dentro dos requerimentos estabelecidos para as estruturas *offshore* (vide Tabela 6-01).

Tabela 7-10. Probabilidades de falha anuais das seções na base dos tendões.

Tendão No. (vide Figura 7-03)	TLP-01		TLP-02		TLP-03	
	Pf	β	Pf	β	Pf	β
1	3.01632×10^{-5}	4.012	1.40657×10^{-5}	4.188	1.49910×10^{-5}	4.174
2	8.03763×10^{-5}	3.774	---	---	1.99784×10^{-5}	4.108
3	1.23979×10^{-4}	3.664	6.64056×10^{-5}	3.821	2.61248×10^{-5}	4.045
4	1.50537×10^{-4}	3.614	8.30646×10^{-5}	3.766	3.25639×10^{-5}	3.993
5	1.04014×10^{-4}	3.709	---	---	2.69054×10^{-5}	4.038
6	3.96108×10^{-5}	3.947	1.75301×10^{-5}	4.138	1.78018×10^{-5}	4.134
7	6.13203×10^{-7}	4.851	1.70861×10^{-7}	5.099	6.77945×10^{-6}	4.351
8	1.09944×10^{-6}	4.734	---	---	8.91677×10^{-6}	4.290
9	1.82610×10^{-6}	4.630	5.03280×10^{-7}	4.890	9.74225×10^{-6}	4.271
10	1.36149×10^{-6}	4.691	4.40647×10^{-7}	4.916	7.08402×10^{-6}	4.341
11	2.58132×10^{-6}	4.558	---	---	7.80390×10^{-6}	4.320
12	4.99537×10^{-6}	4.417	3.65775×10^{-6}	4.484	9.49617×10^{-6}	4.276

Na Tabela 7-11 são apresentadas as probabilidades de falha anuais para as seções na base, no meio e no topo dos tendões mais carregados das três TLPs. As seções correspondem respectivamente a profundidades de 1000 m, 511 m e 51 m, com relação

ao nível médio do mar, para os modelos TLP-01 e TLP-02, e de 500 m, 261 m e 51 m para a TLP-03. As seções na base e no topo dos tendões são aquelas que apresentam, respectivamente, as maiores e menores probabilidades de falha. Estes resultados são devido à pouca variação dos esforços de tração e flexão ao longo dos tendões e ao maior efeito da pressão hidrostática com o aumento da profundidade. As nove seções (para $n_{tlp}=3$ e $n_s=3$) assinaladas na Tabela 7-11 constituem os casos considerados no processo de calibração do critério de projeto que será desenvolvido no item seguinte.

Tabela 7-11. Probabilidades de falha anuais das seções dos casos para calibração.

Seção do Tendão	TLP-01		TLP-02		TLP-03	
	Pf	β	Pf	β	Pf	β
Base	1.50537×10^{-4}	3.614	8.30646×10^{-5}	3.766	3.25639×10^{-5}	3.993
Meio	7.84507×10^{-5}	3.780	6.61093×10^{-5}	3.822	2.11482×10^{-5}	4.095
Topo	2.91542×10^{-5}	4.020	2.12800×10^{-5}	4.093	1.47631×10^{-5}	4.177

Na Tabela 7-12 são apresentados os fatores de importância (sub-produto do FORM) das variáveis aleatórias utilizadas na análise de confiabilidade para as nove seções consideradas. Nesta tabela pode ser observado que as variáveis associadas à incerteza nos esforços devido às cargas ambientais X_{CA} e à resistência do tendão ao colapso axial X_{IR_T} apresentam maior “importância” na confiabilidade, enquanto que a variável X_{IR_p} associada à resistência ao colapso hidrostático da seção é mais relevante na base que no topo do tendão. As variáveis aleatórias com menor influência na confiabilidade são aquelas relacionadas com a resistência das seções à flexão X_{IR_B} e ao carregamento estático X_{CE} . Como será mostrado na calibração do critério de projeto dos tendões, os fatores parciais de segurança associados com as variáveis aleatórias “mais importantes” apresentam uma maior ordem de grandeza.

Tabela 7-12. Fatores de importância das variáveis aleatórias na análise de confiabilidade dos casos para calibração.

V. A.	TLP-01			TLP-02			TLP-03		
	Base	Meio	Topo	Base	Meio	Topo	Base	Meio	Topo
X_{CE}	6.2×10^{-3}	7.0×10^{-3}	5.5×10^{-3}	6.3×10^{-3}	6.7×10^{-3}	5.2×10^{-3}	9.9×10^{-3}	8.8×10^{-3}	8.2×10^{-3}
X_{CA}	2.3×10^{-1}	3.1×10^{-1}	2.6×10^{-1}	2.5×10^{-1}	3.3×10^{-1}	2.7×10^{-1}	2.3×10^{-1}	2.1×10^{-1}	2.3×10^{-1}
X_{IR_T}	1.7×10^{-1}	2.1×10^{-1}	1.8×10^{-1}	1.9×10^{-1}	2.1×10^{-1}	1.9×10^{-1}	2.0×10^{-1}	2.1×10^{-1}	2.0×10^{-1}
X_{IR_B}	5.0×10^{-5}	1.1×10^{-5}	1.5×10^{-4}	8.5×10^{-6}	4.2×10^{-5}	1.7×10^{-4}	7.1×10^{-5}	6.6×10^{-5}	2.6×10^{-4}
X_{IR_p}	1.4×10^{-2}	2.7×10^{-3}	2.1×10^{-5}	1.3×10^{-2}	2.5×10^{-3}	2.0×10^{-5}	5.9×10^{-3}	1.1×10^{-3}	4.3×10^{-5}
X_{Fy}	8.1×10^{-2}	5.5×10^{-2}	7.0×10^{-2}	8.6×10^{-2}	5.8×10^{-2}	7.4×10^{-2}	1.4×10^{-1}	1.0×10^{-1}	1.2×10^{-1}

Na Tabela 7-13 são apresentadas as espessuras das 9 seções de tendão (casos para calibração) que atendem a probabilidade de falha alvo $pf_{alvo} = 1 \times 10^{-4}$. No processo de redimensionamento dos tendões foi considerado que as variações nas espessuras dos elementos estruturais não modificam os esforços obtidos na análise estrutural.

Tabela 7-13. Espessuras das seções para atender a probabilidade de falha alvo.

Seção	D (m)	Seções Originais			Seções Redimensionadas			
		t_0 (m)	Pf	β	t_0 (m)	Pf	β	
TLP-01	Base	0.6604	0.0349	1.50537×10^{-4}	3.614	0.03566	1.00421×10^{-4}	3.718
	Meio	0.6604	0.0349	7.84507×10^{-5}	3.780	0.03451	1.00341×10^{-4}	3.718
	Topo	0.6604	0.0349	2.91542×10^{-5}	4.020	0.03280	1.00409×10^{-4}	3.718
TLP-02	Base	0.8128	0.0445	8.30646×10^{-5}	3.766	0.04405	1.00752×10^{-4}	3.717
	Meio	0.8128	0.0445	6.61093×10^{-5}	3.822	0.04342	1.02000×10^{-4}	3.714
	Topo	0.8128	0.0445	2.12800×10^{-5}	4.093	0.04091	1.00411×10^{-4}	3.718
TLP-03	Base	0.6604	0.0286	3.25639×10^{-5}	3.993	0.02716	1.00956×10^{-4}	3.717
	Meio	0.6604	0.0286	2.11482×10^{-5}	4.095	0.02644	1.00125×10^{-4}	3.719
	Topo	0.6604	0.0286	1.47631×10^{-5}	4.177	0.02584	1.00464×10^{-4}	3.718

D: diâmetro, T_0 : espessura

7.7 Calibração dos Fatores Parciais de Segurança do Critério de Projeto

A calibração do critério de projeto para o ELU dos tendões é feita segundo a metodologia apresentada no Capítulo 6. O critério de projeto é aplicável a qualquer seção ao longo do comprimento dos tendões. No processo de calibração é considerado que os esforços nos elementos estruturais não são modificados com pequenas variações nas propriedades geométricas dos tendões. É considerado como valor característico da tensão de escoamento o valor mínimo especificado para o material, $F_y=415$ MPa.

Para conduzir o processo de calibração é utilizado o critério de projeto estabelecido na equação (6-01) para um período de análise de 100 anos. Os fatores parciais de segurança $\vec{\gamma} = \{\gamma_{CE}, \gamma_{CA}, \gamma_F, \gamma_p\}^T$ são calibrados de maneira que ao se fazer o dimensionamento dos elementos estruturais a condição $pf \leq pf_{alvo}$ seja plenamente atendida. Como foi definido no item 6.5, para a calibração dos fatores de segurança é utilizada uma probabilidade de falha alvo anual $pf_{alvo} = 1 \times 10^{-4}$ ($\beta_{alvo} = 3.719$).

Para se obter os fatores parciais de segurança é utilizado o método numérico descrito no item 6.7. No algoritmo das Estratégias Evolutivas foi utilizado um vetor inicial $\vec{\gamma} = \{1.0, 1.0, 1.0, 1.0\}^T$, um desvio padrão $\sigma = 0.01$ e uma matriz de coeficientes de importância com os seguintes elementos na sua diagonal principal: $\phi_{11} = 0.35$, $\phi_{22} = 1.0$, $\phi_{33} = 0.75$ e $\phi_{44} = 0.35$. Os elementos da matriz $\vec{\phi}$ foram estabelecidos em função dos fatores de importância das variáveis aleatórias (vide Tabela 7-12) partindo de um valor unitário para a variável mais significativa na análise de confiabilidade. Para satisfazer o critério de convergência do processo de calibração (Eq.

6-05) foi considerada uma tolerância de erro de 1×10^{-4} . Os fatores de peso w_{ij} dos casos de calibração foram considerados como sendo da mesma ordem de grandeza ($1/(n_{tlp} \cdot n_s) = 1/9$).

Na Tabela 7-14 são apresentados os fatores parciais de segurança calibrados para cada TLP de maneira independente. Para cada plataforma foram considerados três casos de calibração correspondentes às seções na base, no meio e no topo do tendão mais carregado, com as espessuras indicadas na Tabela 7-13 que atendem a probabilidade de falha alvo.

Tabela 7-14. Fatores Parciais de Segurança para cada TLP, para TA=100 anos.

Fator Parcial de Segurança	TLP-01	TLP-02	TLP-03
γ_{CE}	1.008	1.004	1.002
γ_{CA}	1.215	1.211	1.180
γ_F	1.095	1.095	1.081
γ_p	1.039	1.037	1.034

Na Tabela 7-14 pode ser observado que os fatores calibrados para as três plataformas são da mesma ordem de grandeza e mostram o mesmo padrão de valores: o fator de segurança γ_{CE} para majorar as tensões devidas às cargas estáticas apresenta um valor em torno de 1.005, o fator γ_{CA} para majorar as tensões devidas aos carregamentos ambientais apresenta um valor em torno de 1.20, o fator γ_F para majorar a relação entre as tensões atuantes e resistentes de tração e flexão tem um valor próximo a 1.09 e o fator de segurança γ_p para majorar a relação entre a pressão externa e a resistência ao colapso hidrostático apresenta um valor em torno de 1.035. O mesmo padrão de valores dos fatores parciais de segurança é obtido ao se considerar os 9 casos

de calibração (vide Tabela 7-15). O fator parcial de segurança com a maior ordem de grandeza corresponde a γ_{CA} e com a menor para γ_{CE} . Os valores dos fatores parciais de segurança resultantes da calibração refletem o nível da incerteza e a importância das variáveis aleatórias na análise de confiabilidade.

Tabela 7-15. Fatores Parciais de Segurança para as três TLPs, TA=100 anos.

γ_{CE}	γ_{CA}	γ_F	γ_p
1.003	1.223	1.081	1.043

Utilizando os fatores apresentados na Tabela 7-15, os tendões foram redimensionados para atender o critério de projeto estabelecido na expressão (6-01). Depois, a confiabilidade de cada elemento estrutural foi novamente avaliada. As probabilidades de falha e os índices de confiabilidade obtidos são comparados na Tabela 7-16 com aqueles valores calculados antes de aplicar o processo de calibração. A mudança dos índices de confiabilidade é mostrada graficamente na Figura 7-11.

Tabela 7-16. Probabilidades de falha das seções de tendão antes e depois da calibração.

Seção	D (m)	Antes da Calibração			Depois da Calibração			
		t_0 (m)	Pf	β	t_0 (m)	Pf	β	
TLP-01	Base	0.6604	0.0349	1.50537×10^{-4}	3.614	0.03573	9.67186×10^{-5}	3.727
	Meio	0.6604	0.0349	7.84507×10^{-5}	3.780	0.03445	1.03712×10^{-4}	3.710
	Topo	0.6604	0.0349	2.91542×10^{-5}	4.020	0.03280	1.00409×10^{-4}	3.718
TLP-02	Base	0.8128	0.0445	8.30646×10^{-5}	3.766	0.04415	9.61955×10^{-5}	3.729
	Meio	0.8128	0.0445	6.61093×10^{-5}	3.822	0.04315	1.10756×10^{-4}	3.693
	Topo	0.8128	0.0445	2.12800×10^{-5}	4.093	0.04091	1.00411×10^{-4}	3.718
TLP-03	Base	0.6604	0.0286	3.25639×10^{-5}	3.993	0.02760	7.19851×10^{-5}	3.801
	Meio	0.6604	0.0286	2.11482×10^{-5}	4.095	0.02690	7.11175×10^{-5}	3.804
	Topo	0.6604	0.0286	1.47631×10^{-5}	4.177	0.02650	6.36735×10^{-5}	3.832

D: diâmetro, T_0 : espessura

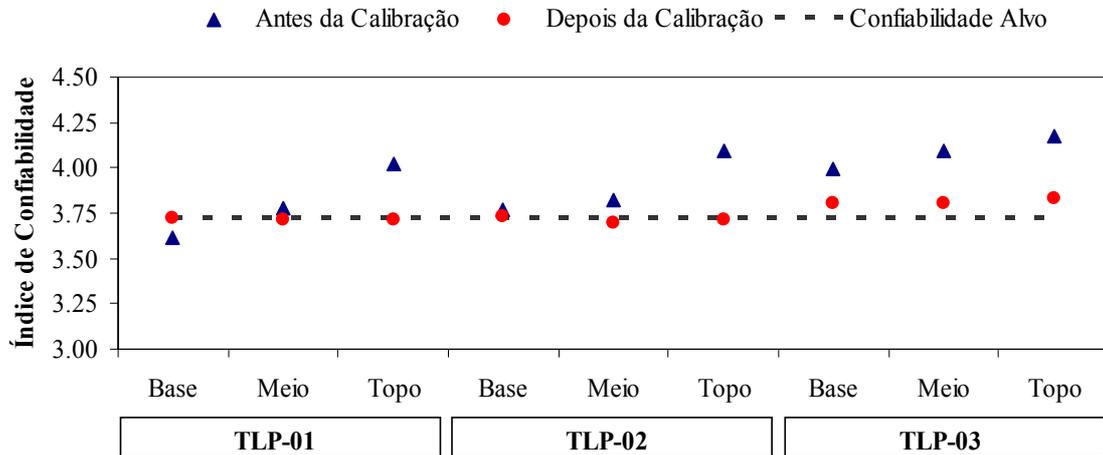


Figura 7-11. Índices de confiabilidade das seções de tendão antes e depois da calibração.

Os resultados mostram como os elementos dimensionados segundo o novo critério de projeto apresentam uma confiabilidade com uma baixa dispersão em torno do valor alvo. Os parâmetros estatísticos dos índices de confiabilidade antes e depois da calibração, apresentados na Tabela 7-17, complementam esta observação. As seções de tendão antes da calibração mostram um desvio padrão quase 4 vezes maior do que depois da calibração.

Tabela 7-17. Estatística dos índices de confiabilidade antes e depois da calibração.

Parâmetros Estatísticos	Índice de Confiabilidade β	
	Antes da Calibração	Depois da Calibração
Média	3.929	3.748
Desvio Padrão	0.190	0.050
CoV (%)	4.827	1.336

7.8 Comentários

Neste capítulo foram calibrados os fatores parciais de segurança do critério LRFD para o projeto dos tendões de TLPs para as condições ambientais de tempestade predominantes nas águas profundas da Baía de Campeche, México. O critério de projeto corresponde ao ELU dos tendões caracterizado por um fator de utilização que leva em conta a interação dinâmica entre os esforços de tração, flexão e pressão hidrostática externa. O critério de projeto desenvolvido tem aplicação para qualquer seção ao longo dos tendões. A tensão de escoamento do material a ser utilizada corresponde ao valor mínimo especificado pelo fabricante. Deve-se observar que o processo de calibração baseia-se numa probabilidade de falha anual, porém o critério de projeto usa um período de referência de 100 anos para a resposta extrema.

Os fatores parciais de segurança foram calibrados de forma que o critério de projeto implicitamente atenda a probabilidade de falha alvo adotada. No processo de calibração foram consideradas as seções na base, no meio e no topo do tendão mais carregado de três TLPs localizadas em lâminas d'água de 1000 m e 500 m e com arranjos de 2 e 3 tendões por coluna. Os fatores parciais de segurança assim obtidos são os seguintes: fator para majorar as tensões devidas as cargas estáticas $\gamma_{CE}=1.003$, fator para majorar as tensões devidas aos carregamentos ambientais $\gamma_{CA}=1.223$, fator para majorar a relação entre as tensões atuantes e resistentes de tração e flexão $\gamma_F=1.081$ e fator de segurança para majorar a relação entre a pressão externa e a resistência ao colapso hidrostático $\gamma_p=1.043$. Esses valores refletem o nível de incerteza e a importância das variáveis aleatórias na análise de confiabilidade. Ao se aplicar o novo critério de projeto no redimensionamento dos elementos estruturais é obtida uma confiabilidade mais uniforme em torno do valor alvo.

Capítulo 8

Comentários Finais

Neste trabalho foi estabelecido um critério de projeto baseado em fatores parciais de segurança (LRFD) para o dimensionamento dos tendões de plataformas flutuantes do tipo TLP na condição intacta. Como parte fundamental do processo de calibração do critério foram desenvolvidas duas metodologias: uma para a análise de confiabilidade dos tendões baseada na estatística de extremos da resposta em eventos ambientais extraordinários (furacões e tormentas de inverno) e outra para a calibração numérica dos fatores parciais de segurança baseada no algoritmo básico das estratégias evolutivas.

O critério de projeto foi desenvolvido para o estado limite último (ELU) de qualquer seção ao longo do comprimento dos tendões para as condições ambientais de tempestade dominantes nas águas profundas da Baía de Campeche, México. A resposta dos elementos estruturais foi caracterizada por um fator de utilização (IR) que leva em conta a interação dinâmica entre os esforços de tração, flexão e pressão hidrostática externa. Entre diversas formulações de IRs disponíveis na literatura, foi utilizada aquela que apresenta uma melhor aproximação entre os valores calculados e os observados em ensaios experimentais.

A calibração dos fatores parciais de segurança foi efetuada considerando as seções na base, no meio e no topo dos tendões mais carregados de três TLPs. A primeira TLP foi dimensionada para operar numa lâmina d'água de 1000 m com um arranjo de 3 tendões por coluna (12 no total), a segunda também para uma lâmina d'água de 1000 m mas com 2 tendões por coluna (8 no total) e a terceira para uma lâmina d'água de 500 m com 3 tendões por coluna (12 no total).

Devido à importância da interação dinâmica entre a plataforma flutuante e os sistemas de tendões e *risers* com o aumento da lâmina d'água, foram efetuadas análises acopladas do sistema estrutural. A unidade flutuante foi modelada como um corpo rígido com seis graus de liberdade e as linhas esbeltas como elementos finitos de pórtico 3D. As análises dinâmicas para cada estado de mar de curto prazo foram feitas no domínio do tempo para se incluir as principais não linearidades, como as devidas à rigidez geométrica das linhas esbeltas, as forças de onda de segunda ordem e o termo de arrasto da equação de Morison. Análises de difração de ondas do casco de flutuação foram feitas para avaliar os coeficientes de massa adicionada, de restauração hidrostática, de amortecimento e das forças de onda de primeira e segunda ordem (*slow drift* e *springing*).

A caracterização das condições ambientais da locação foi composta por uma série de 31 tormentas (furacões e tormentas de inverno) que aconteceram durante o século passado no Golfo do México. Cada tormenta foi representada pelo estado de mar de curto prazo (3-h) que apresentou a maior altura significativa de onda. Do conjunto de tempestades, o furacão Roxanne é o estado de mar com a maior intensidade, com alturas significativas de onda de 9.02 m e velocidades de vento de 30.89 m/s. Foi considerado que a resposta extrema da TLP pode acontecer durante esses estados de mar de curto prazo.

Devido à natureza não Gaussiana da distribuição do IR dos tendões, o modelo de Weibull foi utilizado para representar a sua função de probabilidades dos valores máximos. A função assintótica do Tipo I (modelo de Gumbel) foi utilizada para a distribuição de valores extremos do IR de curto prazo. A distribuição de valores extremos do IR para um período de tempo maior foi determinada através da integração

das contribuições de curto prazo considerando-se que as tormentas constituem um conjunto de eventos discretos, com uma ocorrência independente entre si e com o número de ocorrências seguindo uma distribuição de probabilidades de Poisson. A distribuição de valores extremos da resposta dos tendões para um período de tempo igual a 100 anos inclui uma contribuição significativa do IR devido ao furacão Roxanne.

A análise de confiabilidade foi efetuada com um esquema “integrado no tempo” onde a probabilidade de falha do elemento estrutural, condicionada a um conjunto de valores das variáveis aleatórias, é obtida através da distribuição cumulativa de valores extremos (para o período de tempo adotado) avaliada no fator de utilização que representa a falha ($ir=1.0$). Devido ao alto esforço computacional para se calcular a probabilidade de falha total, a análise de confiabilidade foi feita com o método FORM. Foram incluídas as incertezas dos efeitos das cargas estáticas, dos carregamentos dinâmicos, da tensão de escoamento do material e das parcelas de resistência da formulação do IR. Foi assumido que a fabricação dos tendões é de alta qualidade pelo que as propriedades geométricas foram consideradas como determinísticas com uma ovalização inicial (*initial ovality*) da sua seção transversal de 0.25%. Para levar em conta a variação da resistência dos tendões devido a sua montagem através de diferentes elementos conectados em série, a tensão de escoamento do material foi modelada através de uma distribuição de valores mínimos.

Durante o processo de calibração do critério de projeto, a análise de confiabilidade foi utilizada para dois objetivos: (a) para identificar o tendão mais carregado de cada TLP (aquele com maior probabilidade de falha) e (b) para o redimensionamento das seções dos tendões para atender a probabilidade de falha alvo. Para as três plataformas, os tendões com a maior probabilidade de falha corresponderam a aqueles na direção dominante das condições ambientais. Devido à pouca variação nos

esforços ao longo do comprimento dos tendões e ao acréscimo da pressão hidrostática com a profundidade, as seções na base apresentaram a maior probabilidade de falha e as seções no topo apresentaram os menores valores. Dos nove casos utilizados na calibração, unicamente um deles apresentou uma probabilidade de falha levemente superior ao valor $pf=1 \times 10^{-4}$ estabelecido pela DNV (1992) como margem de segurança para estruturas com conseqüências de falha sérias. Devido a este fato, as TLPs incluídas na calibração do critério de projeto foram consideradas como estruturas “seguras”.

As variáveis aleatórias associadas à incerteza nos esforços devida às cargas ambientais e à resistência do tendão ao colapso axial apresentaram os fatores de importância com maior ordem de grandeza. As variáveis com menor influência na análise de confiabilidade foram as relacionadas com a resistência à flexão e ao carregamento estático. Estes fatores de importância refletem os valores obtidos na calibração dos fatores parciais de segurança.

Para conduzir o processo de calibração dos fatores parciais de segurança foi estabelecido como critério de projeto a não ultrapassagem da unidade pelo valor esperado do IR extremo da resposta para um período de referência de 100 anos. Um resumo do critério de projeto proposto neste trabalho é apresentado no item 8.1. O método de calibração consistiu na definição do conjunto de fatores parciais de segurança de forma que ao se projetar um tendão segundo o critério de projeto proposto, a condição $pf \leq pf_{alvo}$ fosse automaticamente satisfeita. Devido ao fato de que o estabelecimento de uma confiabilidade alvo através de uma metodologia baseada em risco não fez parte do escopo deste trabalho, foi utilizada uma probabilidade de falha alvo $pf_{alvo} = 1 \times 10^{-4}$. Os fatores parciais de segurança assim calibrados são mostrados na Tabela 8-01.

Tabela 8-01. Fatores parciais de segurança calibrados para o critério de projeto dos tendões de TLPs (vide item 7.7).

γ_{CE}	γ_{CA}	γ_F	γ_p
1.003	1.223	1.081	1.043

Os valores obtidos para os fatores de segurança refletem o nível de incerteza e a importância das variáveis aleatórias na análise de confiabilidade. Por exemplo, o fator de segurança γ_{CE} que apresenta uma ordem de grandeza próxima de 1.0 indica a baixa incerteza na pré-tração dos tendões e o fator de segurança γ_{CA} com o maior valor mostra a alta incerteza associada com as ações ambientais.

Ao se redimensionar os elementos estruturais segundo o novo critério de projeto é obtida uma dispersão na confiabilidade 4 vezes menor do que antes de se fazer a calibração dos fatores parciais de segurança.

É importante salientar que os fatores parciais de segurança calibrados para o critério de projeto proposto neste trabalho não podem ser considerados como definitivos. Esses fatores devem ser ainda ajustados através da inclusão de uma maior variedade de TLPs tanto em geometrias (do casco e tendões) quanto de materiais, bem como da atualização do número de tormentas e os seus parâmetros ambientais.

8.1 Conclusões

De acordo com os resultados obtidos neste trabalho estabelecem-se as seguintes conclusões:

- O critério de projeto proposto, baseado em confiabilidade, para o dimensionamento dos tendões de plataformas TLP representa uma contribuição no desenvolvimento de tecnologias para otimizar o projeto deste tipo de estruturas. Nele são utilizados conceitos usuais para os engenheiros de projeto como fator de utilização, estados de mar extremos, fatores parciais de segurança e valor esperado da resposta extrema, o qual facilitará sua incorporação na prática. Embora, este procedimento de projeto envolve um alto esforço computacional.
- As metodologias desenvolvidas para a análise de confiabilidade e para a calibração de fatores parciais de segurança são genéricas, *i.e.*, elas podem ser aplicadas para TLPs em qualquer lâmina d'água e para qualquer outro tipo de representação estatística de condições ambientais. Por exemplo, para locais onde a estatística das condições ambientais é representada por distribuições de longo prazo (vide item 2.5), tais como a costa Brasileira e o Mar do Norte, quase nenhuma modificação é necessária nas metodologias apresentadas.

- O critério de projeto melhora a confiabilidade do sistema estrutural devido ao fato de que os tendões são projetados através da sua resposta extrema gerada pela combinação de múltiplos estados de mar durante um período longo de tempo que pode incluir a sua vida útil.
- A confiabilidade estrutural permite um tratamento sistemático das incertezas e o estabelecimento das margens de segurança requeridas pela indústria. A caracterização probabilística das variáveis e a confiabilidade alvo têm um papel fundamental na calibração dos fatores parciais de segurança.
- A metodologia para análise de confiabilidade desenvolvida pode ser utilizada de maneira isolada para se avaliar sistemas de ancoragem existentes ou em processos de otimização estrutural. É importante salientar que a avaliação da probabilidade de falha baseada na estatística das tempestades envolve um grande esforço computacional (usando um microcomputador Pentium III a 800 MHz, cada análise dinâmica acoplada da TLP com 1-hr de duração realizada neste trabalho consumiu na ordem de 5-hr de tempo CPU).
- Os valores calibrados para os fatores parciais de segurança sugerem que as tensões geradas pelas cargas estáticas podem ser consideradas como determinísticas e maior ênfase deve ser dada na modelagem dos efeitos dos carregamentos ambientais, sobretudo o referente aos ressonantes de segunda ordem.

- O critério de projeto desenvolvido neste trabalho para os tendões de uma TLP na condição intacta, para uma resposta extrema de TA=100 anos, é o seguinte (maiores detalhes são dados no Capítulo 6):

Qualquer seção do tendão deve ser dimensionada para atender a seguinte condição:

$$E\left[IR_{\text{ext}}^{100}\right] \leq 1.0 \quad \text{Eq. 8-01}$$

onde: $E\left[IR_{\text{ext}}^{100}\right]$ é o valor esperado do fator de utilização extremo da seção de tendão para um tempo de referência de 100 anos.

Cada realização do fator de utilização de curto prazo $IR(t, \vec{Y})$, para a tormenta caracterizada pelos parâmetros ambientais no vetor \vec{Y} , deve ser avaliada com a seguinte expressão:

$$IR(t, \vec{Y}) = (\gamma_F)^{\kappa} \cdot \left[\frac{f_T(t)}{F_T} + \frac{f_B(t)}{F_B} \right]^{\kappa} + (\gamma_p) \cdot \frac{p}{p_C} \quad \text{Eq. 8-02}$$

com

$$f_T(t) = \gamma_{CE} \cdot f_{T,CE} + \gamma_{CA} \cdot f_{T,CA}(t)$$

Eq. 8-03

$$f_B(t) = \gamma_{CE} \cdot f_{B,CE} + \gamma_{CA} \cdot f_{B,CA}(t)$$

onde: γ_{CE} é o fator parcial de segurança para majorar as tensões de tração $f_{T,CE}$ e flexão $f_{B,CE}$ devidas às cargas estáticas (pré-tração e esforços devidos aos efeitos quasi-estáticos),

γ_{CA} é o fator parcial de segurança para majorar as tensões de tração $f_{T,CA}(t)$ e flexão $f_{B,CA}(t)$ devidas às cargas ambientais (onda, vento e corrente),

γ_F é o fator parcial de segurança para majorar o termo que faz a soma das relações entre as tensões de tração e flexão atuantes ($f_T(t)$ e $f_B(t)$) e suas respectivas tensões resistentes (F_T e F_B), e

γ_p é o fator parcial de segurança para majorar a relação entre a pressão hidrostática atuante p e a resistência da seção ao colapso hidrostático p_C .

Os valores dos fatores parciais de segurança calibrados para as condições ambientais de tempestade dominantes nas águas profundas da Baía de Campeche, México, são estabelecidos na Tabela 8-01. Ao se utilizar estes fatores de segurança, o valor esperado da resposta extrema da seção do tendão deve incluir as contribuições das 31 tormentas (vide Tabela 7-04) utilizadas no processo de calibração.

Na determinação da resposta dos tendões devem ser levadas em conta as seguintes considerações:

- (a) A parcela estática das tensões é calculada com a pré-tração e os esforços devidos aos efeitos quasi-estáticos estabelecidos no item 3.2.1.
- (b) A parcela dinâmica das tensões é calculada com os esforços na seção do tendão obtidos na análise estrutural descontando-se os valores da pré-tração e carregamentos estáticos iniciais.
- (c) Na análise estrutural devem ser levadas em conta as forças de onda de primeira (*wave frequency*) e segunda ordem (*slow drift* e *springing*) assim quanto a variação dinâmica do vento. A variação da maré pode ser considerada como um efeito quasi-estático.
- (d) O cálculo das tensões resistentes da seção à tração, à flexão e ao colapso hidrostático é feito utilizando o valor mínimo da tensão de escoamento (F_y) do material dos tendões estabelecido pelo fabricante.

8.2 Recomendações para Trabalhos Futuros

O critério de projeto desenvolvido neste trabalho ainda tem alguns aspectos que devem ser incluídos e/ou melhorados em trabalhos futuros, como por exemplo:

1. Acrescentar a diversidade de TLPs, tanto em características estruturais e de materiais quanto em lâminas d'água, para a calibração de fatores parciais de segurança definitivos.
2. Estabelecer modelos probabilísticos que descrevam a variação conjunta dos parâmetros ambientais do estado de mar de tempestade para locações em águas profundas da Baía de Campeche. Assim como atualizar a base de dados das tormentas através de medições em campo novas e já existentes.
3. Através de uma análise de risco, definir probabilidades de falha alvo, para diferentes estados limite, compatíveis com as condições de segurança, econômicas, sociais, políticas e de cuidados ao meio ambiente do âmbito de aplicação do critério.
4. Efetuar mais análises experimentais de elementos cilíndricos sujeitos simultaneamente a cargas de tração, flexão e pressão externa para melhorar o modelo numérico do fator de utilização dos tendões.



5. Efetuar um estudo detalhado da influência de pequenas mudanças nas propriedades geométricas dos tendões (diâmetro e espessura) na resposta estrutural.
6. Verificar a possibilidade de usar uma metodologia mais simplificada para o projeto dos tendões, como por exemplo, baseada unicamente no estado de mar (3-h) de tempestade centenária.
7. Incluir no critério de projeto outros estados limites, também de alta importância para o projeto dos tendões, como a condição de um tendão rompido durante uma tormenta, a falta de uma linha de ancoragem por manutenção e a vida à fadiga dos tendões, entre outros.
8. E ainda com objetivos mais ambiciosos, pode se estabelecer um critério global para o projeto dos diferentes componentes estruturais de TLPs, como o convés, o casco de flutuação e a fundação.



Referências

- AHMAD, S., 1996, “Stochastic TLP Response under Long Crested Random Sea”, *Computer and Structures*, Vol. 61, No. 6, Pergamon, pp. 975-993.
- ALLEN, D.E., 1975, “Limit States Design – a Probabilistic Study”, *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol. 2, No. 1, pp. 36-49.
- ALVES, L.H.M., 1996, *Análise Dinâmica dos Tendões de uma Plataforma de Pernas Atirantadas*, Tese de Mestrado, COPPE-UFRJ.
- ANG, A.H.S, TANG, W.H., 1975, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Volume I Basic Principles*, John Wiley & Sons, New York, USA.
- ANG, A.H.S, TANG, W.H., 1984, *Probability Concepts in Engineering Planning and Design, Volume II Decision, Risk and Reliability*, John Wiley & Sons, New York, USA.
- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1989, *Bulletin 5C3 on Formulas and calculations for Casing, Tubing, Drill Pipe and Line Pipe properties*, USA.
- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1989, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Load and Resistance Factor Design*, Draft, API RP 2A – LRFD, USA.



- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1993, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Load and Resistance Factor Design*, API RP 2A – LRFD, 1st Edition, USA.
- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1997, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Tension Leg Platforms*, API RP 2T, 2nd Edition, USA.
- API, AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 2000, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design*, API RP 2A – WSD, 21st Edition, USA.
- BANON, H., CORNELL, C.A., HARDING, S.J, 1991, “Probabilistic Combination of Forces in Tension Leg Platform Tethers”, *Journal of Structural Engineering ASCE*, Vol. 117 (5).
- BANON, H., HARDING, S.J., 1989, “Methodology for Assessing Reliability of Tension Leg Platform Tethers”, *Journal of Structural Engineering ASCE*, No. 9.
- BANON, H., TOR, R.G., JEFFERYS, E.R., DE, R.S., 1994, “Development of Reliability Based Global Design Equations for TLPs”, *Proceedings of the 13th International Offshore Mechanic and Artic Engineering Symposium*, ASME, Vol. II, pp. 335-343.
- BEA, R., 1997, *Risk based Hurricane and Earthquake Critéria for the Design and Requalification of Platforms in the Bay of Campeche*, Report to Petróleos Mexicanos and Instituto Mexicano del Petróleo, Marine Technology and Management Group, University of Califórnia at Berkeley, USA.



- BITNER GREGERSEN, E.M., HAVER, S., 1991, “Joint Environmental Model for Reliability Calculations”, *Proceedings of the First International Offshore and polar Engineering Conference*, Edinburgh, United Kingdom, Vol. I, pp. 246-253.
- BHATTACHARYA, B., WANG, S., BASU, MA, K.T., MENON, B., 1999, “Reliability-Based Combination of Environmental Parameters for the Design of Novel Floating Structures”, *Proceedings of the 18th International Offshore Mechanic and Artic Engineering Symposium*, ASME, Vol. I, pp. 1-6.
- BSI, BRITISH STANDARD INSTITUTION, 1990, *Subsea Pipelines – Appendix B Buckling*, Draft, London, UK.
- BURY, K.V., 1975, *Statistical Models in Applied Science*, John Wiley & Sons, New York, USA.
- CHAKRABARTI, S.K., 1987, *Hydrodynamics of Offshore Structures*, Computational Mechanics Publications, Southampton Boston.
- CHAKRABARTI, S.K., 1990, *Nonlinear Methods in Offshore Engineering*, Developments in Marine Technology, Elsevier, Chicago Bridge & Iron, Plainfield, IL, USA.
- CHANDRASEKARAN, S., JAIN, A.K., 2002, “Dynamic Behavior of Square and Triangular Offshore Tension Leg Platforms under Regular Wave Loads”, *Ocean Engineering*, No. 29, Pergamon, pp. 279-313.
- CHOU, F.S.F., GHOSH, S., HUANG, E.W., 1983, “Conceptual Design Process of a Tension Leg Platform”, *SNAME transaction*, Vol. 91, pp. 275-305.



- CIRIA, 1977, *Rationalization of Safety and Serviceability Factors in Structural Codes*, Report No. 63, Construction Industry Research and Information Assoc., London.
- CSA, CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION, 1992, *General Requirements, Design Criteria, the Environment, and Loads*, A National Standard of Canada, CAN/CSA-S471-92.
- DER KIUREGHIAN, A., LIU, P.L., 1986, “Structural Reliability under Incomplete Probability Information”, *J. of Engineering Mechanics ASCE*, Vol. 112, No. 1.
- DNV, DET NORSKE VERITAS, 1982, *Submarine Pipelines*, 1st Edition, H. Norway.
- DNV, DET NORSKE VERITAS, 1992, *Structural Reliability Analysis of Marine Structures*, Classification Notes No. 30.6, Hovik, Norway.
- DNV, DET NORSKE VERITAS, 1995a, *Guideline for Offshore Structural Reliability Analysis – Examples for Tension Leg Platforms*, Joint Industry Project, Report No. 95-3198, Revision 02, Hovik, Norway.
- DNV, DET NORSKE VERITAS, 1995b, *Guideline for Offshore Structural Reliability Analysis – Application to Tension Leg Platforms*, Joint Industry Project, Report No. 95-3197, Revision 02, Hovik, Norway.
- DNV, DET NORSKE VERITAS, 2001, *Dynamic Risers: Offshore Standard DNV-OS-F201*, 1st Edition, Hovik, Norway.
- ELLINGWOOD, B., GALAMBOS, T.V., MacGREGOR, J.C., CORNELL, C.A., 1980, *Development of a Probability Based Load Criteria for American National Standard A58*, NBS Special Publication No. 577, US Department of Commerce.



- ELWANGER, G.B., 1988, *Alguns Aspectos da Análise e do Projeto de Plataformas Marítimas*, Tese de Doutorado, COPPE-UFRJ.
- ESTEFEN, S.F., MOAN, T., SAEVIK, R., ZIMMER, R.A., 1994, “Limit State Formulations for TLP Tendon and Steel Riser Bodies”, *Journal of Construction Steel Research*, No. 32, Elsevier, pp. 107-121.
- FALTINSEN, O.M., 1993, *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*, Cambridge University Press.
- FARNES, K.A., 1990, *Long-Term Statistics of Response in Non-Linear Marine Structures*, PhD. Thesis, Norwegian University of Science and Technology.
- FAULKNER, D., BIRRELL, N.D., STIANSEN, S.G., 1983, “Development of a Reliability based Design Code for the Structure of Tension Leg Platform”, *Proceedings of the 15th Annual Offshore Technology Conference*, OTC 4648, Houston Texas, pp. 575-586.
- GOULART, R.O., ALVES, L.H.M., LIMA, E.C.P., ELWANGER, G.B., SAGRILO, L.V.S., SIQUEIRA, M.Q., 2003, “A Comparative Reliability Analysis between Two Design Options for the Number of Tendons in a Tension Leg Platform (TLP)”, *Proceedings of the Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, Hawaii, USA, pp. 455-460.
- GREENWOOD, G.W., 1997, “Chaotic Behavior in Evolution Strategies”, *Physica D* 109, Elsevier.



- GUENARD, Y.F., 1984, *Application of System Reliability Analysis to Offshore Structures*, The John A. Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, Report No. 71, pp 131.
- HALLAM, M.G., HEAF, N.J., Wootton, L.R., 1978, *Dynamics of Marine Structures: Methods of Calculating the Dynamic Response of Fixed Structures Subject to Waves and Current Action*, Report UR 8 (2nd Edition), CIRIA Underwater Engineering Group, London.
- HART, D.K., RUTHERFORD, S.E., WICKHAM, A.H.S., 1985, *Structural Reliability Analysis of Stiffened Panels*, The Royal Institution of Naval Architects.
- HAYER, S., NYHUS, K.A., 1986, "A Wave Climate Description for Long Term Response Calculations", *Proceedings of the 5th International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium*, Vol. IV, New York, pp. 27-34.
- HOOFT, J.P., 1971, "A Mathematical Method of Determining Hydrodynamically Induced Forces on a Semisubmersible", *Annual Meeting of SNAME*, New York, pp. 28-70.
- HOWELLS, H., 1995, "Advances in Steel Catenary Riser Design", *DEEPTEC'95*, Aberdeen UK, pp. 1-5.
- HUANG, K., BAI, Y., 2001, "Reliability Methods for Deepwater Position-Mooring Design and Analysis", *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston, USA.
- ISSC COMMITTEE V.6, 1997, "Structural Design of Floating Production Systems", *Proc of the 13th International Ship and Offshore Structures Congress*, Norway.



- JENSEN, J.J., PEDERSEN, P.T., 1985, “The Buckling of Submarine Pipeline”, *Conference on Offshore Oil and Gas Pipeline Technology*, London, UK.
- JOHNS, T.G., McCONNELL, D.P., 1984, “Pipeline Design Resist Buckling in Deep Water”, *Oil and Gas Journal*, 23, pp. 62-65.
- LAGAROS, N.D., PAPADRAKAKIS, M., KOKOSSALAKIS, G., 2002, “Structural Optimization using Evolutionary Algorithms”, *Computers & Structures* 80, Pergamon.
- LOTSBERG, I., 1991, “Probabilistic Design of the Tether of a Tension Leg Platform”, *Transactions of ASME*, Vol. 113, pp. 162-170.
- LONGUET-HIGGINS, M.S., 1952, “On the Statistical Distribution of the Heights of Sea Waves”, *Journal of Marine Research*, XI, 3, pp. 245-266.
- MANSOUR, A.E., 1990, *An Introduction to Structural Reliability Theory*, Ship structure Committee Report SSC-351, Washington DC.
- MARINTEK, DET NORSKE VERITAS, 2002, *DeepC Program, Deep Water Coupled Floater Motion Analysis*, Version 1.0, Hovik, Norway.
- MARINTEK, DET NORSKE VERITAS, 2002, *WADAM Program, Wave Analysis by Diffraction and Morison Theory*, Version 7.2, Hovik, Norway.
- MARTHINSEN, T., 1989, “Hydrodynamics in TLP Design”, *Proceedings of the 8th International Offshore Mechanic and Artic Engineering Symposium*, ASME, Vol. I, pp. 127-133, The Hague.

- MARTON, I., MATHISEN, J., 1993, *Motions of a TLP in Wind and Waves*, Det Norske Veritas Research AS, Report No. 93-2018, Hovik, Norway.
- MATHISEN, K.M., 1990, *Large Displacement Analysis of Flexible and Rigid Systems Considering Displacement-Dependent Loads and Nonlinear Constraints*, D.Sc. Thesis, Division of Structural Engineering, NTNU, Norway.
- MATHISEN, J., MORK, K., SKJONG, R., RASHEDI, R., 1994, “Reliability Based LRFD Code for TLP Hull Structure”, *Proceedings of the International Offshore Mechanics and Artic Engineering Symposium*, Volume II, pp.345-356.
- MEKHA, B. B., 1994, *Non-Linear Dynamic Response of Tension Leg Platforms*, Report no. 8/94-B-58-75 of the Offshore Technology Research Center, The University of Texas at Austin.
- MELCHERS, R.E., 2000, *Structural Reliability Analysis and Prediction*, 2nd Edition, Wiley, England.
- MOAN, T., ESTEFEN, S.F., SAEVIK, S., ZIMMER, R.A., 1994, “Limit States for the Ultimate Strength of Tubulars subjected to Pressure, Bending and Tension Loads”, *Journal of Marine Structures* 7, Elsevier, pp. 323-344.
- MOURELLE, M.M., 1993, *Análise Dinâmica de Sistemas Estruturais Constituídos por Linhas Marítimas*, Tese de Doutorado, COPPE-UFRJ.
- MURPHEY, C.E., LANGNER, C.G., 1985, “Ultimate Pipe Strength under Bending, Collapse and Fatigue”, *Proceedings of the International Offshore Mechanics and Artic Engineering Symposium*, New Orleans, USA.



- NEWLAND, D.E., 1984, *An Introduction to Random Vibrations and Spectral Analysis*, 2nd Edition, Longman, Cambridge.
- NPD, NORWEGIAN PETROLEUM DIRECTORATE, 1990, *Guidelines on Design and Analysis of Steel Structures in the Petroleum Activity*, Stavanger, Norway.
- OCEANWEATHER, INC., 1996, *Actualización de las Condiciones Meteorológicas y Oceanográficas Normales y Extremas de la Bahía de Campeche*, Reporte para PEMEX/IMP.
- OCHI, M.K., 1982, “Stochastic Analysis and Probabilistic Prediction of Random Seas”, *Advances in Hydroscience*, No. 13, New York, pp. 217-375.
- ORMBERG, H., BAARHOLM, R., STANSBERG, C.T., 2003, “Time-Domain Coupled Analysis of Deepwater TLP, and Verification against Model Tests”, *Proceedings of the Thirteenth International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, Hawaii, USA, pp. 145-152.
- PASSANO, E., 1994, *Efficient Analysis of Nonlinear Slender Marine Structures*, D. Sc. Thesis, Dept of Marine Structures, The University of Trondheim, Norway.
- PAULLING, J.R. HORTON, E.E., 1970, “Analysis of the Tension Leg Stable Platform”, *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, OTC No. 1263, p. 379-390.
- PAULLING, J.R., WEBSTER, W.C., 1986, “A Consistent, Large Amplitude Analysis of the Coupled Response of a TLP and Tendon System”, *Proceedings of the 5th International Offshore Mechanic and Artic Engineering Symposium*, ASME, pp. 126-133.

- PAULLING, J. R., 1992, *TDSIM6, Time Domain Platform Motion Simulation, Theory and User Guide*, Third Edition, USA.
- PEMEX, PETRÓLEOS MEXICANOS, 2000, *Diseño y Evaluación de Plataformas Marinas Fijas en la Sonda de Campeche*, NRF-003-PEMEX-2000, Comité de Normalización de Petróleos Mexicanos y Organismos Subsidiarios, México.
- PEMEX, PETRÓLEOS MEXICANOS, 2001, *Evaluación de Líneas Submarinas en el Golfo de México*, NRF-013-PEMEX-2001, Comité de Normalización de Petróleos Mexicanos y Organismos Subsidiarios, México.
- PETRAUSKAS, C., LIU, S.V., 1987, “Springing Force Response of a Tension Leg Platform”, *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston, USA, pp. 333-341.
- RAVINDRA, M.K., GALAMBOS, T.V., 1978, “Load and Resistance Factor Design for Steel”, *Journal of Structural Division*, ASCE, Vol. 104, ST9, pp. 1337-1353.
- SAGRILO, L.V.S., 1994, *Análise de Confiabilidade Estrutural Utilizando os Métodos Analíticos FORM e SORM*, Tese de Doutorado COPPE/UFRJ, Programa de Engenharia Civil.
- SAGRILO, L.V.S., SIQUEIRA, M.Q., ELLWANGER, G.B., LIMA, E.C.P., FERREIRA, M.D.A.S., MOURELLE, M.M., 2002, “A Coupled Approach for Dynamic Analysis of CALM Systems”, *Applied Ocean Research*, No. 24, Elsevier, pp. 47-58.

- SENGUPTA, B., AHMAD, S., 1996, “Reliability Assessment of Tension Leg Platform Tethers under Nonlinearly Coupled Loading”, *Reliability Engineering and System Safety*, No. 53, Elsevier, pp.47-60.
- SHINOZUKA, M., 1987, *Stochastic Fields and their Digital Simulation*, *Stochastic Methods in Structural Dynamics*, Schueller, G.I. and Shinozuka, M (Eds), Martinus Nijhoff, The Hague.
- SIDDIQUI, N.A., AHMAD, S., “Reliability Analysis against Progressive Failure of TLP Tethers in Extreme Tension”, *Reliability Engineering and System Safety* 68, Elsevier, 2000.
- SØDAHL, N.R., 1991, *Methods for Design and Analysis of Flexible Risers*. Dr. Eng. Thesis, The Norwegian Institute of Technology, Department of Marine Structures, Trondheim.
- SONG, X., KAREEM, A, 1994, “Combined System Analysis of Tension Leg Platforms: A Parallel Computation Scheme”, *Proceedings of Offshore Mechanics and Artic Engineering*, ASME, pp. 123-134.
- SORIANO, A., RAMOS, R., 1998, “Tópicos de la Segunda Edición del Criterio Transitorio”, *Proceedings of IMP Symposia*, Instituto Mexicano del Petróleo, Ciudad de México, pp. 1-14.
- STAHL, B., 1985, *Reliability Engineering and Risk Analysis*, Chapter 5 of the Text Book Design of Fixed Offshore Structures, Van Nostrand Reinhold Co., USA.



STAHL, B., GEYER, J.F., 1985, “Ultimate Strength Reliability of Tension Leg Platform Tendon System”, *Proceedings of the 17th Annual Offshore Technology Conference*, OTC 4857, Houston Texas.

TAMANO, T., MIMAKI, T., YANAGIMOTO, S., 1983, “A New Empirical Formula for Collapse Resistance of Commercial Casing”, *Proceedings of the International OMAE Symposium*, Houston, TX, USA.

VIDEIRO, P.M., 1998, *Reliability Based Design of Marine Structures*, PhD. Thesis, Norwegian University of Science and Technology.

VIDEIRO, P.M., SAGRILO, L.V.S., PRATES DE LIMA, E.C., 2002, “A LRFD Code Format for Accounting Long-Term Variation of Multiple Load Effects”, *Proceedings of OMAE*, Norway, paper No. 28032.

WEN, Y.K., CHEN, H.C., 1987, “On Fast Integration for Time Variant Structural Reliability”, *Journal of Probabilistic Engineering Mechanics*, Vol. 2, No. 3, Elsevier, pp. 156-162.

WINTER, P.E., STARK, J.W.B., WITTEVEE, N, J., 1985, *Collapse Behaviour of Submarine Pipelines. In Shell Structures: Stability and Strength*, Chapter 7, Ed. R. Narayan. Elsevier Applied Science Publishers, London, UK.

WINTERSTEIN, S.R., 1988, “Nonlinear Vibration Models for Extremes and Fatigue”, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol 114, No. 10, ASCE, pp. 1772-1790.

ZANG, Y., DER KIUREGHIAN, A., 1994, “Two Improved Algorithms for Reliability Analysis”, *Proceedings of the 6th IFIPWG 7.5 Working Conference on Reliability and Optimization of Structural Systems*, Assisi Italy.

Apêndice A

Método de Confiabilidade de Primeira Ordem, FORM

A confiabilidade estrutural é definida como uma medida da capacidade de uma estrutura atender satisfatoriamente os requisitos de desempenho ao longo da sua vida útil. A confiabilidade, C , de uma estrutura é calculada como o complemento da probabilidade da estrutura falhar, pf ,

$$C = 1 - pf . \quad \text{Eq. A-01}$$

A essência do problema de confiabilidade estrutural é a integral múltipla de probabilidade

$$pf = \Pr \text{ ob}[G(\vec{\mathbf{X}}) \leq 0] = \iint_{G(\vec{\mathbf{X}}) \leq 0} \dots \int f_{\vec{\mathbf{X}}}(\vec{\mathbf{X}}) d\vec{\mathbf{X}} \quad \text{Eq. A-02}$$

onde $f_{\vec{\mathbf{X}}}(\vec{\mathbf{X}})$ é a função densidade de probabilidades conjunta do vetor $\vec{\mathbf{X}} = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}^T$ das n variáveis aleatórias contidas na função de estado limite $G(\vec{\mathbf{X}})$. A função de estado limite constitui a relação analítica entre as resistências e as solicitações e nos indica para que combinações das variáveis a estrutura fica no domínio de segurança ou no domínio de falha. A função de estado limite é definida de maneira

que $G(\vec{X})=0$ separe a região de falha ($G(\vec{X})\leq 0$) da região de segurança ($G(\vec{X})>0$). Estes conceitos são ilustrados na Figura A-01.

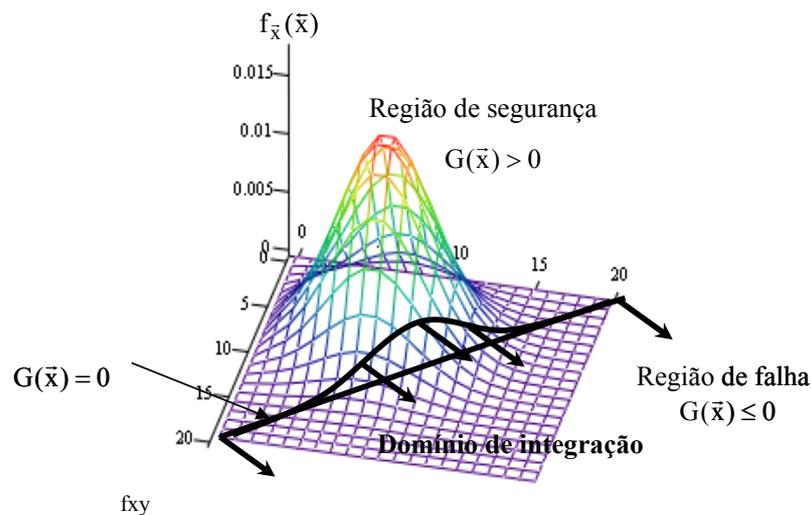


Figura A-01. Domínio de integração ($G(\vec{X})\leq 0$) para se obter a probabilidade de falha.

A avaliação da expressão (A-02) não é muito simples, uma vez que ela envolve o cálculo de uma integral n-dimensional num domínio complexo ($G(\vec{X})\leq 0$). Mesmo com o desenvolvimento de técnicas modernas de integração numérica e com o uso de computadores cada vez mais eficientes, na prática, a avaliação da expressão (A-02) tem-se restringido a problemas com até 5 ou 6 variáveis aleatórias.

Por tais motivos, para se obter uma aproximação para a probabilidade de falha foram desenvolvidos métodos analíticos como o FORM e o SORM, e métodos de simulação numérica como o Monte Carlo (vide por exemplo SAGRILO, 1994). A principal idéia destas técnicas é transformar o problema de confiabilidade do espaço \vec{X} ao espaço das

variáveis Normais estatisticamente independentes \vec{U} (variáveis reduzidas) para se aproveitar as vantagens oferecidas por este tipo de distribuições. No espaço reduzido, a equação (A-02) fica expressa como:

$$pf = \Pr \text{ ob}[g(\vec{U}) \leq 0] = \iint_{g(\vec{U}) \leq 0} \dots \int \prod_{i=1}^n \phi_{U_i}(u_i) d\vec{U} \quad]\text{Eq. A-03}$$

onde $\phi_{U_i}(u_i)$ é a função densidade de probabilidades marginal da variável aleatória Normal padrão U_i .

Existem diferentes metodologias para a transformação das variáveis aleatórias \vec{X} quaisquer em variáveis Normais estatisticamente independentes \vec{U} , dependendo do grau de conhecimento da informação probabilística das variáveis. Se a informação probabilística é completa, em outras palavras, sendo as distribuições de probabilidades conjuntas conhecidas a transformação de Rosenblatt (ANG e TANG, 1984) é a mais indicada para se transformar as variáveis \vec{X} em \vec{U} . Por outro lado, se a informação probabilística das variáveis é incompleta, ou seja, quando somente são conhecidas as distribuições marginais e os coeficientes de correlação entre as variáveis, pode-se usar a transformação de Nataf (DER KIUREGHIAN e LIU, 1986). A transformação de Nataf considera que as variáveis \vec{X} são Normais correlacionadas, pelo qual é necessária uma transformação inicial das variáveis \vec{X} quaisquer em Normais equivalentes.

No método de confiabilidade de primeira ordem, FORM, uma aproximação à probabilidade de falha é obtida através da linearização da superfície de estado limite (a

fronteira do domínio de falha) no ponto de projeto. O ponto de projeto é o ponto na superfície de falha mais próximo à origem no espaço das variáveis Normais estatisticamente independentes \vec{U} . A distância entre este ponto e a origem é denominado como o índice de confiabilidade (β). A idéia básica do FORM é ilustrada na Figura A-02 para o caso de duas variáveis aleatórias.

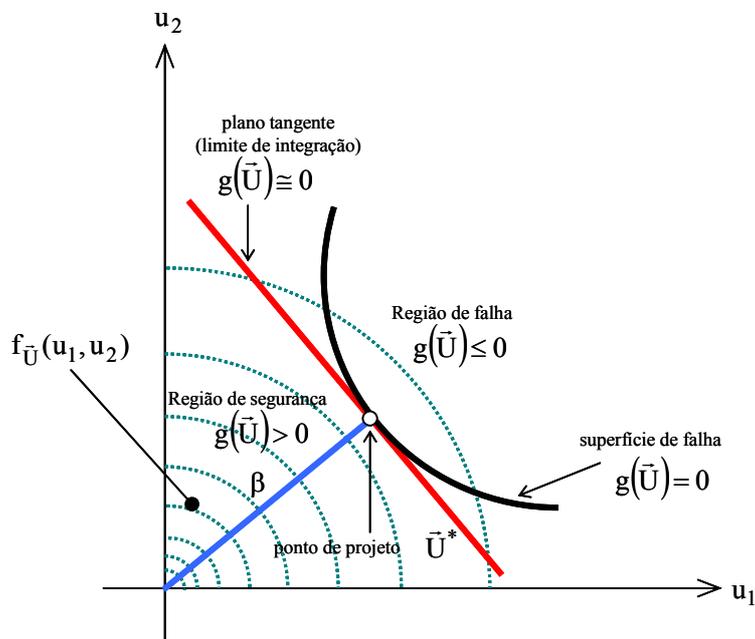


Figura A-02. Aproximação da região de falha no espaço reduzido pelo método FORM.

O ponto de projeto, denotado como \vec{U}^* , é a solução do problema de otimização restrita

$$\min \left\{ \|\vec{U}\| \mid g(\vec{U}) = 0 \right\} \quad \text{Eq. A-04}$$

onde \vec{U} é o vetor das variáveis Normais padrão obtido através da transformação das variáveis aleatórias originais \vec{X} e $g(\vec{U})$ é a função de estado limite definindo o problema de confiabilidade no espaço transformado.

Para se resolver a equação (A-04) utiliza-se uma aproximação baseada no gradiente da função de falha. Assim, o algoritmo inicia com o ponto \vec{U}_0 , correspondente ao ponto \vec{X}_0 composto usualmente pelas médias das variáveis originais, e depois é gerada uma seqüência de pontos $\vec{U}_i, i = 1, 2, \dots$, em concordância com a seguinte regra:

$$\vec{U}_{i+1} = \vec{U}_i + \lambda_i \vec{d}_i, \quad \text{Eq. A-05}$$

onde \vec{d}_i é o vetor de procura de direção e λ_i é o tamanho do acréscimo. Os algoritmos existentes diferem na escolha de \vec{d}_i e λ_i . Por exemplo, o método iHL-RF desenvolvido por ZANG e DER KIUREGHIAN (1994) utiliza

$$\vec{d}_i = \frac{1}{\|\nabla g(\vec{U}_i)\|^2} [\vec{U}_i^T \nabla g(\vec{U}_i) - g(\vec{U}_i)] \nabla g(\vec{U}_i) - \vec{U}_i \quad \text{Eq. A-06}$$

onde $\nabla g(\vec{U}_i)$ é o gradiente da função de estado limite. $\nabla g(\vec{U}_i)$ e $g(\vec{U}_i)$ são avaliadas usando as seguintes expressões:

$$\nabla g(\vec{U}_i) = (\vec{J}^{-1})^T \cdot \nabla G(\vec{X}_i). \quad \text{Eq. A-07}$$

$$g(\vec{U}_i) \cong G(\vec{X}_i) \quad \text{Eq. A-08}$$

onde \vec{J} é o jacobiano da transformação das variáveis \vec{X} a \vec{U} .

Este algoritmo é globalmente convergente, é dizer, a seqüência é garantida a convergir para o ponto \vec{U}^* na superfície de falha com a mínima distância à origem $\beta = \|\vec{U}^*\|$, baixo a premissa de que $g(\vec{U})$ é contínua e diferenciável.

O ponto de projeto, \vec{U}^* , é identificado e o algoritmo interrompido quando o erro entre o valor do índice de confiabilidade, β , em duas iterações consecutivas é menor do que um adequado valor de tolerância, Ω , geralmente na ordem de 1×10^{-4} :

$$\frac{|\beta_{i+1} - \beta_i|}{\beta_{i+1}} \leq \Omega. \quad \text{Eq. A-09}$$

É possível demonstrar que as coordenadas do ponto de projeto \vec{U}^* no espaço das variáveis reduzidas são dadas por

$$u_j^* = -\alpha_j \beta, \quad j = 1, \dots, n, \quad \text{Eq. A-10}$$

onde α_j é a componente do vetor normal à superfície de falha, calculada no ponto de projeto e definida por

$$\alpha_j = \frac{\nabla g(\mathbf{u}_j^*)}{\|\nabla g(\bar{\mathbf{U}}^*)\|}. \quad \text{Eq. A-11}$$

Em outras palavras, α_j é o cosseno diretor do vetor que liga o ponto de projeto com a origem em relação ao eixo da variável u_j . O parâmetro α_j^2 constitui o chamado fator de importância da variável aleatória j envolvida na análise de confiabilidade.

Uma vez que o índice de confiabilidade β tem sido determinado, a probabilidade de falha (pf) pode ser calculada como

$$pf = \Phi(-\beta). \quad \text{Eq. A-12}$$