

TRATAMENTO DO EFEITO DA FLEXIBILIDADE DE JUNTAS TUBULARES NA
ANÁLISE DE ESTRUTURAS FIXAS *OFFSHORE*

Carlos Augusto Manhães de Almeida

DISSERTAÇÃO 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 MESTRE EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA CIVIL.

Aprovada por:

Prof. Breno Pinheiro Jacob, D.Sc.

Prof. Eduardo de Miranda Batista, D.Sc.

Prof. Gilberto Bruno Ellwanger, D.Sc.

Prof. Paulo Fernando Neves Rodrigues, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

JULHO DE 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

ALMEIDA, CARLOS AUGUSTO
MANHÃES DE

Tratamento do Efeito da
Flexibilidade de Juntas Tubulares na
Análise de Estruturas Fixas *Offshore* [Rio
de Janeiro] 2008

X, 102 p. 29,7cm (COPPE/UFRJ,
M.Sc., Engenharia Civil, 2008)

Dissertação – Universidade Federal
do Rio de Janeiro, COPPE

1. Estruturas *Offshore*
2. Flexibilidade
3. Juntas Tubulares
4. Fadiga

I.COPPE/UFRJ II.Título (série)

Para meu Pai e meu filho Luiz Gustavo.

AGRADECIMENTOS

A PETROBRAS, pela oportunidade oferecida para execução de mais esta etapa em minha formação acadêmica, pela disponibilidade do programa e material utilizado na execução dessa dissertação.

Ao engenheiro Cláudio José Calmon Lima, companheiro e orientador do grupo naval do ENGP da UN-RIO, pelas oportunidades, paciência e sabedoria compartilhada em todas as disciplinas da vida.

Aos engenheiros Carlos da Silva Azeredo e Maria Cláudia de Aguiar Tourasse pelo longo tempo de convívio, pela amizade e experiência profissional.

Aos meus orientadores Prof. Breno Pinheiro Jacob e Prof. Eduardo de Miranda Batista, pela orientação, interesse, compreensão e assistência na condução e execução deste trabalho.

À minha esposa Luciana, pelo amor, apoio, compreensão em virtude dos momentos de convívio perdidos e dedicação ao nosso filho nas horas em que estive ausente.

À minha mãe e ao meu irmão Luiz Sérgio que me acompanham em todas as etapas.

À minha madrinha e tia Maria Helena pela ajuda em todos os momentos difíceis e pelo incentivo em todas as etapas percorridas.

Aos demais colegas de trabalho, que acompanharam de perto a luta e sempre me estenderam a mão quando necessitei.

A todos os amigos que ingressaram juntos na graduação em 2 de Setembro de 1996 nesta universidade, em especial aos eternos amigos Marcelo Sardinha M. dos Reis e Juan Candanedo Chacón, sempre presentes em todos os momentos.

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

TRATAMENTO DO EFEITO DA FLEXIBILIDADE DE JUNTAS TUBULARES NA
ANÁLISE DE ESTRUTURAS FIXAS *OFFSHORE*

Carlos Augusto Manhães de Almeida

Julho/2008

Orientadores: Breno Pinheiro Jacob

Eduardo de Miranda Batista

Programa: Engenharia Civil

A necessidade de reanálises nas plataformas fixas *offshore* em operação vem ganhando grande importância dentro da indústria de exploração do petróleo. Uma melhor simulação dos danos provocados pelas ações ambientais e de operação das plataformas existentes conseguindo resultados mais realistas tornou-se uma ferramenta importante pela sua eficácia e economia.

A proposta desta dissertação é desenvolver o entendimento sobre um aspecto pouco abordado nessas reanálises, a consideração da flexibilidade das juntas tubulares, alterando sensivelmente os resultados das análises que servem como base na tomada de decisões para reutilização ou extensão na vida útil de estruturas fixas *offshore*. Serão abordados aspectos relacionados ao comportamento das juntas tubulares sob a influência da flexibilidade e a seleção de áreas para inspeção baseadas nos resultados da análise de fadiga de plataformas fixas existentes.

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

TREATMENT OF THE TUBULAR JOINT FLEXIBILITY EFFECT ON OFFSHORE
FIXED STRUCTURES ANALISYS

Carlos Augusto Manhães de Almeida

July/2008

Advisors: Breno Pinheiro Jacob

Eduardo de Miranda Batista

Department: Civil Engineering

The need for reassessment of installed fixed offshore platforms is gaining importance within the oil exploitation industry. A better simulation of damages on existing platforms caused by environmental and operation loads, achieving more realistic results, has become a tool of great importance for its efficiency and economy.

The objective of this dissertation is allow a better understanding of one of the aspects related to the reassessment of fixed platforms: the consideration of the flexibility of tubular tubular joints. This may allow significant changes in the results of the simulations, that serve as a basis in decision-making for reusing or extending the service life of fixed offshore structures.

Therefore, this dissertation will examine issues related to the behaviour of such structures, assessing the influence of the flexibility of the tubular joints, and the selection of areas for inspection based on the results of fatigue analysis of some existing fixed platforms.

ÍNDICE

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
1.1. CONTEXTO E MOTIVAÇÃO	1
1.2. OBJETIVO E METODOLOGIA	3
1.3. HISTÓRICO	4
1.4. ORGANIZAÇÃO DO TEXTO	7
CAPÍTULO 2 - EVOLUÇÃO E CARACTERÍSTICAS	9
2.1 HISTÓRICO DAS PLATAFORMAS FIXAS	9
2.2 PLATAFORMAS FIXAS NO BRASIL	11
2.3 TIPOS DE PLATAFORMAS FIXAS	15
2.4 JAQUETAS	17
2.4.1. <i>Elementos de uma Jaqueta</i>	18
2.4.2. <i>Plano de Inspeção Estrutural</i>	20
2.5 JUNTAS TUBULARES	21
CAPÍTULO 3 - EQUAÇÕES PARAMÉTRICAS	25
3.1 INTRODUÇÃO	25
3.2 RESUMO DAS EQUAÇÕES PRESENTES NA LITERATURA	25
3.3 COMPARAÇÃO DA FLEXIBILIDADE POR FESSLER E BUITRAGO	31
CAPÍTULO 4 - METODOLOGIA DAS ANÁLISES REALIZADAS	35
4.1. INTRODUÇÃO	35
4.2. ANÁLISE ESTÁTICA EM OPERAÇÃO	36
4.2.1. <i>Carregamentos</i>	36
4.2.2. <i>Resultados</i>	37
4.3. ANÁLISE DE COLAPSO EM ELEMENTOS DE PÓRTICO ESPACIAL	37
4.3.1. <i>Validação da Consideração da Fase Elasto-Plástica do Modelo</i>	38
4.4. ANÁLISE DE FADIGA	41
4.4.1. <i>Fadiga Determinística</i>	42
4.4.2. <i>Fadiga Estocástica</i>	43
4.4.3. <i>Determinação das Tensões Nominais</i>	45
4.4.4. <i>Fatores de Concentração de Tensões (SCFs)</i>	45
4.4.5. <i>Dano Acumulado</i>	46
CAPÍTULO 5 - ANÁLISE LOCAL DAS JUNTAS TUBULARES	48
5.1. INTRODUÇÃO	48
5.2. METODOLOGIA	48
5.2.1. <i>Modelo Numérico em Elementos de Casca</i>	49
5.2.2. <i>Resultados da análise</i>	50
5.2.3. <i>Modelo Numérico em Elementos de Pórtico Espacial</i>	52
5.3. VALIDAÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS DE PÓRTICO ESPACIAL	54
5.4. INFLUÊNCIA DA FLEXIBILIDADE NO COMPORTAMENTO DE JUNTAS TUBULARES	55
5.4.1. <i>Junta T</i>	56
5.4.2. <i>Junta Y</i>	59
5.4.3. <i>Comparação Entre as Geometrias</i>	67
CAPÍTULO 6 - APLICAÇÕES DA FLEXIBILIDADE NA ANÁLISE GLOBAL	73
6.1. INTRODUÇÃO	73
6.2. MODELO 1: PLATAFORMA DE MANATI 1	74
6.2.1. <i>Perspectiva do Modelo</i>	74
6.2.2. <i>Carregamentos de Onda e Corrente</i>	75
6.2.3. <i>Resultados da Análise Estática</i>	75
6.2.4. <i>Resultados da Análise de Fadiga</i>	78
6.3. MODELO 2: PLATAFORMA DE CARAPEBA 3	79
6.3.1. <i>Perspectiva do Modelo</i>	79
6.3.2. <i>Carregamentos de Onda e Corrente</i>	80

6.3.3.	<i>Resultados da Análise Estática</i>	80
6.3.4.	<i>Resultados da Análise de Fadiga</i>	81
6.4.	MODELO 3: PLATAFORMA DE MERLUZA 1	83
6.4.1.	<i>Perspectiva do Modelo</i>	83
6.4.2.	<i>Carregamentos de Onda e Corrente</i>	84
6.4.3.	<i>Resultados da Análise Estática</i>	84
6.4.4.	<i>Resultados da Análise de Fadiga</i>	85
6.5.	MODELO 4: PLATAFORMA DE MEXILHÃO 1	87
6.5.1.	<i>Perspectiva do Modelo</i>	87
6.5.2.	<i>Carregamentos de Onda e Corrente</i>	88
6.5.3.	<i>Resultados da Análise Estática</i>	88
6.5.4.	<i>Resultados da Análise de Fadiga</i>	91
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES		93
7.1.	CONCLUSÕES	93
7.2.	CONSIDERAÇÕES GERAIS	95
7.3.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	97
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		99

Lista de símbolos

Letras romanas minúsculas

n	Número de ciclos atuante (número de ocorrências)
f	Tensão atuante no <i>chord</i>
d	Distância entre os centróides das zonas de tração e de compressão

Letras romanas maiúsculas

FLJ_{ipb}	Flexibilidade local da junta devido ao carregamento de flexão no plano
FLJ_{opb}	Flexibilidade local da junta devido ao carregamento de flexão fora do plano
FLJ_{axial}	Flexibilidade local da junta devido ao carregamento axial
D_c	Diâmetro externo do <i>chord</i>
D_b	Diâmetro externo do <i>brace</i>
T_c	Espessura do <i>chord</i>
T_b	Espessura do <i>brace</i>
E	Módulo de elasticidade longitudinal
L	Comprimento do “elemento flexível”
I	Momento de inércia da seção transversal do “elemento flexível”
A	Área da seção transversal
FI_b	Fator de influência da junta para o carregamento de flexão
FI_{ax}	Fator de influência da junta para o carregamento axial
M_p	Momento de plastificação
HSS	Tensão de <i>hot spot</i> (<i>hot spot stress</i>)
$HSSR$	Variação da tensão de <i>hot spot</i> (<i>hot spot stress range</i>)
D	Dano acumulado
N	Número de ciclos admissível extraído da curva S-N

VF	Vida à fadiga
T	Período da análise de fadiga
D_{max}	Dano máximo acumulado
H_s	Altura significativa de onda
T_p	Período de pico
H_{max}	Altura máxima de onda
TH_{max}	Período correspondente à onda de altura máxima
UC	Razão de tensões (<i>unity check</i>)
SRE	Sistema de reanálise estrutural
IPB	Flexão no plano da junta (<i>in plane bending</i>)
OPB	Flexão fora do plano da junta (<i>out of plane bending</i>)
FS	Fator de segurança

Letras gregas

γ	Parâmetro adimensional da junta
β	Parâmetro adimensional da junta
θ	Ângulo do <i>brace</i> em relação ao <i>chord</i>
τ	Parâmetro adimensional da junta
σ_y	Tensão de escoamento do material

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1. Contexto e Motivação

O significativo aumento do preço do petróleo justifica que as empresas responsáveis por sua produção, achem cada vez mais vantajoso estender a vida útil de poços considerados maduros e com baixos índices de produtividade. Aliado a isso há a necessidade do prolongamento da vida em serviço das unidades instaladas para a exploração desses poços.

Atualmente, na Petrobras, a reutilização de jaquetas, seja no mesmo campo através do prolongamento de sua vida útil ou em campos diferentes, é uma prática comum, principalmente em regiões cuja produtividade é considerada baixa mas economicamente viável. Para tal, são realizados estudos com o objetivo de aumentar a vida em serviço dessas unidades, garantindo sua segurança estrutural. Além das ferramentas analíticas, inspeções em campo são realizadas para este fim. No caso de estruturas instaladas essa inspeção é um processo que exige muita experiência, planejamento e recursos financeiros.

O que é observado, entretanto, é que existe um limite tecnológico, econômico, ou até mesmo cultural, que vem tornando o cumprimento dessas recomendações de inspeção (planos de inspeção) uma meta cada vez mais distante de ser atingida.

Qualquer que seja a ferramenta capaz de desequilibrar a balança a favor das simulações, diminuindo as áreas selecionadas para uma inspeção *in situ*, é de extrema importância, não somente em termos econômicos, mas também no que se refere à garantia de segurança dessas estruturas, dando subsídios embasados tecnicamente para sua retirada dos planos.

Espera-se que a inclusão do efeito da flexibilidade das juntas tubulares na análise dessas plataformas tenha efeito significativo no comportamento global, já que localmente, a flexibilidade das juntas pode causar a diminuição dos esforços axiais e de flexão em seus elementos (*chords* e *braces*). A consideração desse efeito na simulação numérica pode levar a resultados que possibilitem diminuir o número de juntas para inspeção por danos à fadiga, por exemplo, e conseqüente ganho na confiabilidade da reutilização de estruturas *offshore*.

1.2. Objetivo e Metodologia

O objetivo desta dissertação é realizar um estudo, sobre a influência das ligações semi-rígidas em estruturas de aço de jaquetas *offshore*, como subsídio à elaboração de planos de inspeção e dimensionamento estrutural na fase de projeto. Para isso, optou-se por utilizar uma ferramenta computacional de uso corrente entre os projetistas, que disponibiliza automaticamente a possibilidade da consideração do comportamento semi-rígido da ligação através das equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1]. Além disso, a análise computacional permite avaliar a possibilidade de adotar esse procedimento como meio de promover economia em inspeção e material. Segundo SEDLACEK, citado por LANDESMAN [2], a economia pela consideração do comportamento semi-rígido das ligações pode chegar a 25% do custo total da obra, para estruturas de edificações formadas por perfis de seção não tubular.

O estudo é dividido em duas etapas. Na primeira, uma análise localizada de juntas tubulares de aço isoladas é realizada através da utilização de modelos de elementos finitos de casca e de elementos finitos de pórtico espacial. Para validar a utilização do modelo de elementos de pórtico espacial, inicialmente é feita uma comparação, através de uma análise linear, entre modelos de elementos de casca e de pórtico espacial para uma junta do tipo T. Posteriormente, algumas ligações do tipo T e Y são analisadas com a utilização de modelos de elementos de pórtico espacial, através de uma análise de colapso progressivo (opção disponibilizada pelo programa SACS - *Structural Analysis Computer System* [3]) finalmente, com a variação de alguns parâmetros geométricos dessas juntas, observa-se, de forma aproximada, e simplificada, o comportamento e a influência desses parâmetros na consideração da flexibilidade nessas juntas tubulares.

Na segunda etapa do estudo, são utilizados modelos globais de estruturas reais de jaquetas de aço *offshore*, com a comparação dos resultados de análises normalmente realizadas nos projetos e na reavaliação desse tipo de estrutura. Nesta fase, os modelos computacionais de análise são de pórtico espacial e as análises acima referidas incluem comportamento estático em operação, com interação solo-estrutura, e de fadiga.

1.3. Histórico

Apresenta-se a seguir, um resumo de algumas referências bibliográficas sobre aplicações de flexibilidade de juntas tubulares na análise de plataformas *offshore*, bem como aplicações recentes dessa consideração na reavaliação de plataformas fixas que contribuem na elaboração desta dissertação.

A DnV apresentou em 1977, (*Rules for Design, Construction and Inspection of Offshore Structures, Appendix C, Steel Structures* [4]) um estudo sobre o efeito da flexibilidade de juntas tubulares do tipo T baseado em modelos de elementos finitos. Desse estudo, surgiu uma equação paramétrica para o carregamento no plano da junta que é apresentada no capítulo 3.

Em 1980, BOUWKAMP *et al.* [5], durante a Conferência de Tecnologia Offshore (OTC – *Offshore Technology Conference*) apresentaram um estudo sobre os efeitos da flexibilidade das juntas na resposta dinâmica de estruturas *offshore* onde concluíram que o efeito da flexibilidade é mais significativo nos modos de frequência mais alta da estrutura.

Em 1986, FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] apresentaram equações paramétricas de flexibilidade tanto para juntas de um *brace*, como para juntas complexas de mais de um *brace*. Essas equações estão implementadas no programa

SACS (*Structural Analysis Computer System*) [3], utilizado nas análises dessa dissertação.

Em 1993, BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] apresentaram novas equações paramétricas para a determinação da flexibilidade local de juntas tubulares simples e complexas, inclusive com tubos de mesmo diâmetro. Uma discussão sobre a implementação dessa flexibilidade na análise convencional de estruturas do tipo pórtico espacial também consta neste trabalho. BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] enfatizam a dificuldade de simular a flexibilidade em modelos globais.

Em 1994, TIE-YUN CHEN e HUI-YUAN ZHANG [7] fizeram um estudo, que foi apresentado no *Engineer Structures* de 1996, de um elemento poliédrico para a determinação da flexibilidade de juntas tubulares e apresentaram uma análise de uma estrutura espacial onde concluíram que essa consideração é indispensável.

A empresa MSL Engineering Ltd. apresentou em 2001 um estudo [8], sobre os efeitos da flexibilidade local de juntas na reavaliação da vida à fadiga, onde concluem que existe um ganho considerável na utilização do efeito da flexibilidade na vida à fadiga de plataformas fixas. Foram utilizadas neste estudo as equações de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6].

CHAKRABARTI *et al.* [9] e FABER *et al.* [10] apresentaram em 2005 estudos sobre reavaliação de plataformas fixas *offshore* com o objetivo de considerar a flexibilidade de juntas tubulares para a obtenção de um melhor resultado na elaboração dos planos de inspeção dessas unidades. Também, nestes estudos, foram utilizadas as equações paramétricas de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6].

Dentre os estudos realizados pela Coppe/UFRJ neste sentido podem ser citados:

RODRIGUES [11], que através de seu estudo sobre a análise de colapso de estruturas *offshore*, realizado em 2000, atenta para a necessidade da consideração da flexibilidade das juntas tubulares, presentes nas jaquetas, que pode influenciar no comportamento da estrutura como um todo.

LANDESMAN [2], em 2003, que verifica a influência da consideração do comportamento semi-rígido de ligações não tubulares em estruturas submetidas a esforços oriundos de incêndios.

AVAKIAN [12], que em 2007 analisou uma estrutura aportcada, comparando os resultados de modelos considerando as ligações rígidas com modelos considerando as ligações semi-rígidas. Apesar de o estudo ter sido direcionado para uma estrutura industrial em terra ou residencial, ficou claro que há uma diminuição dos esforços, principalmente de flexão quando a ligação é considerada semi-rígida.

1.4. Organização do Texto

O capítulo 2 contém um histórico do uso das plataformas fixas ao longo do tempo no mundo e no Brasil. São apresentados, de forma resumida, alguns dos tipos de plataformas fixas. Os componentes principais da estrutura de uma jaqueta são definidos e classificados quanto ao seu grau de importância segundo a norma de seleção para áreas de inspeção da Petrobras [13]. Um item dedicado a considerações mais detalhadas sobre as juntas tubulares também está presente, assim como a apresentação dos principais pontos envolvidos na elaboração dos planos de inspeção utilizados no auxílio à manutenção de estruturas em operação.

No capítulo 3 são apresentadas algumas equações paramétricas para a consideração da flexibilidade de juntas tubulares. É apresentada uma comparação envolvendo as equações propostas por FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] e BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] para uma junta T e carregamento no plano da junta.

No capítulo 4 é apresentada a metodologia utilizada nas análises realizadas nos capítulos 5 e 6. As principais considerações utilizadas pelo programa SACS [3] na análise estática, análise de colapso progressivo e análise de fadiga são abordadas. Como os modelos de elementos de pórtico espacial são amplamente utilizados, principalmente nas análises de colapso, uma verificação comparando a determinação do momento de plastificação de uma seção tubular obtido analiticamente e calculado pelo programa é realizada como subsídio para as considerações e conclusões ao longo dessa dissertação.

No capítulo 5 é descrito todo o processo de análise local utilizando os modelos de juntas tubulares, desde a geração destes, passando pela validação do modelo de elementos de pórtico espacial quando comparado com o modelo de elementos de casca, considerando a junta semi-rígida através das equações paramétricas de

FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1], até a apresentação dos resultados, onde é comparado o comportamento das ligações rígidas com o das ligações semi-rígidas para a variação dos parâmetros geométricos de uma junta do tipo T e outra do tipo Y.

O capítulo 6 apresenta as análises globais, utilizando alguns modelos de plataformas reais, e a comparação dos resultados para as análises estáticas com interação solo-estrutura e de fadiga.

Finalmente, o capítulo 7 expõe as conclusões e recomendações para trabalhos futuros na mesma linha de pesquisa.

CAPÍTULO 2 - EVOLUÇÃO E CARACTERÍSTICAS

2.1 Histórico das Plataformas Fixas

Desde o século XIX, a exploração de petróleo em ambiente marinho já era um objetivo bastante cobiçado. Com a atuação de empresas americanas na costa da Califórnia e Golfo do México a indústria *offshore* começava a se desenhar. Mas foi em meados do século XX que a tecnologia alcançou níveis adequados para empreendimentos mais arrojados.

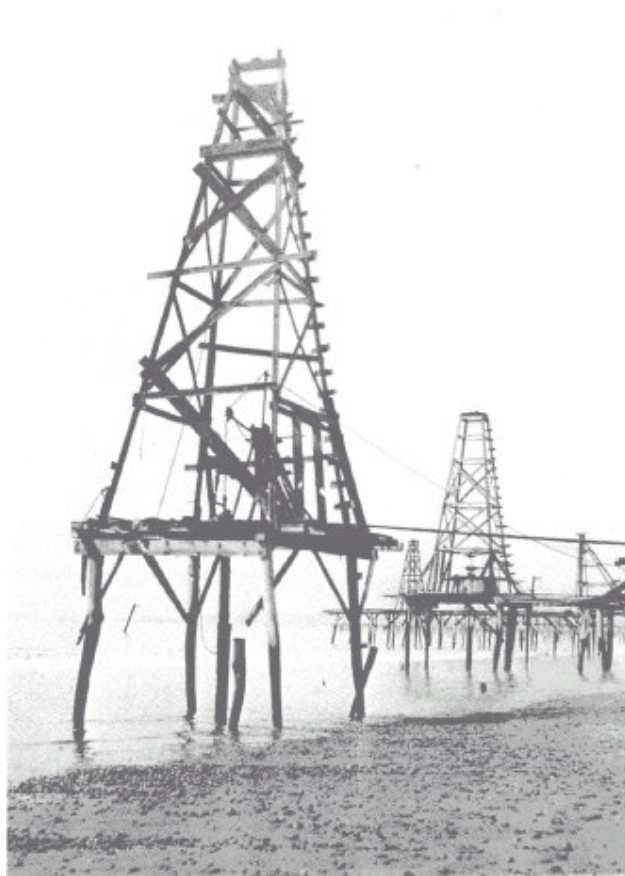


Figura 2.1 – Primeiras Estruturas *Offshore* (Summerland, Califórnia) [14].

Summerland (Figura 2.1) foi uma das primeiras áreas de extração de petróleo *offshore*, grande em números, mas pequena em produtividade, esta área sofreu com alto

custo de produção. Suas estruturas, primitivas, eram castigadas pelos carregamentos ambientais e entravam em colapso com frequência.

Em 1947, com a Superior Oil Company e através do projeto do engenheiro M.B. Willey da J. Ray McDermott & Co. [14], surgiu um método revolucionário de fabricação de estruturas para exploração *offshore*. A proposta consistia na construção de uma estrutura de aço em terra, formada por tubos verticais ligados por peças horizontais e diagonais. Essa estrutura seria resistente o suficiente para suportar o transporte até o local da produção, o içamento para a instalação e as severas condições às quais seria submetida durante o período de operação. Surgiam no cenário mundial as estruturas identificadas como jaquetas.

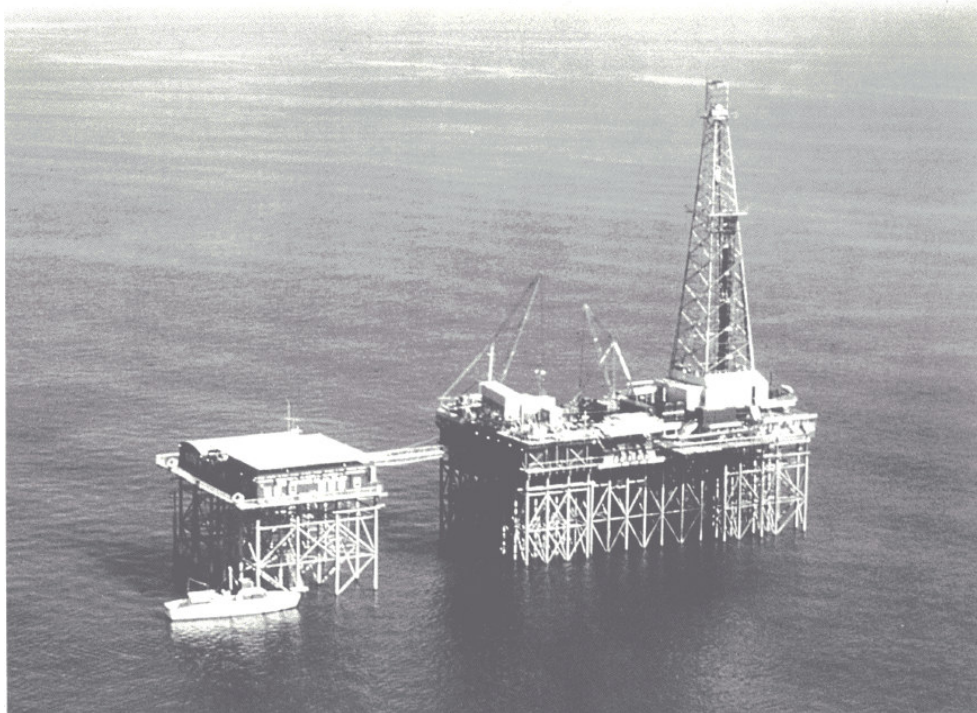


Figura 2.2 – Primeira Jaqueta (Superior Oil Co.) [14].

A partir da década de 1970, o cenário *offshore* ocupava dois de seus principais palcos de atuação: Golfo do México e Mar do Norte. Com a crise do petróleo

em 1973, este se tornou um produto mais escasso e conseqüentemente mais caro. Esse fato estimulou a procura por mais áreas produtoras e viabilizou a produção *offshore*, que possui custos mais altos.

2.2 Plataformas Fixas no Brasil

A história do petróleo brasileiro data de 1858 com a concessão dada a José de Barros Pimentel pelo Marquês de Olinda de extração de betume das margens do rio Marau, na Bahia. Em 1930, na região de Lobato, também na Bahia, o engenheiro agrônomo Manoel Inácio Bastos tomou conhecimento de que os moradores usavam uma “lama negra, oleosa” para iluminação de suas casas.

Ainda na década de 30, a questão da nacionalização dos recursos do subsolo nacional entrou em discussão e nessa mesma década toda a atividade petrolífera em território nacional passou, por lei, a ser exclusividade de brasileiros. Mesmo sendo considerada subcomercial, foi em 1939 a primeira descoberta de petróleo em solo brasileiro na região de Lobato, na Bahia. Essa descoberta incentivou a novas pesquisas pelo Recôncavo Baiano. Em 1941, um dos poços perfurados deu origem ao campo de Candeias, o primeiro a produzir petróleo no Brasil.

Após as descobertas na Bahia, as perfurações prosseguiram em pequena escala, até que, em 3 de outubro de 1953, foi instituído o monopólio estatal do petróleo e seus derivados e criou a Petróleo Brasileiro S.A. - Petrobras.

Os anos de 1967 e 1968 marcaram o verdadeiro início da exploração sistemática de petróleo na costa brasileira. Nesta época, a maioria das bacias marítimas foi coberta pelas equipes de pesquisa da Petrobras. Em 1968, iniciou-se a perfuração do primeiro poço (1-ESS-1), na costa capixaba. Embora não tenha sido encontrado petróleo com a perfuração do 1-ESS-1, o poço forneceu informações valiosas para o

conhecimento geológico do território brasileiro, confirmando a existência de bacias sedimentares marítimas no País.

Sem conseguir bons resultados no poço do Espírito Santo, a plataforma de perfuração foi deslocada para o litoral nordestino. A primeira produção em mar foi no campo de Guaricema, litoral de Sergipe.

O petróleo e o gás começaram a ser explorados na Bacia de Campos, em 23 de novembro de 1974, em águas de mais de 100 metros e a 100 quilômetros da costa. Esse poço deu origem ao Campo de Garoupa, explorado com a plataforma de mesmo nome (Figura 2.3), o primeiro da maior bacia petrolífera, em volume produzido, do país e que produz óleo e gás natural até hoje.



Figura 2.3 – Plataforma Central de Garoupa 01: Pioneirismo na Bacia de Campos

No Brasil existem atualmente cerca de 80 plataformas fixas ao longo da costa, sendo 16 na Bacia de Campos (incluindo PRA-1 que pertence a Unidade de

Negócios do Rio de Janeiro), 1 na Bacia de Santos, 4 no Espírito Santo, 9 no Ceará, 25 no Rio Grande do Norte, 26 em Sergipe / Alagoas e 1 na Bahia. Com lâminas d'água variando de 4 metros até 170 m, que é o caso da Plataforma de Namorado 2.

Alguns projetos também em andamento como a plataforma de Mexilhão (Figura 2.4), atualmente em construção, terá 172 m de lâmina d'água (maior da América Latina) e será instalada no fim de 2008 no litoral paulista.



Figura 2.4 – Plataforma de Mexilhão: 172m de lâmina d'água

Com exceção da plataforma de Merluza, que está na Bacia de Santos, dezesseis das maiores e principais plataformas do Brasil estão na Bacia de Campos. Instaladas em lâminas d'água variando entre 80 e 170 metros, as plataformas foram concebidas segundo dois tipos principais:

- a) **Plataformas Centrais:** tipo fixa de aço, cravadas por estacas, com 8 pernas, para perfuração e produção de poços, equipadas com plantas completas de processo da produção, sistema de tratamento e compressão

de gás, sistemas de segurança e equipamentos, e acomodação de pessoal. A capacidade de produção varia de 95.000 a 200.000 bpd (barris por dia);

- b) **Plataformas Satélites:** semelhantes às plataformas centrais, porém a planta de processo da produção compreendendo apenas um estágio de separação primária de fluidos produzidos. A capacidade varia de 50.000 a 63.000 bpd.

A empresa norueguesa Hydro, em parceria com a americana Anadarko pretendem instalar, até 2010, mais duas plataforma fixas com lâmina d'água de aproximadamente 100m na Bacia de Campos (Figura 2.5).

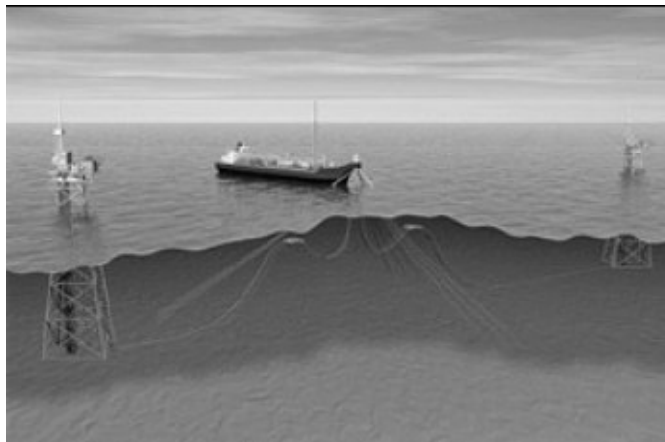


Figura 2.5 – Futuras instalações do campo de Peregrino

Atualmente, a produção *offshore* brasileira de petróleo possui alicerces fortes na tecnologia de unidades flutuantes de exploração, devido à grande profundidade dos campos mais recentemente descobertos, o que torna praticamente impossível a utilização de jaquetas ou outro tipo de plataforma fixa.

A Petrobras, no entanto, ainda prioriza, por questões estratégicas unidades fixas em alguns campos considerados profundos como foi o caso do campo de Mexilhão onde a solução foi instalar uma jaqueta afastada do campo, em profundidade menor.

2.3 Tipos de Plataformas Fixas

Segundo a Organização Nacional da Indústria do Petróleo (ONIP), a plataforma fixa é uma estrutura que serve de suporte para conveses e/ou módulos que vai desde a fundação até pouco acima do nível do mar. Além disso, ela oferece apoio aos condutores dos poços e *risers* em sua subida até a superfície.

No universo das plataformas apoiadas no solo marinho, a jaqueta é a estrutura mais utilizada. Podendo atingir profundidades impressionantes, como é o caso de Bullwinkle com 412m (Figura 2.6), instalada em 1988 no Golfo do México. Permite a utilização de *Árvore de Natal na Superfície* (completação seca), bem como a perfuração e intervenção nos poços a partir de sonda instalada no seu convés. Apesar de existirem outras opções de estruturas fixas, é na jaqueta que está concentrado o estudo aqui apresentado e é sobre ela que os conceitos são mais aprofundados a partir do item 2.4.



Figura 2.6 – Jaqueta da Bullwinkle – 412m [14].

Nesta concorrência pela exploração de petróleo encontram-se também as plataformas fixas por gravidade (Figura 2.7), normalmente em concreto armado, possuindo uma característica incomum entre as unidades fixas, a possibilidade de armazenamento.



Figura 2.7 – Plataforma Fixa por Gravidade [14].

As torres complacentes também possuem um bom percentual de utilização, permitindo movimentos mais amplos em função da menor rigidez, essas estruturas alcançam profundidades espetaculares, em torno de 800m (Figura 2.8).

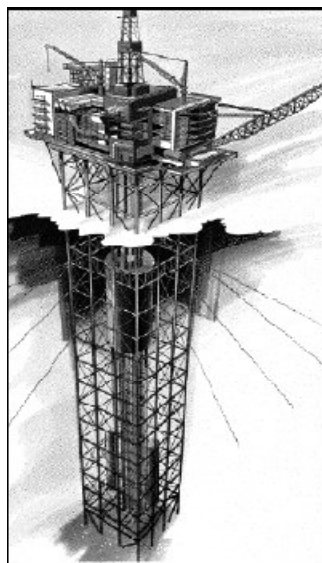


Figura 2.8 – Torre Complacente

2.4 Jaquetas

As jaquetas são um tipo de plataforma fixa compostas de elementos tubulares de paredes finas devido às seções fechadas proporcionarem empuxo, aliviando as fundações, e grande rigidez torcional. Nas partes submersas dessas estruturas, são projetados tubos circulares buscando a minimização das forças hidrodinâmicas em relação aos membros tubulares de seção quadrada ou retangular. Possuem uma grande versatilidade no que se refere ao local de utilização, podendo ser instaladas em lâminas d'água de menos de 10 metros até profundidades em torno de 400 m (Figura 2.9).

Os elementos principais da estrutura de uma jaqueta são submetidos predominantemente a esforços axiais de tração e compressão. São estruturas com grande capacidade de redistribuir os esforços internos após uma falha de algum elemento estrutural devido ao seu alto grau de hiperestaticidade.

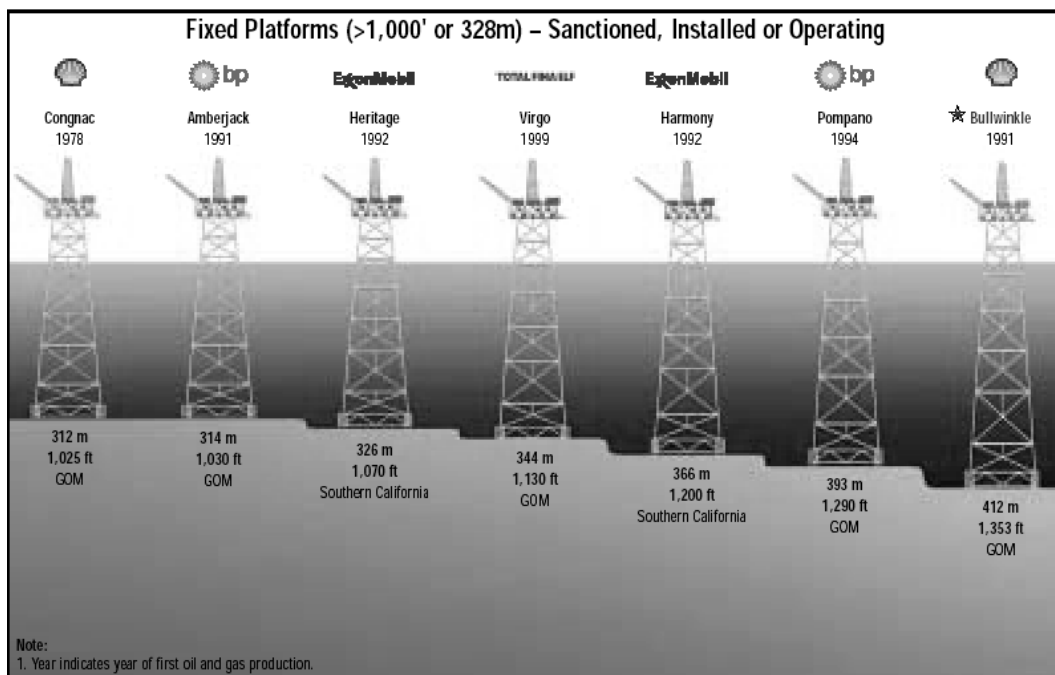


Figura 2.9 – Fonte: *Offshore Magazine* 2004.

2.4.1. Elementos de uma Jaqueta

As jaquetas são compostas por elementos tubulares ligados entre si, formando uma estrutura do tipo pórtico espacial com elevado grau de hiperestaticidade. Segundo a norma Petrobras N-2267 – Seleção de Áreas Críticas para Inspeção de Plataformas Fixas de Aço [13], pode-se classificar a estrutura de uma jaqueta em três tipos: tipos A, B e C.

Tipo A:

- a) Ligação perna – convés;

É a parte superior das pernas onde é encaixada a base das colunas do convés através de uma transição cônica. Nos dois projetos novos de PRA-1 (Plataforma de Rebombeio Autônomo 1) e PMXL-1 (Plataforma de Mexilhão 1) os módulos são diretamente instalados sobre a jaqueta, dispensando o convés.

- b) Pernas;

Principais membros da jaqueta, responsáveis pela transição dos esforços da mesma para as estacas, instaladas pelo seu interior.

- c) Ligação da perna com a luva;

As luvas são ligadas às pernas através de estruturas com grande rigidez, podendo ser formada por treliças ou por chapas, ou mesmo uma combinação das duas.

- d) Luva;

Elementos para auxiliar na instalação das estacas.

- e) Estacas;

A estaca é responsável pela transferência dos esforços entre a jaqueta e o solo, usualmente possui uma pequena inclinação o que favorece a absorção de esforços provenientes de carregamentos horizontais, mas em alguns projetos atuais como o da Plataforma de Rebombeio Autônoma 1 (PRA-1), instalada há dois anos na Bacia de

Campos, e a Plataforma de Mexilhão 1 (PMXL-1), em fase final de construção, as estacas são verticais.

Tipo B:

- a) Membros diagonais;
- b) Horizontais das faces.

Ambos possuem a função de travamento das pernas, diminuindo seu vão livre, aumentando sua resistência.

Tipo C:

- a) Membros secundários das treliças da viga de lançamento;

Membros que reforçam a treliça de lançamento. É importante destacarmos que o projeto em unidades fixas está em constante desenvolvimento, haja vista a jaqueta de PRA-1 que teve as treliças de lançamento incorporadas à estrutura principal resultando em uma forma diferenciada.

- b) Horizontais das mesas;

Membros internos as faces que fazem parte das mesas.

- c) Membros secundários do convés;



Figura 2.10 – PRA-1 durante o transporte (2007) – Elementos de uma jaqueta: Fonte Planave SA

A classificação descrita resumidamente acima é utilizada amplamente na elaboração dos planos de inspeção estrutural das unidades fixas da Petrobras. De acordo com o grau de importância estrutural são estabelecidas as prioridades e até mesmo a retirada de alguns elementos deste plano.

2.4.2. Plano de Inspeção Estrutural

Regulamentado pela norma Petrobras N-2267 – Seleção de Áreas Críticas para Inspeção de Plataformas Fixas de Aço [13], o Plano de Inspeção tem como função a definição de áreas a serem inspecionadas com base em resultados oriundos de análises estruturais realizadas em modelos numéricos. Usualmente, são selecionadas áreas para inspeção com base nos resultados da análise estática e na análise de fadiga.

A análise estática é realizada para as condições de carregamentos ambientais operacionais (geralmente 1 ano de recorrência) e extremos ou de tormenta (geralmente 100 anos de recorrência), além dos carregamentos permanentes. Como resultado dessa análise é fornecido, para os elementos, a razão de tensões normais e de cisalhamento e, para as juntas, a razão de tensões de puncionamento. Essas relações são calculadas pelas fórmulas estabelecidas pelas normas pertinentes, no caso das jaquetas a API-RP-2A – *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design* [15].

Já na análise de fadiga, é fornecido o dano causado pelos carregamentos ambientais de fadiga determinados através de um estudo oceanográfico. O dano é o percentual de vida útil comprometido por esses carregamentos.

Para as estruturas que tenham efeito dinâmico significativo, os resultados da análise dinâmica devem ser considerados em conjunto com a análise estática e de fadiga.

Para pertencer ao Plano de Inspeção, basta que o elemento e/ou a junta seja reprovado pelos critérios de norma, ou seja, que possua razão de tensões normais e de cisalhamento, assim como de puncionamento, superior a 1,00 e, dano igual ou superior a 1,00 para análise de fadiga.

A situação do cumprimento dos Planos de Inspeção, no entanto, não é das melhores. Seja por uma condição econômica, por uma barreira tecnológica ou até mesmo por questões culturais, esses planos não vêm sendo realizados pelo menos em sua integralidade.

Tornou-se prática comum que áreas com profundidade superior a 40 m sejam ignoradas durante a inspeção, conseqüentemente os resultados esperados na realimentação das ferramentas analíticas não são fornecidos e os estudos de confiabilidade estrutural ficam comprometidos.

A diminuição de áreas a serem inspecionadas pode ser obtida por meio de análises numéricas mais sofisticadas, essencial para que a economia já praticada informalmente seja mantida e o índice do cumprimento dos Planos de Inspeção seja melhorado. Dessa forma é possível economizar, inclusive em análises futuras já que áreas selecionadas não inspecionadas permanecem no Plano de Inspeção com resultado inalterado, devendo ser os mesmos reavaliados.

2.5 Juntas Tubulares

Como descrito por LANDESMAN [2], em uma estrutura metálica, as ligações desempenham um papel de extrema responsabilidade no comportamento das estruturas sob aspectos econômicos, construtivos e principalmente no que se refere à segurança estrutural. Em uma jaqueta, as juntas tubulares possuem grande importância no seu comportamento global.

Formadas por dois ou mais elementos tubulares, as juntas tubulares podem ser classificadas de acordo com sua geometria associada ao carregamento a que estão sujeitas.



Figura 2.11 – Junta Tubular Complexa

Podem-se classificar os elementos de uma junta tubular seguindo certas definições internacionais.

O *CHORD* é o elemento principal, passante, que recebe os outros componentes. Estes são soldados a ele sem que sua estrutura seja perfurada. Qualquer membro tubular pertencente a uma mesma junta pode ser tão grande quanto um *chord*, porém nunca maior.

O *CAN* é a seção do *chord* reforçada através do aumento de espessura do tubo. Esse engrossamento pode ser interno ou externo, aumentando também o seu diâmetro externo.

Os *BRACES* são os membros estruturais que são interrompidos pela passagem de um *chord*. Uma única junta pode possuir mais de um *brace* e o *brace* de

uma junta pode ser *chord* de outra junta, fato comum em estruturas complexas como as jaquetas.

O *STUB* é a extremidade do *brace*, reforçada localmente com o aumento da espessura. Assim como o *can*, o *stub* pode ser reforçado interna ou externamente.

GAP é a distância entre as faces de dois *braces* no mesmo plano da junta, ocorre em juntas do tipo K e Y. O *gap* mínimo estabelecido pela API RP-2A [15] para que uma junta não seja considerada com *overlap* (sobreposição) é de 50mm.

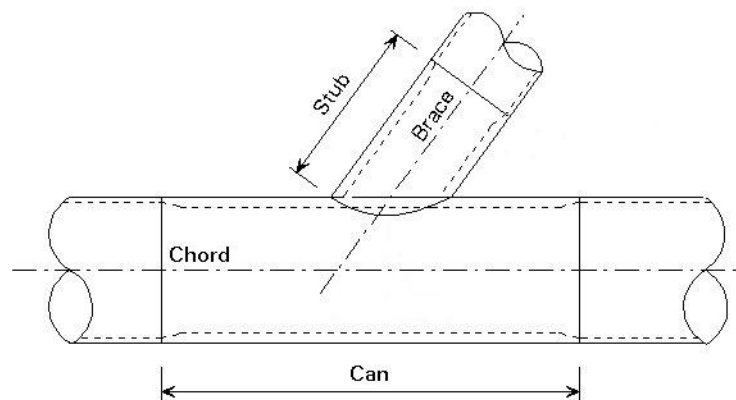


Figura 2.12 - Detalhe de uma Junta Tubular

Num caso particular em que temos um elemento com um desvio de direção, pode-se classificar, no que diz respeito à tolerância do desvio ($\pm 15^\circ$) e do nível de carregamento desses elementos, obedecendo aos critérios das normas, um dos elementos como *chord* e o outro (após o desvio) como *brace*.

As juntas tubulares podem ser classificadas como T, Y, K e X, e também possuir classificações parciais no que diz respeito a essas quatro geometrias acima citadas.

A junta T é a mais simples, possuindo um ângulo de 90° entre o *chord* e o *brace*. Em uma junta tridimensional, pode existir mais *braces* em outros planos,

incluindo outras geometrias (Y e K). Mais adiante temos alguns exemplos de classificação de juntas (Figura 2.14).

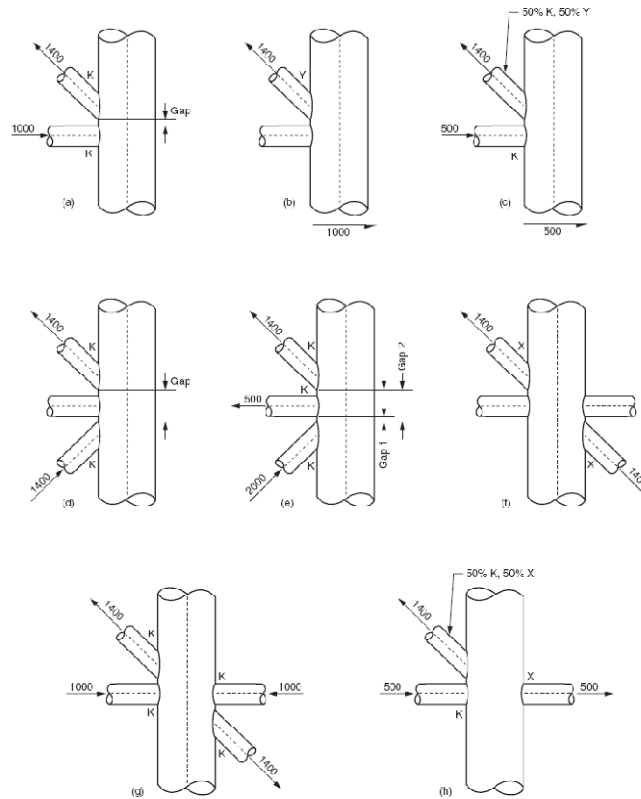


Figura 2.13 – Exemplos de Tipos das Juntas – API-RP-2A – WSD [15]

Para uma junta ser classificada como K, o carregamento axial em um *brace* deve ser equilibrado em pelo menos 10% por outro *brace* no mesmo plano e no mesmo lado da junta.

Para a junta ser do tipo T ou Y, o carregamento axial deve ser equilibrado através do cisalhamento no *chord*.

Para a junta possuir classificação do tipo X, o carregamento deve ser transferido através do *chord* para o *brace* no lado oposto da junta.

CAPÍTULO 3 - EQUAÇÕES PARAMÉTRICAS

3.1 Introdução

Neste capítulo é apresentada uma revisão da bibliografia passando por algumas equações desenvolvidas para a consideração do comportamento semi-rígido das ligações tubulares. Também é feita uma comparação entre a formulação desenvolvida por FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] que é adotada como uma das possibilidades de consideração dessa flexibilidade no programa SACS (*Structural Analysis Computer System* [3]), adotado para as análises apresentadas nos capítulos 5 e 6, e as equações paramétricas de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6], apontadas pelas normas adotadas no segmento de estruturas *offshore* como as mais recomendadas.

3.2 Resumo das Equações Presentes na Literatura

Flexibilidade das juntas pode ser entendida como a deformação localizada (ou distorção) da seção transversal do *chord* sob a ação de forças atuantes no *chord* e *brace*. Particularmente importante na análise ou reanálise de estruturas com tempo de uso elevado.

Esse comportamento é de grande importância e, segundo estudos realizados tais como AVAKIAN [12] e OLIVEIRA [16], deve ser considerado também na fase de projeto podendo gerar economia considerável. Isso porque, assim como em estruturas aporticadas presentes na construção civil e industrial, a consideração do comportamento semi-rígido da ligação tubular tende a aliviar os esforços da extremidade dos elementos estruturais

As equações representativas da flexibilidade de ligações em estruturas de aço são normalmente separadas por tipo de junta e por condição de carregamento. A seguir é feita uma breve apresentação de algumas referências bibliográficas sobre o tema.

Em 1977, a DnV (*Det Norsk Veritas*) [4] desenvolveu um estudo para a consideração da flexibilidade, no plano de flexão (LJF_{ipb}), em juntas do tipo T. Seu estudo compreendeu juntas com relação entre *chord* e *brace* dentro dos seguintes intervalos para os parâmetros adimensionais: $10 < \gamma < 30$ e $0,33 < \beta < 0,80$. Esse estudo foi realizado com base em modelos de elementos finitos e possui grande importância, pois foi um dos primeiros a definir uma equação paramétrica para a consideração da flexibilidade das juntas tubulares.

$$FLJ_{ipb} = \frac{18,6(\gamma^{-1} - 0,01)^{-(2,35-1,5\beta)}}{ED_c^3} \quad (3.1)$$

Onde,

$$\gamma = \frac{D_c}{2T_c} \quad \beta = \frac{D_b}{D_c} \quad (3.2a \text{ e } 3.2b)$$

Em 1980, BOUWKAMP *et al.* [5] apresentaram um resumo sobre um estudo sobre a consideração dos efeitos da flexibilidade de juntas tubulares em estruturas *offshore*, chegando a resultados onde concluíram sobre a importância dessa consideração, principalmente nos modos com frequências mais altas da extração modal.

O UEG – *Underwater Engineering Group* [17] publicou, em 1984, um estudo sobre a flexibilidade de juntas tubulares e seus efeitos na estrutura de jaquetas e posteriormente, em 1985, estudos sobre juntas simplificadas (apenas um *brace*). Esses estudos, contudo, não definiram claramente a abrangência em termos dos parâmetros β , γ e θ .

Foi em 1986 que FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] realizaram em modelos de epóxi a pesquisa que deu subsídios para o desenvolvimento das equações

mostradas a seguir. Os testes em modelos de juntas simples foram utilizados para a obtenção dos resultados para as juntas de múltiplos *braces* ou complexas. Abaixo estão as equações paramétricas para uma junta simples.

$$FLJ_{axial} = \frac{1,95\gamma^{2,15} \cdot (1 - \beta)^{1,3} \cdot \text{sen}(\theta)^{2,19}}{ED_c} \quad (3.4)$$

$$FLJ_{ipb} = \frac{134\gamma^{1,73} \cdot e^{-4,52\beta} \cdot \text{sen}(\theta)^{1,22}}{ED_c^3} \quad (3.5)$$

$$FLJ_{opb} = \frac{85,5\gamma^{2,20} \cdot e^{-3,85\beta} \cdot \text{sen}(\theta)^{2,16}}{ED_c^3} \quad (3.6)$$

As equações desenvolvidas por FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] são válidas para os intervalos dos parâmetros geométricos adimensionais das ligações mostrados a seguir.

$$10 \leq \gamma \leq 30$$

$$0,33 \leq \beta \leq 0,76$$

$$35^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

UEDA, Y., RASHED, S. M. H. e NAKASHO K. [18] apresentaram, em 1990, equações para o efeito axial e no plano da junta (*in plane bending*). Essas equações são restritas ao intervalo de 0,35 a 0,55 para o parâmetro β .

$$FLJ_{axial} = \frac{0,313\gamma^{2,30} \cdot \beta^{-1,20} \cdot \text{sen}(\theta)^2}{ED_c} \quad (3.7)$$

$$FLJ_{ipb} = \frac{4,22\gamma^{1,70} \cdot \beta^{-2,20} \cdot \text{sen}(\theta)}{ED_c^3} \quad (3.8)$$

Em 1992, KOHOUTEK, R. e HOSHYARI, I. [19] sugeriram equações para a rigidez de juntas do tipo T sob carga no plano da junta, baseadas no ensaio dinâmico de alguns modelos. Seus estudos consistiram na extração da rigidez através da comparação das frequências naturais da junta T com uma solução analítica calibrada da resposta do *chord*. Este estudo, no entanto, indicou que a rigidez diminui conforme a relação entre os diâmetros externos do *brace* e *chord* aumenta.

BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] apresentaram, em 1993, equações paramétricas para um grande número de tipos de juntas, inclusive com diâmetros externos iguais entre *brace* e *chord*. Abaixo estão as equações de juntas com apenas um *brace* (simples).

$$FLJ_{axial} = 5,69\tau^{-0,111} \cdot e^{-2,25\beta} \cdot \gamma^{1,898} \cdot \text{sen}(\theta)^{1,769} \quad (3.9)$$

$$FLJ_{opb} = 55\tau^{-0,22} \cdot e^{-4,07\beta} \cdot \gamma^{2,417} \cdot \text{sen}(\theta)^{1,883} \quad (3.10)$$

$$FLJ_{ipb} = 1,39\tau^{-0,238} \cdot \beta^{-2,45} \cdot \gamma^{1,898} \cdot \text{sen}(\theta)^{1,24} \quad (3.11)$$

Onde,

$$\tau = \frac{T_b}{T_c} \quad (3.12)$$

Diferentemente das equações da DnV [4], de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] e dos demais, as equações de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] não levam em conta explicitamente o módulo de elasticidade longitudinal do material, o que torna as equações dependentes apenas de características geométricas da junta e adimensionais. Os resultados obtidos por suas equações são fatores de influência para os carregamentos axial, momento no plano (*in plane bending*) e fora do plano (*out of plane bending*).

As equações são válidas para os parâmetros nos intervalos abaixo:

$$10 \leq \gamma \leq 30$$

$$0,30 \leq \beta \leq 1,00$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

$$0,25 \leq \tau \leq 1,00$$

BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] também alertaram em seus estudos para a dificuldade de implementação da flexibilidade na análise global. Eles experimentaram em dois tipos de modelos: de molas e o que chamou de flexível.

O primeiro consiste em introduzir molas nas ligações entre os elementos das juntas, os coeficientes de rigidez dessas molas seriam determinado pela inversão dos fatores de influência (*FLJ*) obtidos pelas suas equações paramétricas.

O segundo surgiu como alternativa aos programas que possuem apenas elementos do tipo pórtico, ou de barra. Foi implementado um “elemento flexível” com comprimento pequeno L (em torno de metade do diâmetro do *brace*) e, área e momento inércia de modo que esse elemento simulasse a rigidez da ligação determinada em suas

equações. Os valores da área e momento de inércia desse elemento eram de terminados pelas equações a seguir.

$$I = \frac{L}{E(FI_b)} \quad A = \frac{L}{E(FI_{ax})} \quad (3.13 \text{ e } 3.14)$$

Segundo a API-RP-2A – *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design* [15], as equações propostas por BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] possuem melhor confiabilidade, em relação às demais equações, quando comparadas com resultados experimentais.

3.3 Comparação da Flexibilidade por Fessler e Buitrago

Neste subitem, é apresentada uma comparação paramétrica entre os valores de flexibilidade determinados pelas equações desenvolvidas por FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] e BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] para uma junta simples (do tipo T).

Para essa comparação foi utilizada uma junta com os seguintes parâmetros geométricos, a fim de permanecer dentro dos intervalos aceitáveis de γ , β e τ como mostrado no item anterior:

$$D_c \text{ (diâmetro do } chord) = 111,76 \text{ cm}$$

$$D_b \text{ (diâmetro do } brace) = 50,80\text{cm e } 76,20 \text{ cm}$$

$$T_c \text{ (espessura do } chord) = [2,54; 5,08] \text{ cm}$$

$$T_b \text{ (espessura do } brace) = 1,27 \text{ cm}$$

Segundo BUITRAGO, HEALY e CHANG [6], para obter a flexibilidade absoluta de forma adimensional é necessário multiplicar a flexibilidade axial por EDc e a flexibilidade no plano e fora do plano por EDc^3 . Assim, podem-se comparar os valores obtidos por suas equações com os obtidos pelas equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

A seguir está a tabela com a comparação dos resultados para os extremos do intervalo de variação da espessura do *chord*.

FLEXIBILIDADE ADIMENSIONAL							
CARREGAMENTO		AXIAL		IPB		OPB	
Tc (cm)		2.54	5.08	2.54	5.08	2.54	5.08
MÉTODO	Db (cm)						
FESSLER	76.20	338.6	76.3	1291.0	389.3	5563.0	1211.0
	50.80	682.4	153.8	3608.0	1088.0	11340.0	2904.0
BUITRAGO	76.20	467.6	135.5	1368.0	432.8	6987.0	1524.0
	50.80	780.0	226.0	3399.0	1075.0	17640.0	3848.0

Tabela 3.1 – Comparação entre os valores adimensionais da flexibilidade Fessler x Buitrago

A seguir é apresentada a variação das flexibilidades de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] e BUITRAGO, HEALY e CHANG [6], em função da espessura do *chord*, para os carregamentos axial, no plano da junta e fora do plano da junta.

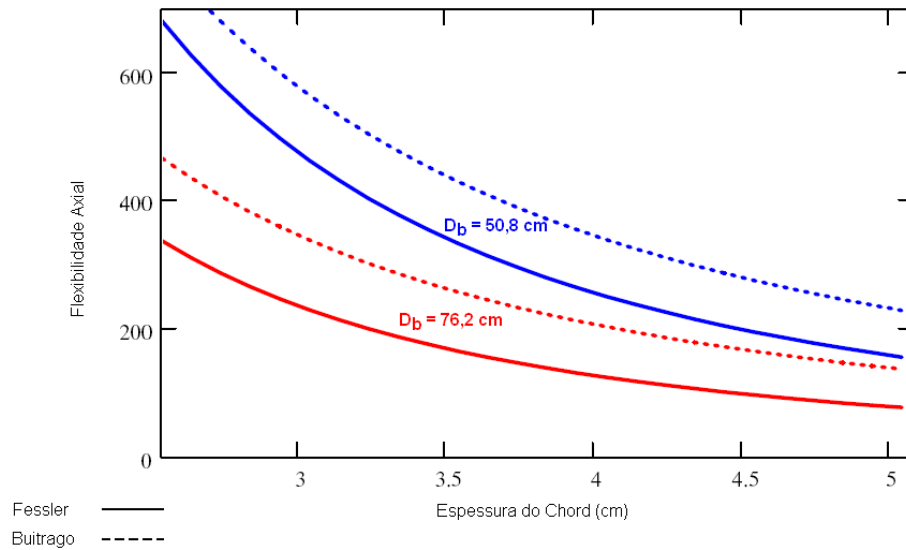


Figura 3.1 – Comparação - Axial – Fessler x Buitrago

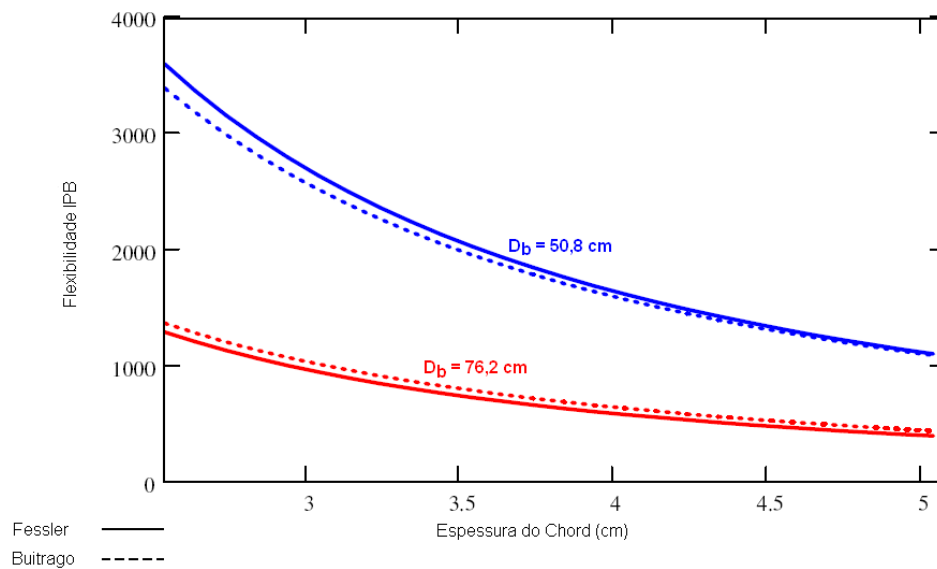


Figura 3.2 – Comparação - IPB – Fessler x Buitrago

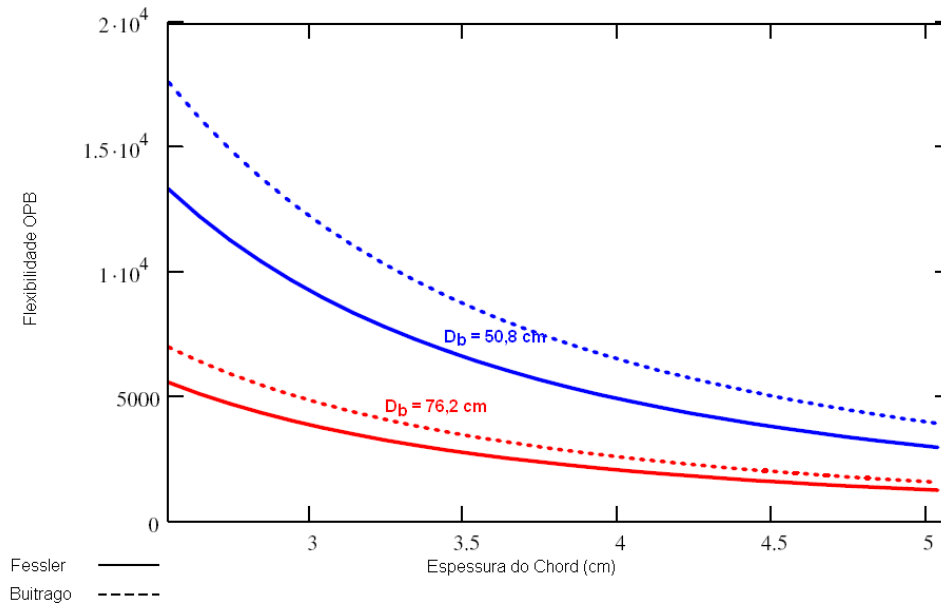


Figura 3.3 – Comparação - OPB – Fessler x Buitrago

Observando os gráficos e a tabela apresentada anteriormente pode-se perceber que ao comparar a flexibilidade, determinada pelas equações de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] e pelas equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1], os valores apresentam proximidade apenas para o carregamento de flexão no plano da junta (*IPB*), com diferença variando de 1 a 6% no intervalo de espessura do *brace* estudada para diâmetro do *brace* igual a 50,8 cm. Já para o *brace* com diâmetro igual a 76,2 cm a diferença ficou entre 4 e 11% para o mesmo intervalo de variação da espessura do *brace*.

Para o carregamento axial, uma diferença de 14% é apresentada para diâmetro do *brace* igual a 50,8 cm e espessura igual a 2,54 cm. Os demais valores apresentam diferença superior a 25%.

Quando comparados os valores de flexibilidade para a mesma equação nota-se que ao aumentar a espessura do *brace* de 2,54 cm para 5,08 cm, ou seja, ao dobrar esse valor, o valor da flexibilidade decresce em média quatro vezes para o carregamento na

direção axial, três vezes na direção no plano da junta e quatro vezes e meia para a direção fora do plano da junta.

É possível observar também, que a afirmação de KOHOUTEK, R. e HOSHYARI, I. [19] de que a flexibilidade aumenta conforme a relação entre os diâmetros do *brace* e *chord* aumenta é válida.

CAPÍTULO 4 - METODOLOGIA DAS ANÁLISES REALIZADAS

4.1. Introdução

No capítulo 5, são apresentados os resultados das análises locais da flexibilidade das juntas tubulares. Foram feitas análises em modelos de elementos de casca e modelos de elementos de pórtico espacial, com e sem a consideração da flexibilidade através das equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

Os modelos de elementos de pórtico espacial têm a capacidade de considerar, de forma aproximada, as não linearidades geométricas e de material. Neste capítulo, será apresentada uma verificação através da comparação entre os valores do momento de plastificação de uma seção tubular determinados manualmente e pelo recurso disponível no programa utilizado, a fim de fornecer subsídios para a avaliação dos resultados apresentados no capítulo seguinte.

Já no capítulo 6 estão apresentados os resultados oriundos de análise estática em serviço e da análise de fadiga utilizando o modelo global de elementos de pórtico espacial de plataformas fixas reais.

Para um melhor entendimento do desenvolvimento dos trabalhos, neste capítulo são descritas as metodologias e considerações implícitas em cada uma dessas análises.

Como as análises globais foram realizadas pelo programa SACS [3], algumas considerações apresentadas a seguir podem ser particulares a este programa, no entanto os conceitos gerais adotados tanto na análise estática quanto na análise de fadiga são válidos para quaisquer ferramentas que venham a ser utilizadas.

4.2. Análise Estática em Operação

A análise estática em operação consiste na resolução da superestrutura com interação solo-estrutura sob a ação de um ou mais carregamentos estáticos.

Quando a estrutura possui um período natural próximo dos estados de mar, o comportamento dinâmico e seus efeitos devem ser considerados através de uma análise dinâmica. Nesta dissertação são apresentadas as análises de quatro estruturas reais com tamanhos diferentes, possuindo lâmina d'água de 37,0 m, 86,0 m e 134,0 m, as três primeiras estruturas não possuem período natural de vibração acima de 3,0 segundos e enquadram-se na recomendação presente no item 5.1 da norma API-RP-2A [15]. Já a quarta estrutura, possui 172,0 m de lâmina d'água e um período natural superior a 4 segundos devendo, portanto, ter os efeitos dinâmicos do carregamento ambiental considerados.

4.2.1. Carregamentos

Os principais carregamentos são considerados em um projeto de jaqueta são:

PESO PRÓPRIO – este é composto pela parcela modelada e não modelada da estrutura. Na maioria dos programas de cálculo estrutural, o peso próprio da parcela modelada é considerado automaticamente através da densidade do material, da área da seção transversal e do comprimento de cada elemento. A parcela não modelada pode ser considerada através da utilização de um fator sobre o peso modelado ou através de carregamentos aplicados diretamente sobre os nós e membros do modelo estrutural.

EQUIPAMENTOS – São carregamentos aplicados aos nós e membros do modelo estrutural. Podem ser aplicados através das reações nos apoios desses equipamentos, quando conhecidas, ou através de uma sobrecarga em uma determinada área.

VENTO e ONDA – Considerados pelo programa de acordo com teorias estabelecidas pelo usuário (Airy e Stokes de 5ª. Ordem, por exemplo).

Os carregamentos independentes são combinados levando em conta os respectivos fatores de majoração ou minoração (quando são favoráveis à segurança) e a estrutura é resolvida para essas combinações.

4.2.2. Resultados

Com os esforços e tensões determinados para cada elemento da estrutura, o programa é capaz de verificar através das equações de diversas normas o valor das tensões combinadas para cada elemento e para cada carregamento. No caso dos elementos tubulares da jaqueta, a norma utilizada é a API RP 2A [15], cujas equações de verificação são apresentadas a seguir.

4.3. Análise de Colapso em Elementos de Pórtico Espacial

No programa SACS [3], utilizado na execução das análises locais e globais, existe a possibilidade de se levar em consideração a plastificação do material em um modelo de elementos de pórtico espacial através da divisão da seção transversal e longitudinal do elemento em fibras. Os modelos de fibras já são bastante conhecidos e apresentam resultados com uma boa precisão em termos de comportamento inelástico.

Para levar em conta a não linearidade devido a grandes deslocamentos internodais o elemento é dividido em sub-elementos ao longo do seu comprimento. O número de divisões é definido pelo usuário. Cada subdivisão é considerada agora um elemento na matriz de rigidez da estrutura.

A estrutura é resolvida iterativamente até que os deslocamentos converjam e, a cada iteração, os elementos são verificados da seguinte maneira:

1 – A seção transversal de cada sub-elemento é dividida em subáreas e os esforços axiais e de cisalhamento são determinados para cada subárea;

2 – Para cada área, a plastificação é determinada pela parcela de deformação de excede a envoltória de tensões de von Mises-Hencky;

3 – As tensões de plastificação são então usadas para determinar o equilíbrio das forças plásticas em cada sub-elemento;

4 – Essas forças são usadas na solução iterativa do membro.

4.3.1. Validação da Consideração da Fase Elasto-Plástica do Modelo

Para a verificação do nível de precisão na consideração do efeito de plasticidade do material pelo modelo em elementos de pórtico espacial, usando o recurso da divisão do membro em fibras conforme explicado no item 4.3, uma comparação entre o gráfico Momento x Deslocamento e o Momento Plástico ou Momento de Plastificação determinado manualmente pela teoria da resistência dos materiais é apresentada a seguir.

Três modelos de uma viga em balanço foram utilizados nesta verificação, com seção transversal circular vazada, com diferentes diâmetros, conforme é mostrado na figura 4.1. O Momento Plástico ou de Plastificação é determinado pela expressão abaixo [20]:

$$M_p = \frac{\sigma_y \cdot A}{2} \cdot d \quad (4.1)$$

Onde,

A é a área da seção transversal;

d é a distância entre os centróides das zonas de tração e de compressão;

σ_y é a tensão de escoamento do aço, adotada igual a 248 MPa.

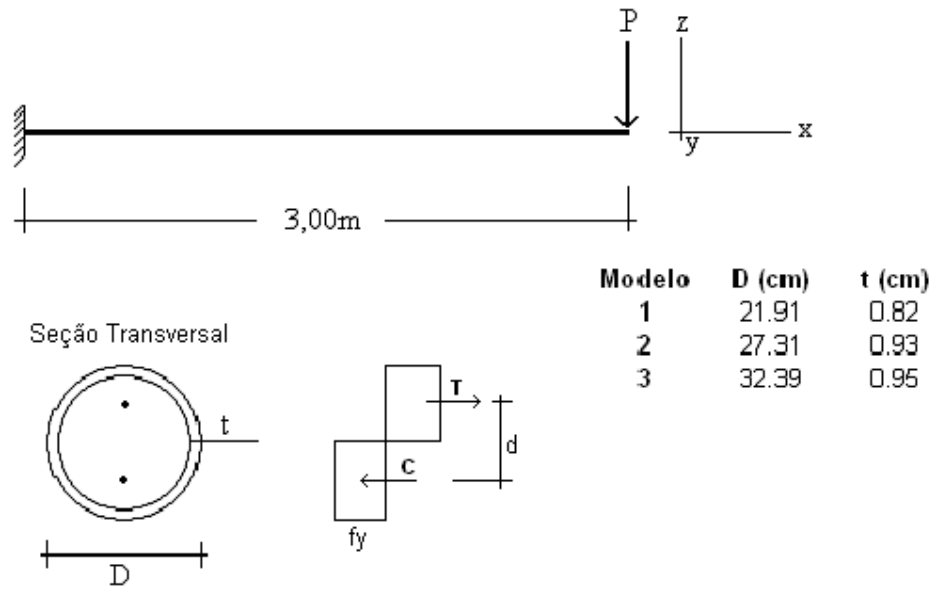


Figura 4.1 – Esquema Estrutural da Viga em Balanço

Assim, temos para a seção do modelo 1, um momento plástico igual a 90,02 kN.m, para a seção do modelo 2 é 160,1 kN.m e 233,3 kN.m para a seção do modelo 3.

Pode-se observar pelos gráficos abaixo, extraídos de uma análise de colapso realizada através do programa SACS [3] com um modelo de elementos de pórtico espacial, que este é capaz de considerar, de forma aproximada, o efeito de não linearidade do material através da plastificação da seção transversal do elemento.

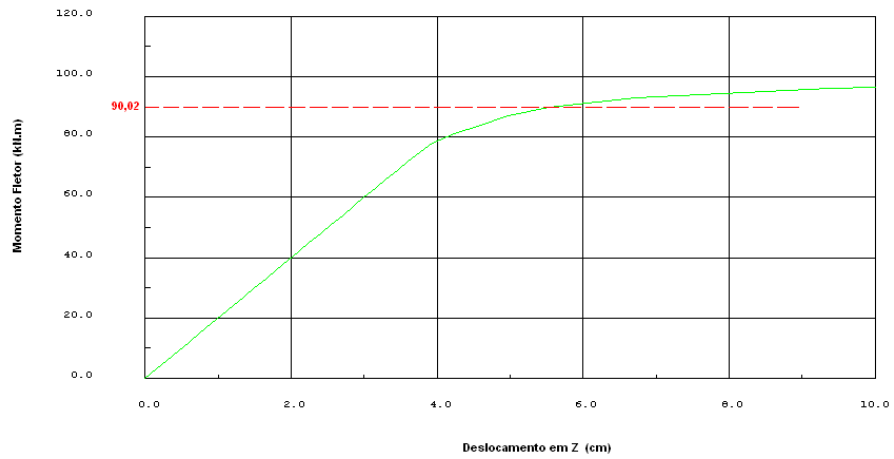


Figura 4.2 – Momento x Deslocamento (Modelo 1)

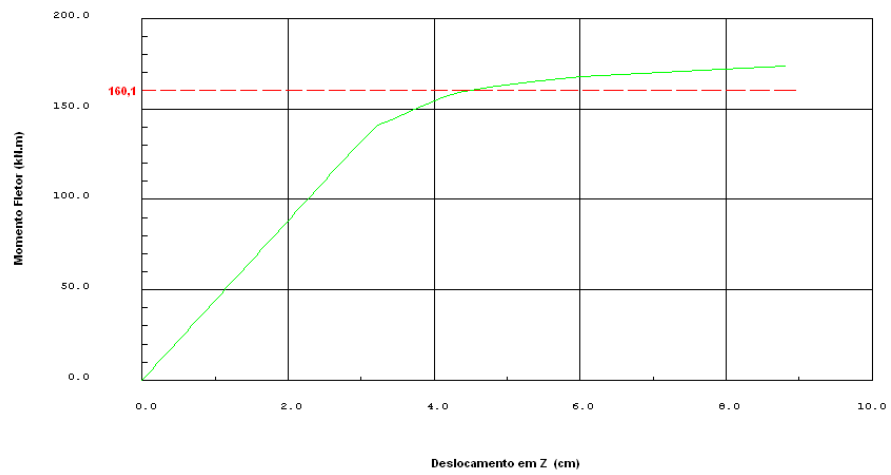


Figura 4.3 – Momento x Deslocamento (Modelo 2)

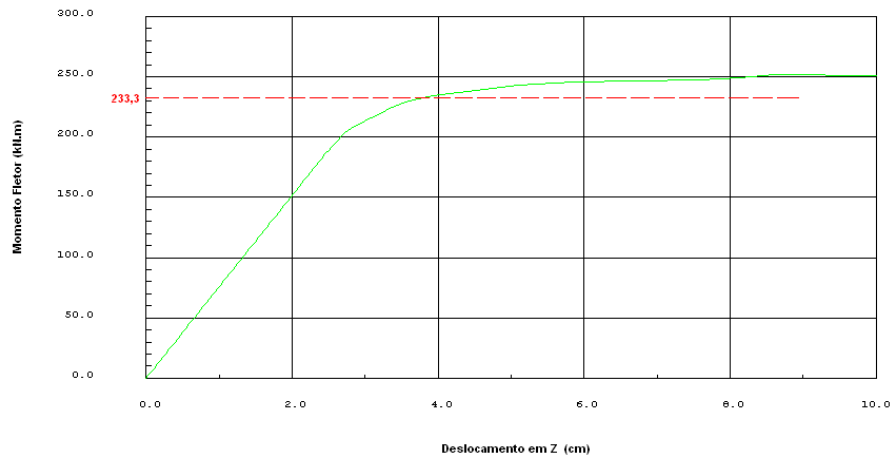


Figura 4.4 – Momento x Deslocamento (Modelo 3)

4.4. Análise de Fadiga

As análises de fadiga realizadas neste estudo são separadas em dois tipos: DETERMINÍSTICA, para as plataformas com d'água de 37,0 m, 86,0 m e 134,0 m e ESTOCÁSTICA, para a plataforma com 172,0 m de lâmina d'água. Para a análise de fadiga, o modelo numérico é basicamente o mesmo da análise estática, com exceção das fundações, que são substituídas por um elemento com comprimento equivalente de engastamento, e dos carregamentos ambientais. Essa simplificação na representação das fundações tem como objetivo a redução de esforço computacional e é uma prática comum adotada que, com os recursos disponíveis nos dias de hoje, parece não fazer muito sentido, mas que será mantida neste estudo para evitar a descaracterização dos modelos originais.

4.4.1. Fadiga Determinística

O processo de fadiga pode ser tratado como determinístico quando se assume que existe um número determinado de ocorrências para cada tipo de carregamento, isto é, o carregamento é considerado constante.

São feitas medições ao longo do tempo na região de interesse do estudo e a essa região é atribuída um número determinado e fixo de ondas como mostrado na tabela a seguir. O número de ocorrências apresentado na tabela corresponde a um período de 1 ano e, esse número é considerado imutável ao longo dos anos. Assim, se a análise é realizada para 10 anos, por exemplo, o número de ocorrências é multiplicado por 10.

No método determinístico, a estrutura é carregada por uma onda regular com altura e período determinados e usando uma teoria de onda adequada. Uma corrente pode ser incluída no carregamento, embora a API RP 2A [15] recomenda a não consideração da corrente na análise de fadiga.

H (m)	T(s)	N° de Ocorrência			
		180°	225°	270°	315°
1.00	6.15	1282191	865958	889879	1746268
2.00	8.09	204262	137953	141764	278193
3.00	9.23	32368	21860	22464	44083
4.00	10.11	5309	3585	3684	7229
5.00	11.00	1011	683	702	1378
6.00	11.56	216	146	150	294
7.25	11.93	50	33	34	68
8.75	12.00	6	4	4	9
10.25	13.00	3	2	2	4

Tabela 4.1 – Número de ocorrências de onda em 1 ano [21]

Nos três casos analisados nesta dissertação pelo método determinístico, essa distribuição de ocorrências é adotada.

4.4.2. Fadiga Estocástica

A seguir está a descrição do processo de fadiga estocástica segundo ELWANGER [22].

Quando se lida com um tipo de carregamento que não é constante e não pode ser determinado precisamente por uma função, ou seja, não se pode prever com 100% de certeza o que irá ocorrer num determinado instante, diz-se que esse carregamento é estocástico.

Uma vez que não se pode descrever o processo precisamente como uma função do tempo (como se pode fazer num processo determinístico), este será descrito por suas propriedades estatísticas, tais como média, desvio padrão, etc.

A análise de fadiga espectral envolve os seguintes passos:

1 - Seleção das principais direções de incidência de onda (o número total de ondas é distribuído entre essas direções principais). Direções principais de propagação de onda devem ser incluídas, como também as direções que causam tensões elevadas nos principais elementos da estrutura.

2 - Para cada direção, seleciona-se um número de estados de mar que descrevem adequadamente a distribuição de longo prazo das ondas. Associa-se a duração a cada estado de mar.

3 - Estabelecimento de uma função de transferência para cada variável de interesse.

4 - Cálculo do espectro de resposta para cada estado de mar, combinando o espectro de onda e as funções de transferência.

5 - Cálculo das faixas de tensões para cada estado de mar.

6 - Combinação dos resultados para todos os estados de mar para encontrar a distribuição de longo prazo dos valores de resposta.

7 - Cálculo da vida à fadiga, geralmente utilizando-se a regra de Miner [22].

Apesar das imprecisões, a lei de Miner continua a ser largamente utilizada na prática devido à sua simplicidade matemática e ao fato de fornecer resultados com uma certa margem de segurança.

Um gráfico que mostre a resposta máxima de deslocamento, velocidade, aceleração ou qualquer outra grandeza, função do período natural ou frequência natural, considerando uma determinada excitação é chamado de Espectro de Resposta.

O espectro de onda pode ser obtido não só através de análises de históricos de onda no tempo, mas também podem ser usados modelos de espectro obtidos por expressões analíticas. Esses espectros são descritos por parâmetros estatísticos como H_s e T_z . Os mais comuns são: Pierson-Moskowitz e Jonswap.

Assim, para um determinado estado de mar, o espectro de uma resposta variável é encontrado combinando-se o espectro da onda com a função de transferência, relacionando a amplitude da onda com a amplitude da resposta. A variância da resposta e os momentos espectrais podem ser calculados numericamente. Uma vez estabelecidas as propriedades do espectro de resposta das tensões, a distribuição estatística das amplitudes de tensão dentro do estado de mar pode ser encontrada, possibilitando, assim o cálculo do dano à fadiga.

O espectro de Jonswap apresenta maiores picos, representando uma maior concentração de energia em torno dessa frequência de pico. Já o espectro de Pierson-Moskowitz apresenta picos menores, com uma maior distribuição de energia em torno do pico.

Quando se escolhe entre utilizar o espectro de Pierson-Moskowitz ou Jonswap numa análise real, deve-se levar em conta essas conseqüências, pois para

freqüências próximas dos picos, pode-se obter em resultados bem diferentes, principalmente em estruturas ressonantes.

4.4.3. Determinação das Tensões Nominais

Para a determinação das tensões nominais é realizada uma análise linear estática onde, para cada posição de onda, é considerado um carregamento independente gerando, portanto, tensões nos elementos da jaqueta. Nos casos analisados nesta dissertação os efeitos dinâmicos são pouco significativos, por possuírem período natural de vibração inferior a 3,0 segundos, para as três primeiras estruturas e puderam ser desconsiderados para estas.

Com os carregamentos provenientes das várias posições é possível determinar a variação de tensões nominais devidas à cada onda.

4.4.4. Fatores de Concentração de Tensões (*SCFs*)

As tensões locais em discontinuidades – *Hot Spot Stress (HSS)* – podem ser mais de 20 vezes maior que a tensão nominal. O *Hot Spot Stress* é determinado pelo produto da tensão nominal por um Fator de Concentração de Tensões (*SCFs*). Para conexões tubulares, o programa calcula o *SCF* automaticamente ou o usuário pode definir esse valor.

Pelo Princípio de Saint-Venant, pode-se considerar que regiões distantes das discontinuidade a distribuição das tensões nominais permanecem inalteradas e, assim, é possível estabelecer que o processo de concentração de tensões é localizado.

Dentre os muitos métodos de determinação do *SCF* para juntas tubulares, o método de Eftymiou [23] foi escolhido para as análises apresentadas no capítulo 6.

Abaixo está a Figura 4.3 que mostra a concentração de tensões em uma placa com furo no meio.

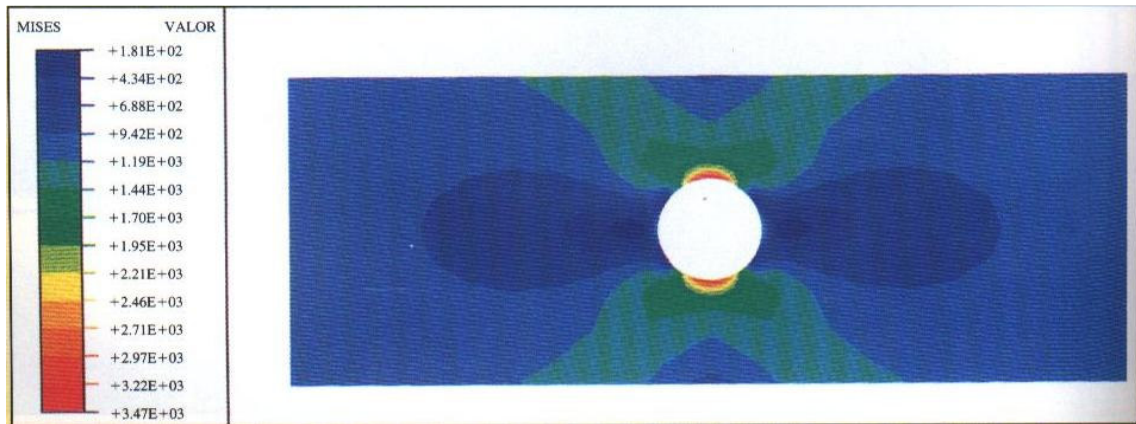


Figura 4.4 – Análise com elementos finitos da concentração de tensão, devido a um furo em uma barra plana carregada axialmente, [20] e [22]

4.4.5. Dano Acumulado

O dano acumulado é determinado para 8 pontos em cada da junta (Figura 4.3) seguindo a regra linear de Palmgren-Minner [22] e a curva S-N escolhida.

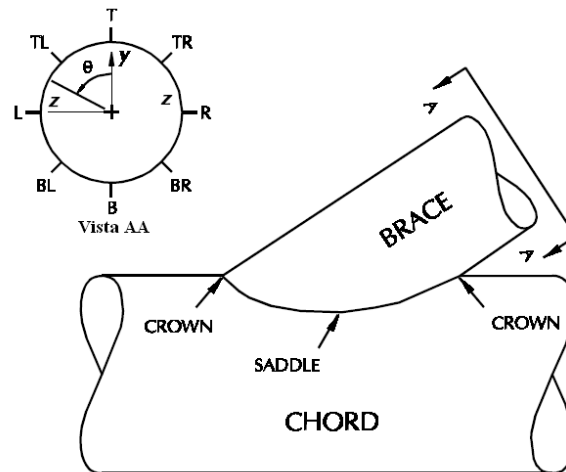


Figura 4.3 – Pontos de Determinação do SCF

Para essa determinação, são utilizadas curvas S-N que relacionam variação de tensão de *Hot Spot* e número de ciclos admissível. Existem várias curvas S-N

contemplando as diversas condições do material e ambiente a que está submetido ao longo de sua vida útil.

$$D = \Sigma (n/N) \quad (4.2)$$

Onde:

D – dano acumulado

n – número de ciclos atuante (número de ocorrências)

N – número de ciclos admissível extraído da curva S-N

De posse do dano acumulado para todos os pontos da junta, é possível determinar a vida devido aos danos pelo processo de fadiga dessa junta pela equação a seguir.

$$VF = T / D_{max} \quad (4.3)$$

Onde,

T – período de tempo no qual ocorrem os ciclos de carregamento

D_{max} – maior valor do dano acumulado entre os 8 pontos da junta

CAPÍTULO 5 - ANÁLISE LOCAL DAS JUNTAS TUBULARES

5.1. Introdução

Assim como em qualquer estrutura metálica as ligações desempenham papel fundamental no comportamento da estrutura. A flexibilidade da junta tubular pode ser levada em conta na análise estrutural, tanto na fase de projeto quanto na reavaliação de estruturas em operação, de modo a produzir resultados de deslocamentos, esforços e tensões que se aproximem mais dos valores reais.

Neste capítulo é realizado um estudo paramétrico com o programa SACS [3] e comparando modelos com juntas T e Y rígidas e modelos com a simulação de juntas T e Y semi-rígidas através das equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1], recurso disponibilizado automaticamente pelo programa. Os resultados são apresentados através de gráficos de momento vs. rotação e têm como objetivo atentar para a importância da consideração do comportamento semi-rígido da ligação já enfatizado por outros autores como AVAKIAN [12] e RODRIGUES [11].

Para aproximar o estudo das condições reais de projeto, foi escolhida a plataforma de Guaiúba 1 (PGUB-1) [24] cujo projeto foi desenvolvido ao longo do ano de 2007 pela Contorno Consultoria e Projetos Ltda. em consórcio com a MasterPlan Projetos Ltda. para a Unidade de Negócios do Rio Grande do Norte e Ceará / Petrobras.

5.2. Metodologia

Para simplificar as análises e diminuir o tempo computacional no decorrer deste estudo, é feita uma validação do modelo de elementos de pórtico espacial com a consideração da flexibilidade obtida das equações paramétricas segundo FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] para uma junta T. Esse modelo aproximado foi aferido

pela comparação, com um modelo de elementos de casca, como mostrado no modelo apresentado no sub-item a seguir.

A partir dessa comparação foi possível justificar a adoção do modelo de elementos de pórtico espacial para as análises que seguem. O regime não linear do material foi considerado com a utilização do recurso de divisão da seção dos elementos em fibras, explicado no capítulo anterior.

Em todos os casos analisados foi considerada apenas a flexão no plano da junta, direção de carregamento em que a flexibilidade determinada pelas equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] se aproximou mais da flexibilidade determinada por BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] que é a mais recomendada pela API RP 2A [15].

5.2.1. Modelo Numérico em Elementos de Casca

O modelo em elementos de casca é usado apenas para a validação do modelo de elementos de pórtico espacial e é composto por elementos do tipo *shell* (SBHQ6, SBHT6). O SBHQ6 é um elemento quadrilateral híbrido com seis graus de liberdade em cada um dos quatro nós das extremidades. O SBHT6 é semelhante ao SBHQ6 para 3 nós. O programa utilizado para a geração e análise deste modelo foi o GTSTRUDL (*Georgia Tech Structural Design Language*) [25], que se trata, também, de um programa utilizado no segmento *offshore*, mas possui forte uso em projetos de estruturas metálicas em terra. Este programa foi escolhido por possuir uma maior variedade de elementos e por apresentar melhor, em termos visuais, os resultados.

No topo e base do *chord* são definidas condições de apoio de engastamento e a extremidade do *brace* é deixada livre, onde é aplicada uma força (P) transversal no *brace* cujo valor varia de 10 kN a 250 kN. O fim do intervalo de carregamento corresponde aproximadamente ao limite de carga admitido pela junta.

O *chord* possui 111,76 cm de diâmetro externo e 3,81 cm de espessura de parede, seguindo as recomendações do projeto da plataforma de Guaiúba 1 [24], conforme explicado anteriormente. O diâmetro do *brace* é igual a 50,8 cm e sua espessura é igual a 1,27 cm. A seguir, na figura 5.1 são apresentados com maiores detalhes o esquema estrutural do modelo em elementos de casca.

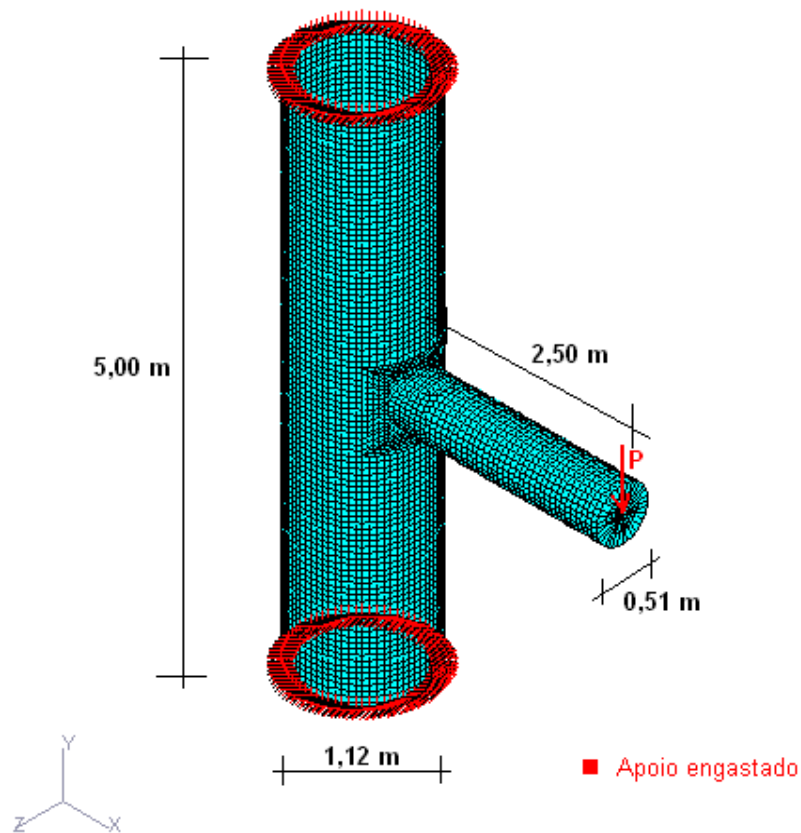


Figura 5.1 – Esquema do Modelo em Elementos de Casca da Junta T

5.2.2. Resultados da análise

A seguir, para uma melhor ilustração do processo que envolve a flexibilidade da junta tubular, são apresentados alguns resultados da análise linear realizada com o

modelo de elementos de casca descrito no sub-item anterior. A figura 5.2 apresenta a distribuição das tensões de von Mises para a carga de 200 kN, onde a junta analisada apresenta-se próxima ao limite da tensão de escoamento.

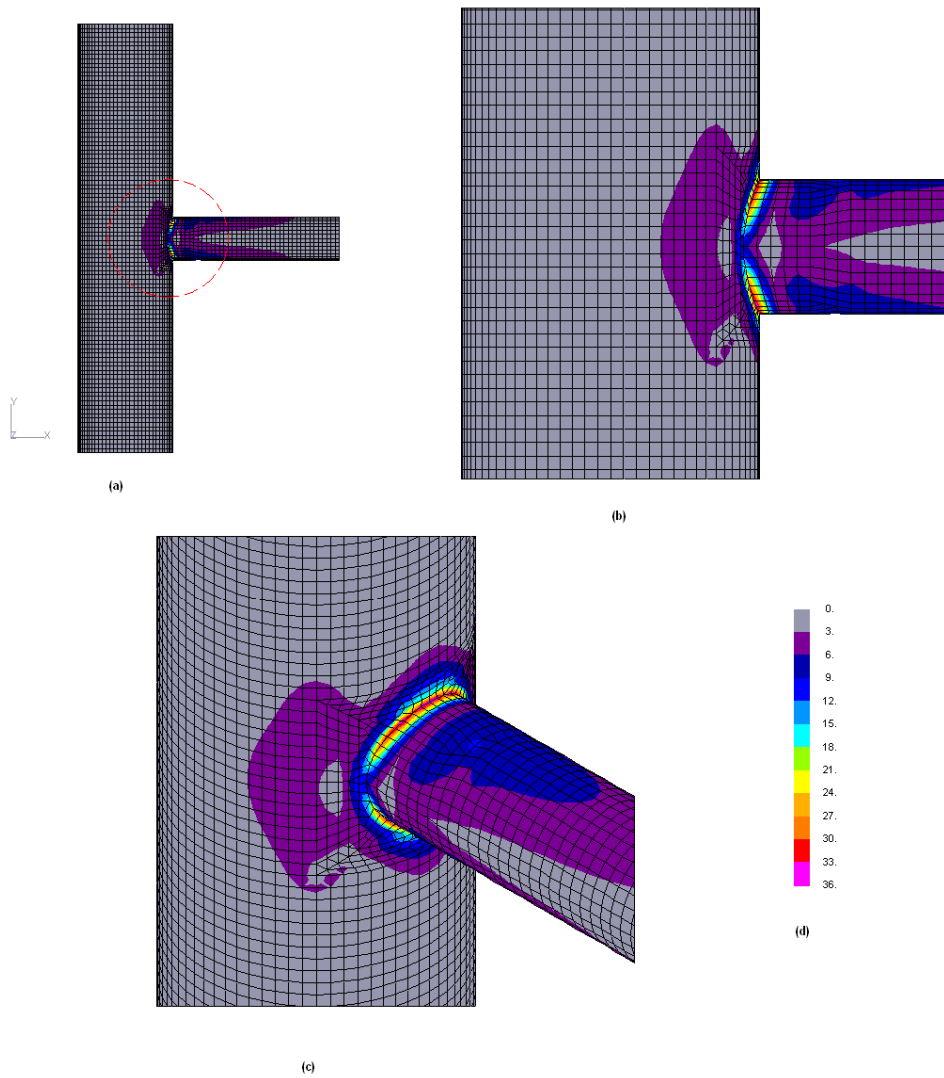


Figura 5.2 – Tensões de von Mises para 200 kN – (a) Modelo completo (b) Aproximação na região da ligação (c) Idem ao “b” em perspectiva (d) Escala das tensões em kN/cm²

A figura 5.3 mostra a deformada na região da ligação para a mesma carga. É importante observar que, na região superior da ligação a “parede” do tubo principal apresenta um deslocamento para fora enquanto que na região inferior esse deslocamento é na direção do centro do tubo principal (*chord*). Esse efeito, não levado em consideração em modelos de elementos de pórtico, é fundamental para o entendimento do comportamento da ligação semi-rígida em juntas tubulares apesar de não fazer parte do escopo desta dissertação.

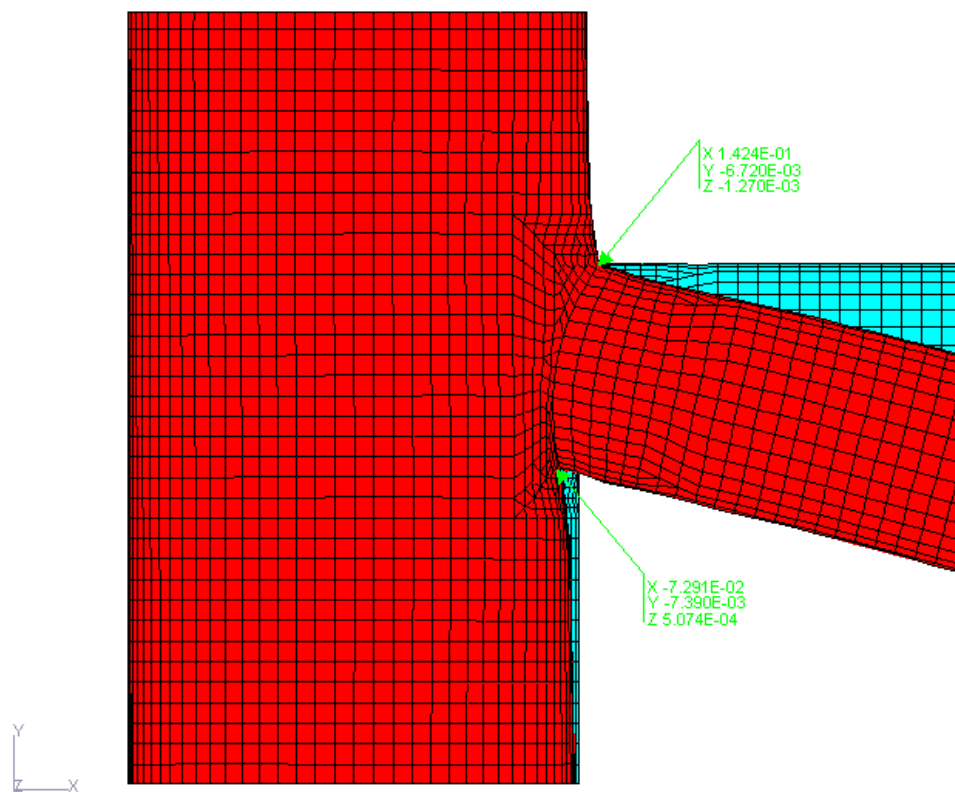


Figura 5.3 – Deformada na região da ligação

5.2.3. Modelo Numérico em Elementos de Pórtico Espacial

Para o modelo de elementos de pórtico espacial são adotadas três geometrias agrupadas em dois conjuntos. O primeiro contendo apenas um modelo de uma junta T

com as mesmas características do modelo de elementos de casca do item acima. Este modelo é usado apenas na validação apresentada no item 5.3.

O segundo conjunto de modelos de elementos de pórtico espacial é composto por juntas de geometria do tipo T e Y, que são usados no estudo paramétrico considerando a influência do comportamento semi-rígido da ligação.

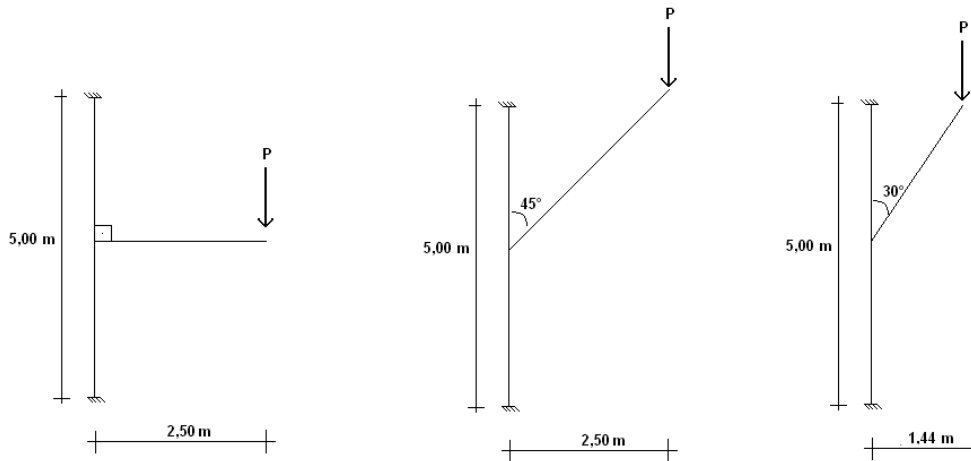


Figura 5.4 – Esquema estrutural das juntas T e Y em elementos de pórtico espacial

As características geométricas da junta T são as seguintes:

Diâmetro do chord (D_c) = 111,76 cm

Espessura (T_c) = 2,54 / 3,81 / 5,08 cm

Diâmetro do brace (D_b) = 50,8 cm

Espessura (T_b) = 0,93 / 1,27 / 1,60 cm

As características da junta Y são as mesmas da junta T com a inclusão de mais um parâmetro: ângulo do brace (α) = 30° e 45°

De forma análoga ao estudo da validação do modelo em elementos de pórtico espacial, neste conjunto de modelos é também aplicada uma carga concentrada, transversal, paralela ao eixo do *chord*, na extremidade livre do *brace* com valor inicial

igual a 10,0 kN. Para a análise paramétrica é utilizado o módulo de colapso progressivo, descrito no capítulo 4, do programa SACS [3]. Através desta análise é possível observar a curva momento rotação, considerando ou não o comportamento semi-rígido da ligação inclusive na fase inelástica.

5.3. Validação do Modelo de Elementos de Pórtico Espacial

Para a consideração da flexibilidade das juntas em modelos de elementos de pórtico espacial o programa SACS (*Structural Analysis Computer System*) [3] oferece duas possibilidades: utilizar as equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] ou o método MSL [3].

Neste item foi feita a comparação entre um modelo de elementos de pórtico espacial com e sem a flexibilidade pelas equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] e o modelo de elementos de casca descrito no item anterior. O método MSL [3] não está disponibilizado na versão usada nestas análises, por isso não é comparado.

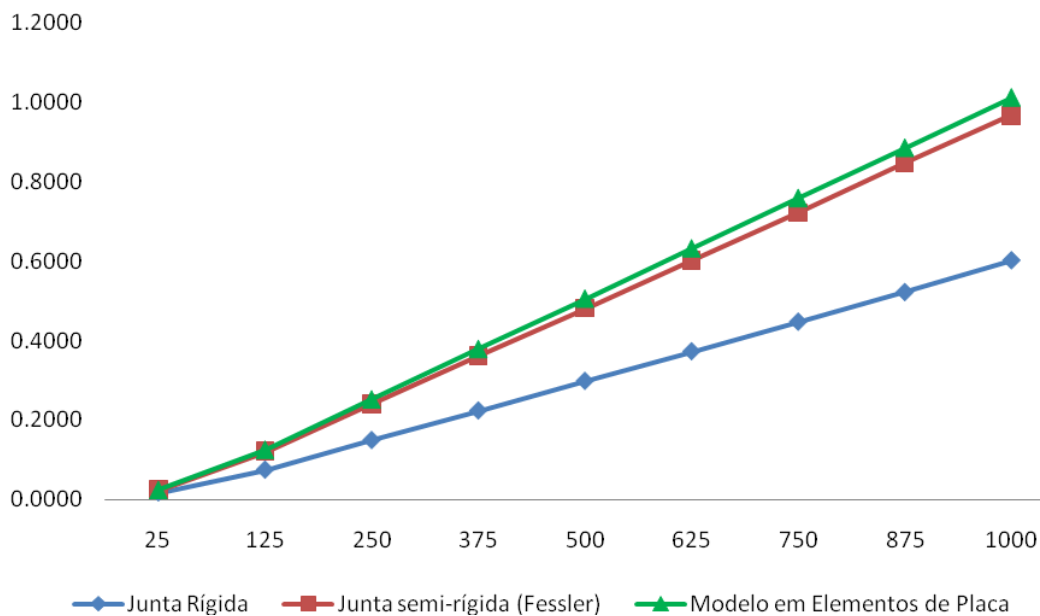


Figura 5.5 – Gráfico Rotação (graus) x Momento (kN.m) para uma junta T na fase elástica

Observando o gráfico da Figura 5.5 é possível verificar que o modelo de elementos de pórtico espacial com a consideração da flexibilidade apresenta valores de deslocamento bem próximos dos valores apresentados no modelo de elementos de casca, diferença da ordem de 5%, que é considerada satisfatória no presente trabalho. Esse resultado está corroborando com a verificação apresentada pelos responsáveis pelo programa SACS em seu sítio na internet [26].

Como o estudo aqui apresentado está baseado na comparação de apenas um modelo e na informação fornecida pelo representante do programa, é preciso deixar claro que há uma limitação quanto a conclusão desta validação. No entanto, há aqui uma boa indicação desse comportamento, sendo razoável supor que ele seja encontrado em diversas geometrias. BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] fizeram testes em diversos modelos de juntas tubulares, inclusive com *chords* e *braces* de mesmo diâmetro, onde constataram resultados semelhantes, concluindo que o comportamento semi-rígido da ligação é extremamente dependente da deformação da seção do *chord* como mostrado na Figura 5.3.

5.4. Influência da Flexibilidade no Comportamento de Juntas Tubulares

Neste item está apresentado o estudo paramétrico a fim de avaliar a influência do comportamento semi-rígido da ligação tubular sob a variação da geometria da junta. São utilizados modelos em elementos de pórtico espacial de juntas do tipo T e Y com as características apresentadas no item 5.2.3.

A análise aqui realizada é a de colapso progressivo descrita no capítulo 4 cuja carga inicial adotada é 10 kN. Na análise de colapso progressivo é necessário a adoção de alguns parâmetros, apresentados a seguir.

Endurecimento (*Strain Hardening Ratio*) = 0,002

Número de divisões no membro = 8

Número máximo de incrementos na carga = 60, ou seja, o carregamento máximo será igual a 600 kN.

As comparações realizadas com os resultados dessa análise são apresentadas nas Figuras 5.6 a 5.32.

5.4.1. Junta T

Para a junta T, o diâmetro do *chord* é igual a 111,76 cm e sua espessura está variando para os seguintes valores: 2,54 cm, 3,81 cm e 5,08 cm. O diâmetro do *brace* é igual a 50,8 cm e sua espessura está variando para os seguintes valores: 0,93 cm, 1,27 cm e 1,60 cm (as espessuras mostradas nos gráficos estão em mm).

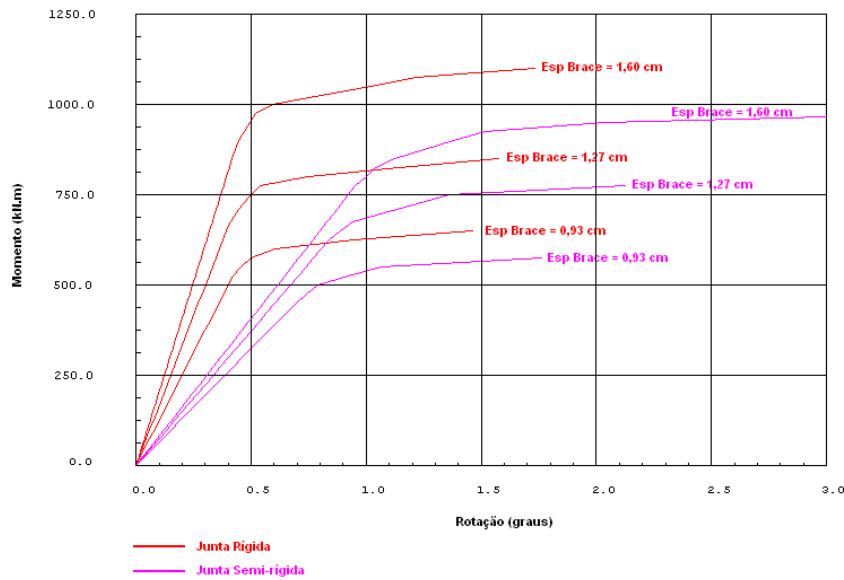


Figura 5.6 – Rotação na extremidade do *brace* – *chord* com 2,54 cm de espessura

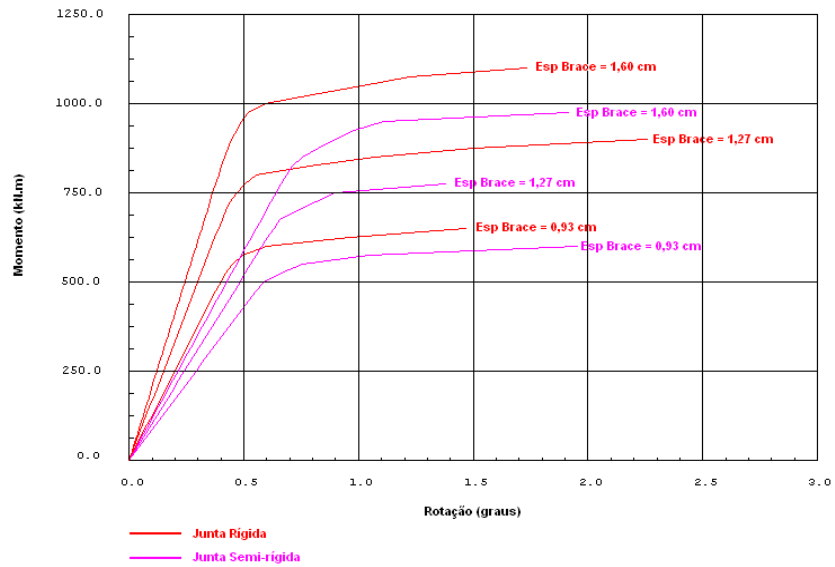


Figura 5.7 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 3,81 cm de espessura

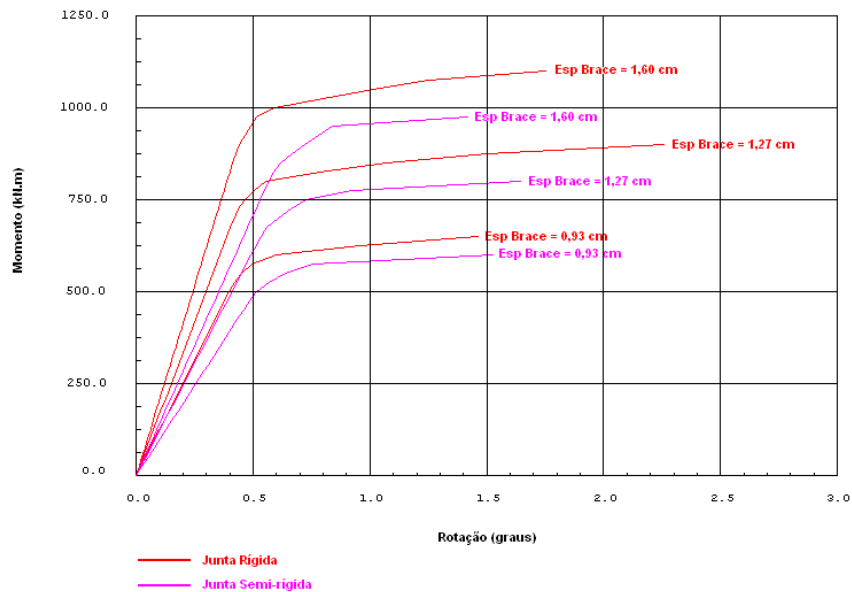


Figura 5.8 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 5,08 cm de espessura

Baseado nos três primeiros gráficos apresentados observa-se que a carga última (momento de plastificação), como sugere FERNANDES [11], é menor quando o comportamento semi-rígido da ligação é considerado.

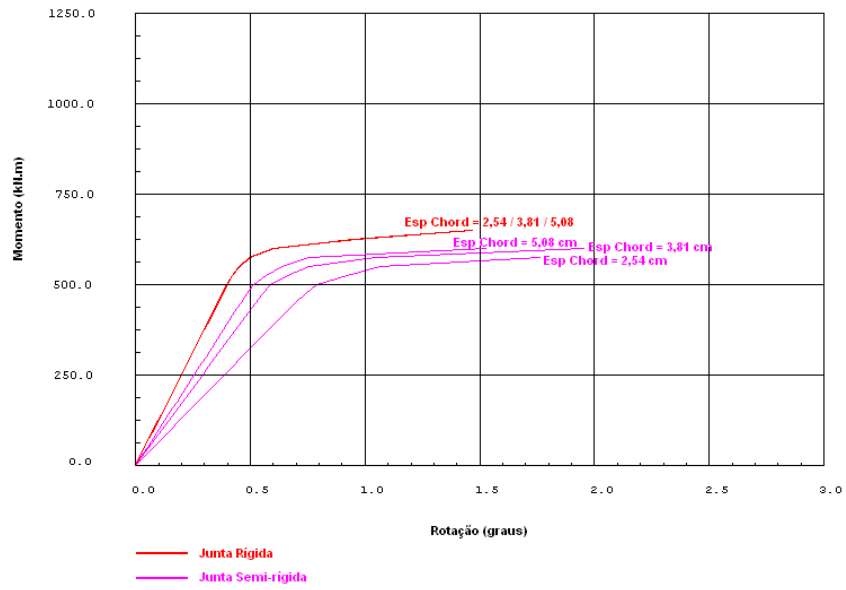


Figura 5.9 – Rotação na extremidade do *brace – brace* com 0,93 cm de espessura

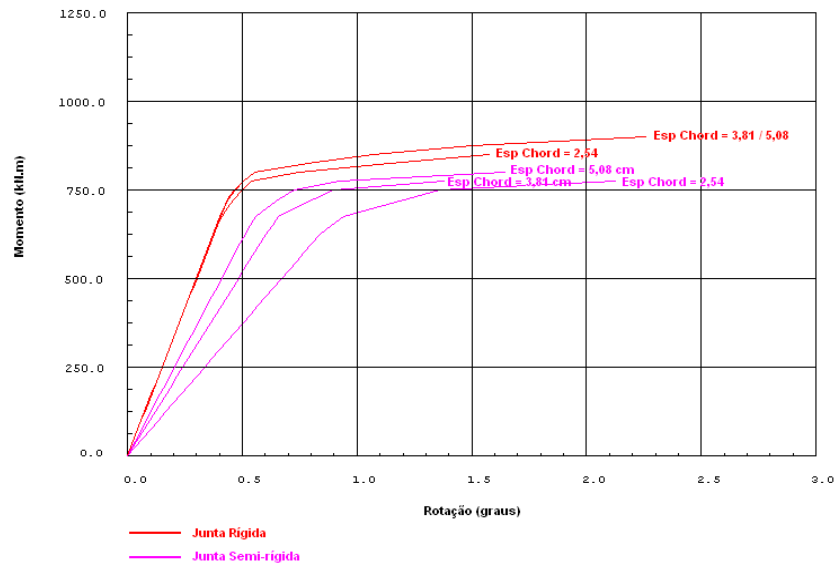


Figura 5.10 – Rotação na extremidade do *brace – brace* com 1,27 cm de espessura

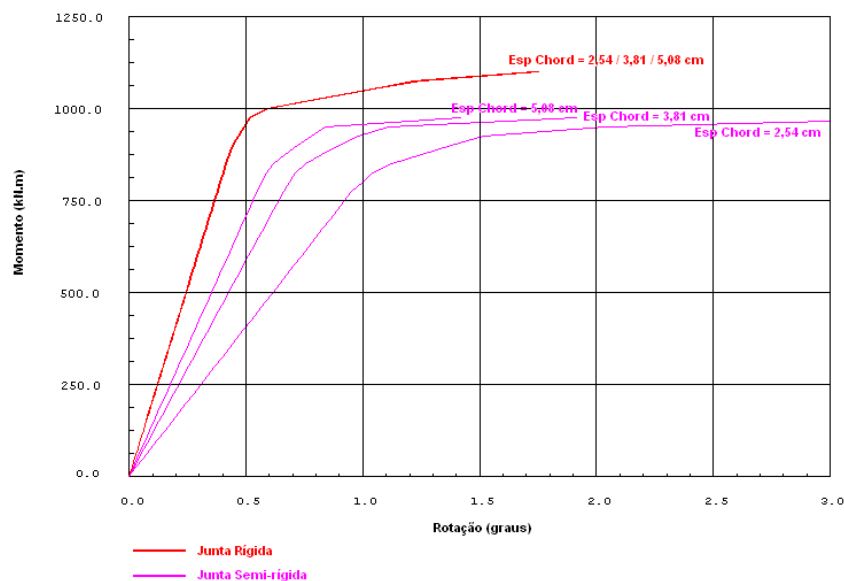


Figura 5.11 – Rotação na extremidade do brace – brace com 1,60 cm de espessura

Através da observação dos gráficos das Figuras 5.9 a 5.11 pode-se notar que, pela sobreposição das curvas do modelo com ligação rígida, o modelo de elementos de pórtico espacial realmente não é capaz de considerar corretamente o comportamento da junta sob carga no plano, isto porque não considera a deformação da parede do *chord*.

Já nas curvas dos modelos com ligação semi-rígida, é possível perceber a influência, mesmo com o carregamento bem abaixo do regime plástico da seção, que a espessura do *chord* exerce sobre a flexibilidade da junta tubular.

5.4.2. Junta Y

A variação dos parâmetros de espessura e diâmetro para a junta Y é a mesma da junta T, com o acréscimo apenas de mais um parâmetro a ser variado, o ângulo entre o *chord* e *brace* nos valores de 30° e 45°.

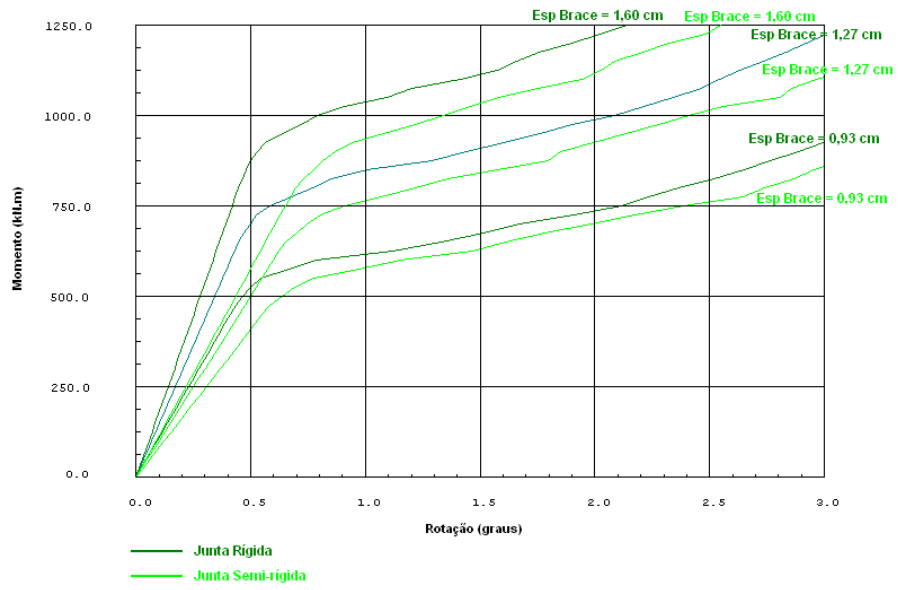


Figura 5.12 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 30° e *chord* com 2,54 cm de espessura

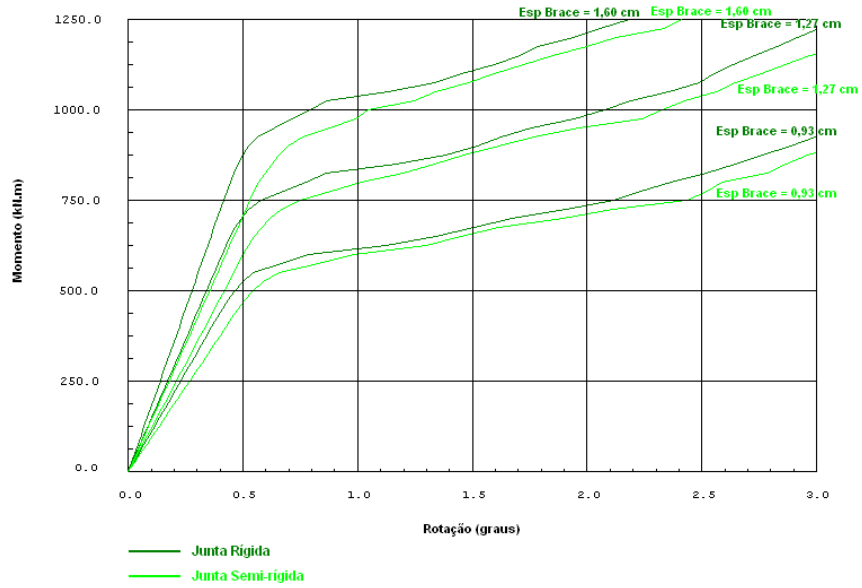


Figura 5.13 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 30° e *chord* com 3,81 cm de espessura

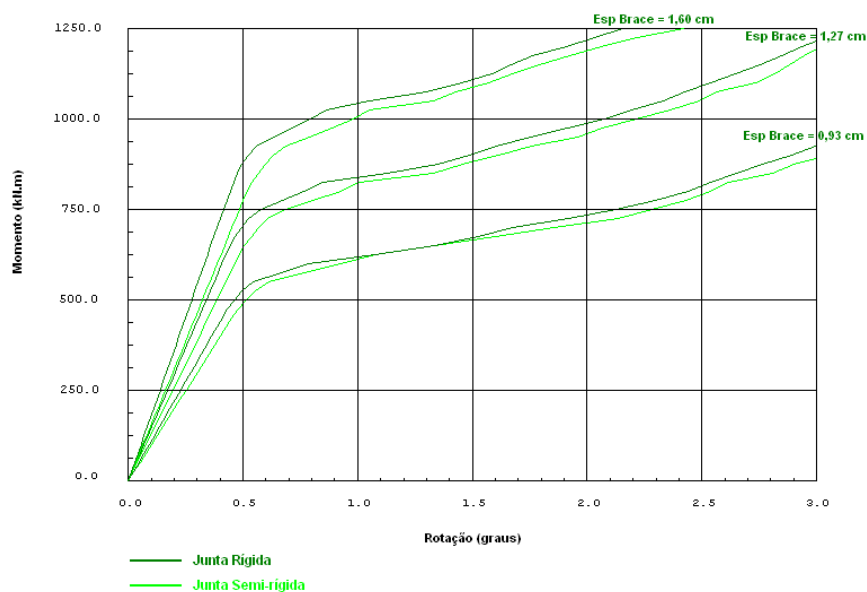


Figura 5.14 – Rotação na extremidade do brace – ângulo de 30° e chord com 5,08 cm de espessura

Para uma junta Y com ângulo de 30° entre o *chord* e o *brace*, os gráficos acima mostram que a influência da consideração da flexibilidade é menos expressiva quando comparadas com as juntas de geometria T apresentadas até agora.

Para *chords* com espessuras menores, a diferença entre os gráficos de momento x rotação é mais acentuada. Assim como para espessuras maiores do *brace*, onde a influência da rigidez do *brace* é menos expressiva.

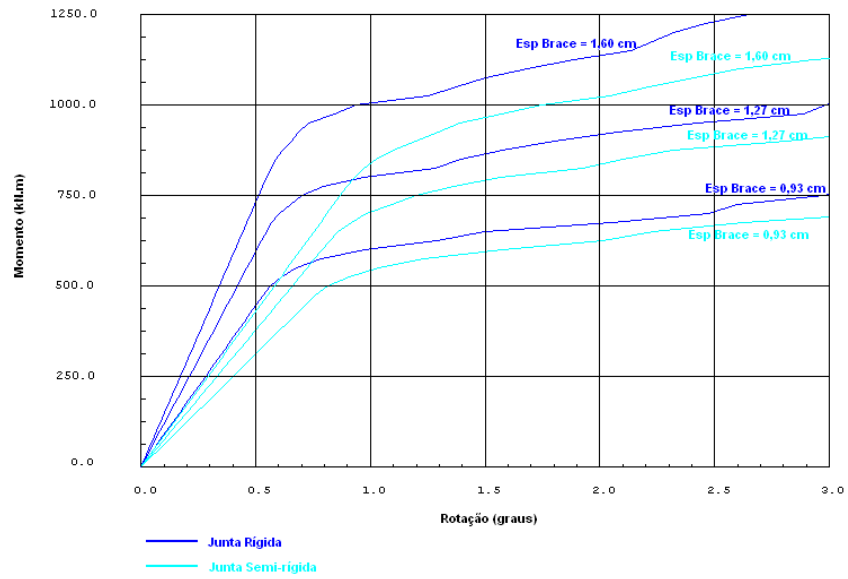


Figura 5.15 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *chord* com 2,54 cm de espessura

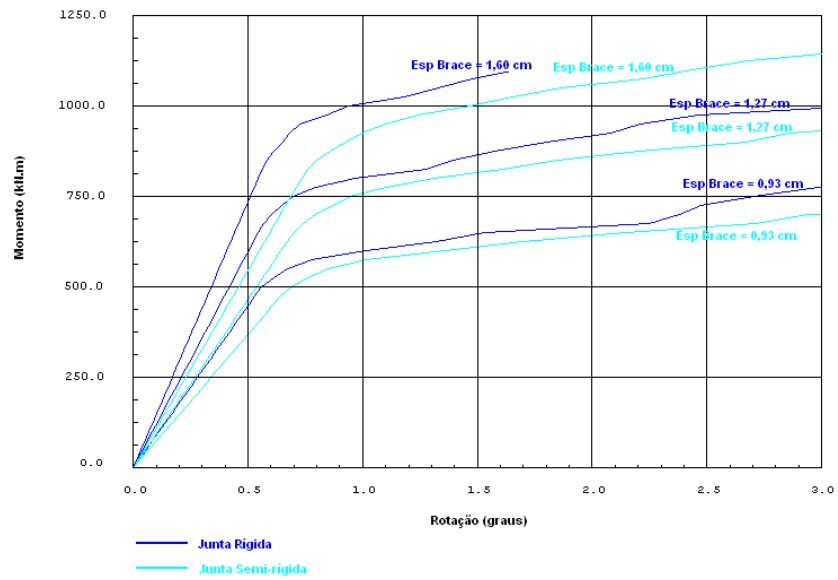


Figura 5.16 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *chord* com 3,81 cm de espessura

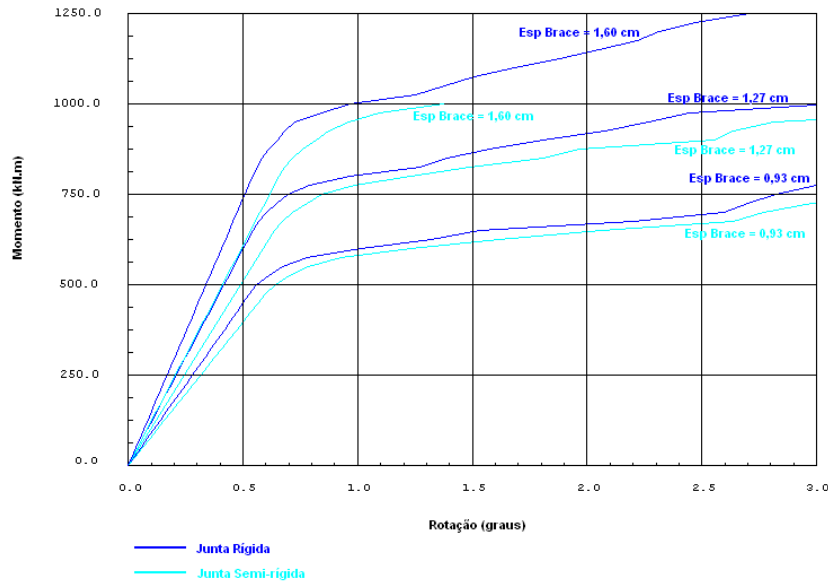


Figura 5.17 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *chord* com 5,08 cm de espessura

Para juntas Y com inclinação de 45°, o comportamento situa-se entre a junta Y com inclinação de 30° e a junta do tipo T. Assemelhando-se mais com uma junta do tipo T, apesar da influência da flexibilidade no deslocamento ser menor. Esse fato se deve ao maior comprimento, e conseqüentemente maior flexibilidade, do *brace* nos modelos da junta com 45°.

Assim como nos demais modelos, a junta com 45° apresenta maior diferença no comportamento rígido e semi-rígido quando a espessura do *chord* é menor e quando a espessura do *brace* é maior.

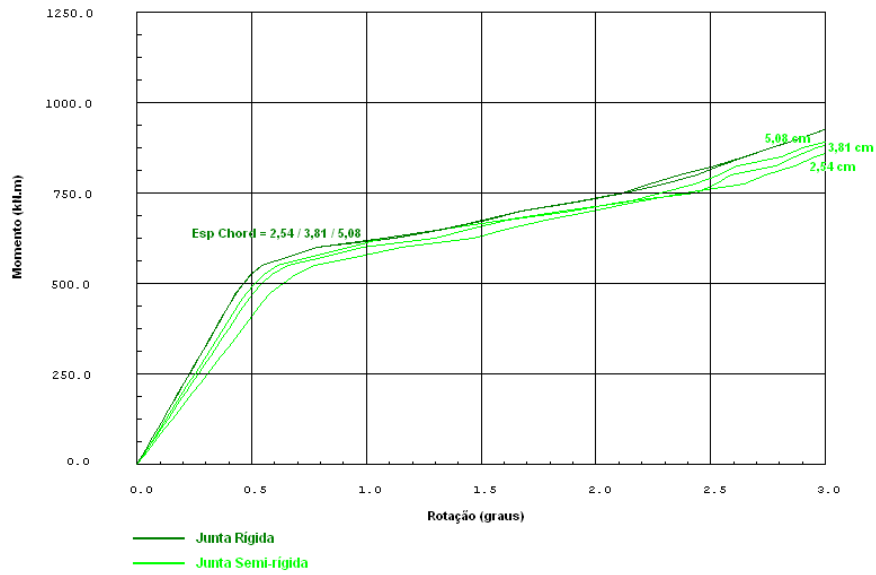


Figura 5.18 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 30° e *brace* com 0,93 cm de espessura

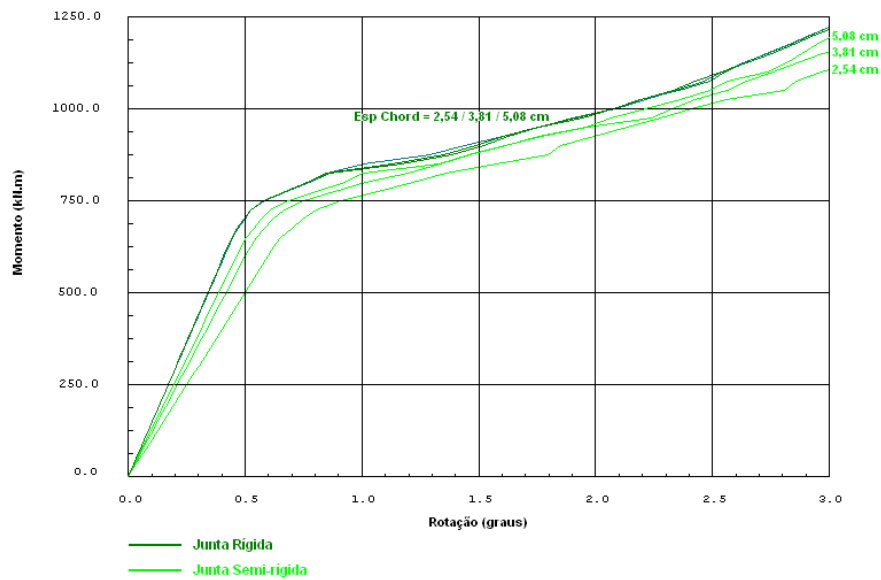


Figura 5.19 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 30° e *brace* com 1,27 cm de espessura

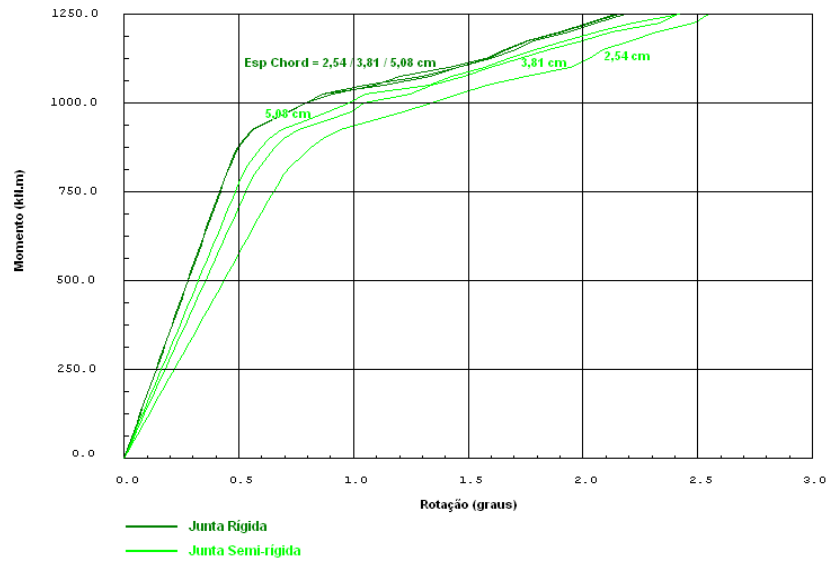


Figura 5.20 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 30° e *brace* com 1,60 cm de espessura

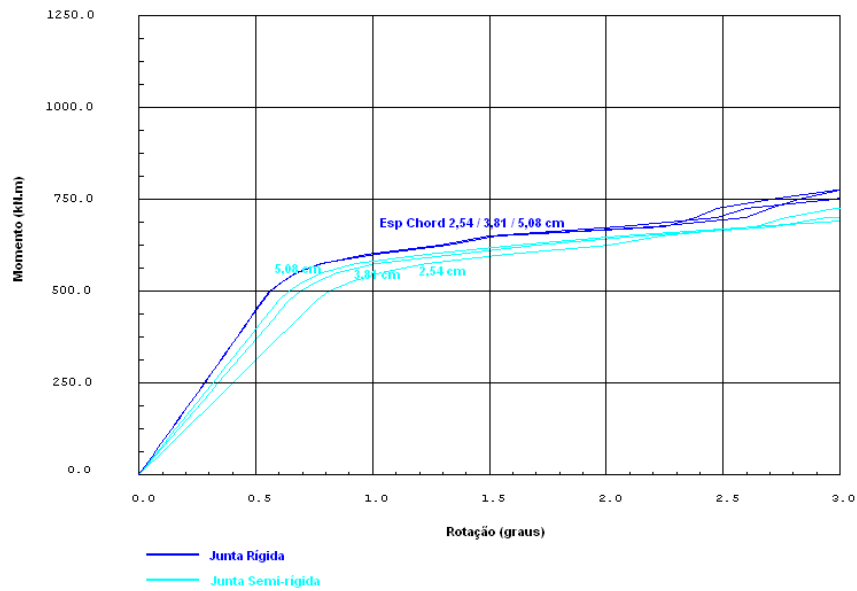


Figura 5.21 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *brace* com 0,93 cm de espessura

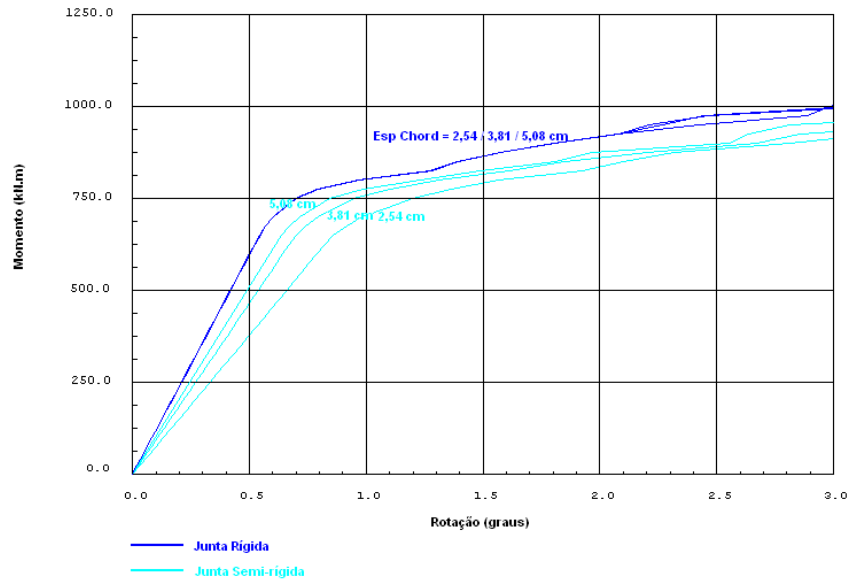


Figura 5.22 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *brace* com 1,27 cm de espessura

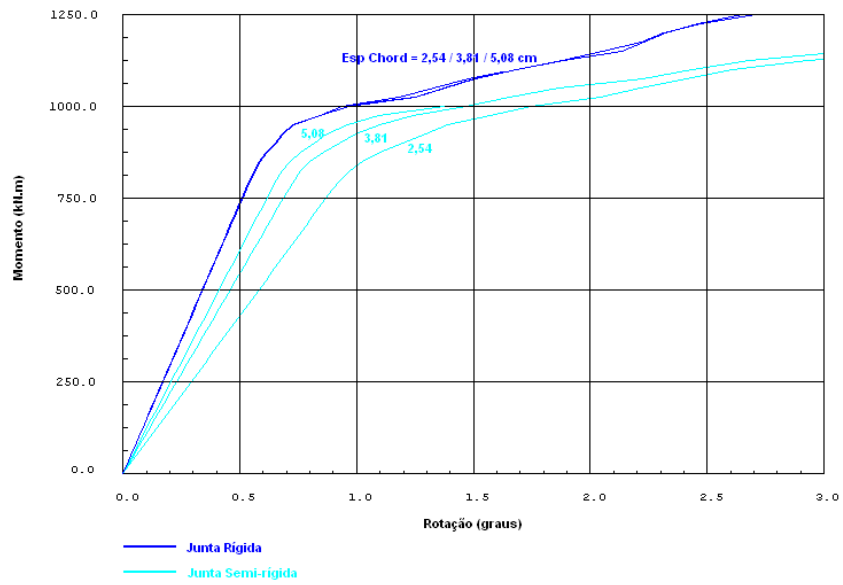


Figura 5.23 – Rotação na extremidade do *brace* – ângulo de 45° e *brace* com 1,60 cm de espessura

Assim como observado nos resultados dos modelos das juntas do tipo T, os modelos das juntas do tipo Y, tanto com 30° quanto com 45° , apresentaram sobreposição quando a ligação é considerada rígida.

A tendência de ganho de resistência mesmo após a fase de plastificação total da seção transversal pode ser explicada por uma possível falha na convergência nas análises dos modelos da junta Y quando o carregamento é aplicado de modo que o *brace* seja tracionado (positivo para cima). O fato de que as curvas para ligação rígida não se sobrepõem totalmente na fase não linear contribui para essa conclusão. Quando o sinal do carregamento é invertido, o comportamento do gráfico é alterado e esse fenômeno desaparece.

A carga foi aplicada deste modo para que os valores dos deslocamentos fossem positivos e facilitassem a apresentação dos resultados.

5.4.3. Comparação Entre as Geometrias

A seguir é apresentada a comparação dos deslocamentos em função da carga para as juntas T, Y com 30° de inclinação e Y com 45° de inclinação.

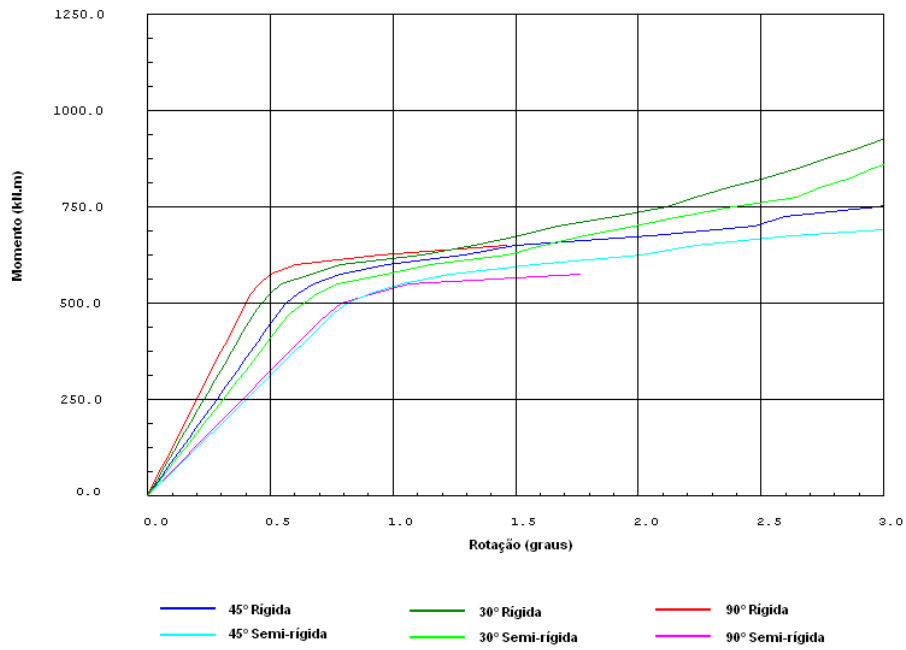


Figura 5.24 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 2,54 cm e *brace* com 0,93 cm

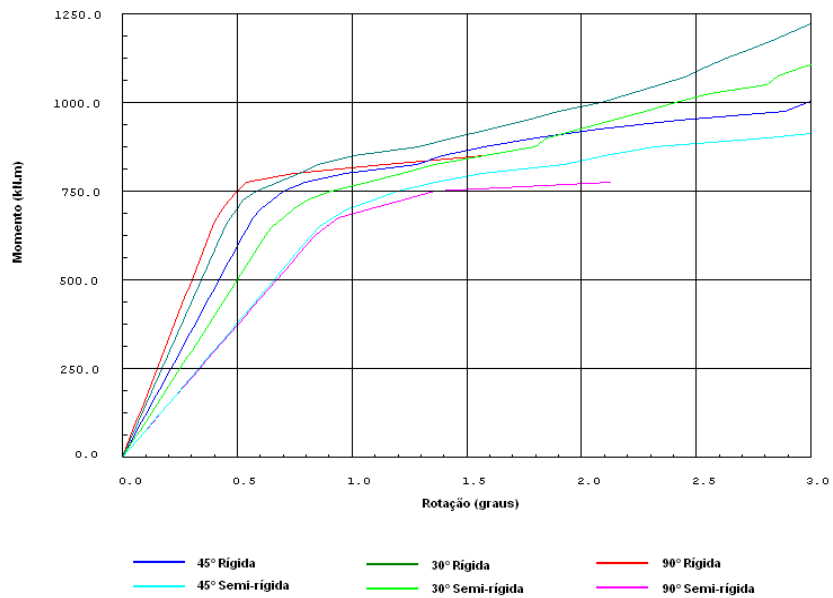


Figura 5.25 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 2,54 cm e *brace* com 1,27 cm

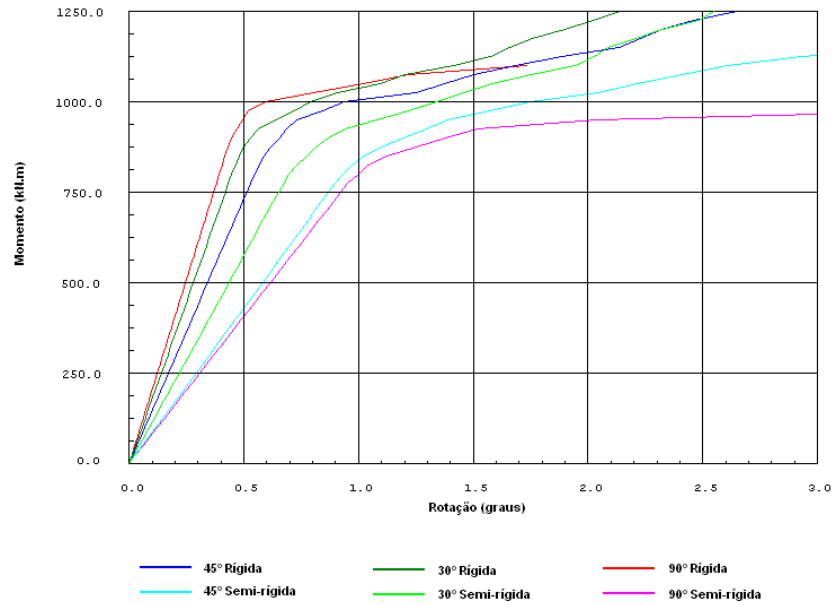


Figura 5.26 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 2,54 cm e *brace* com 1,60 cm

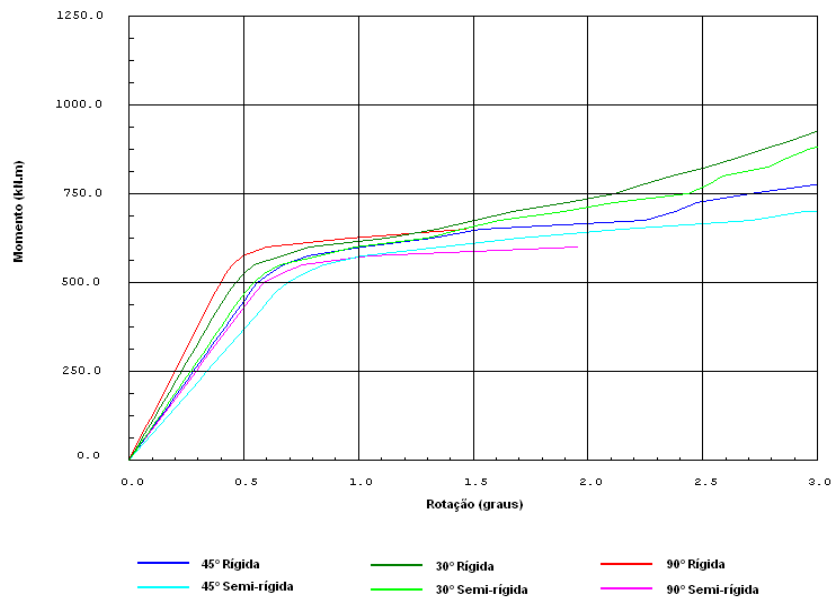


Figura 5.27 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 3,81 cm e *brace* com 0,93

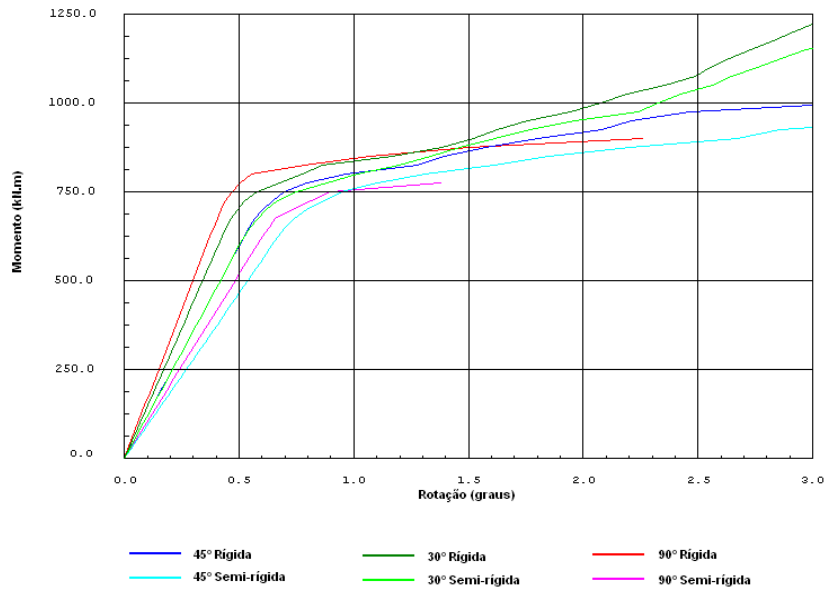


Figura 5.28 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 3,81 cm e *brace* com 1,27

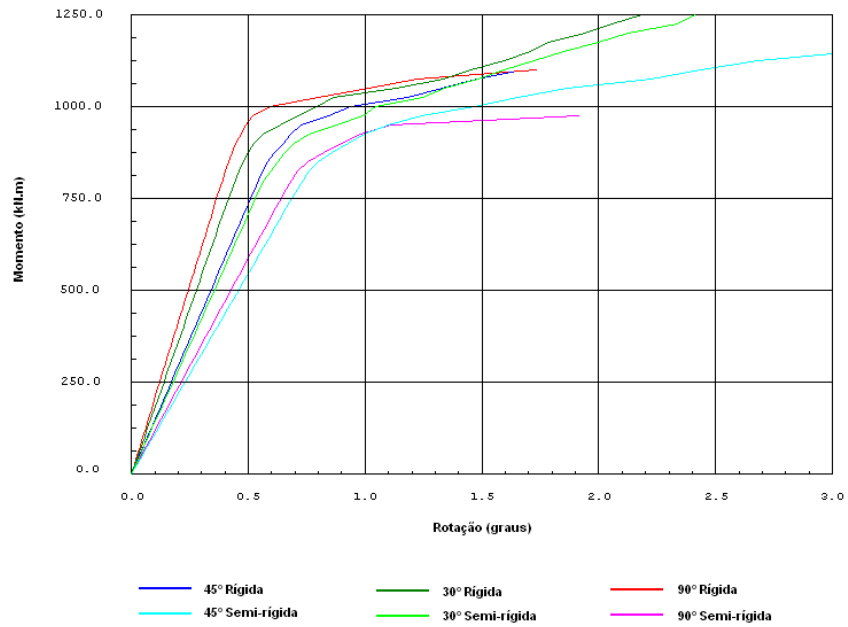


Figura 5.29 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 3,81 cm e *brace* com 1,60

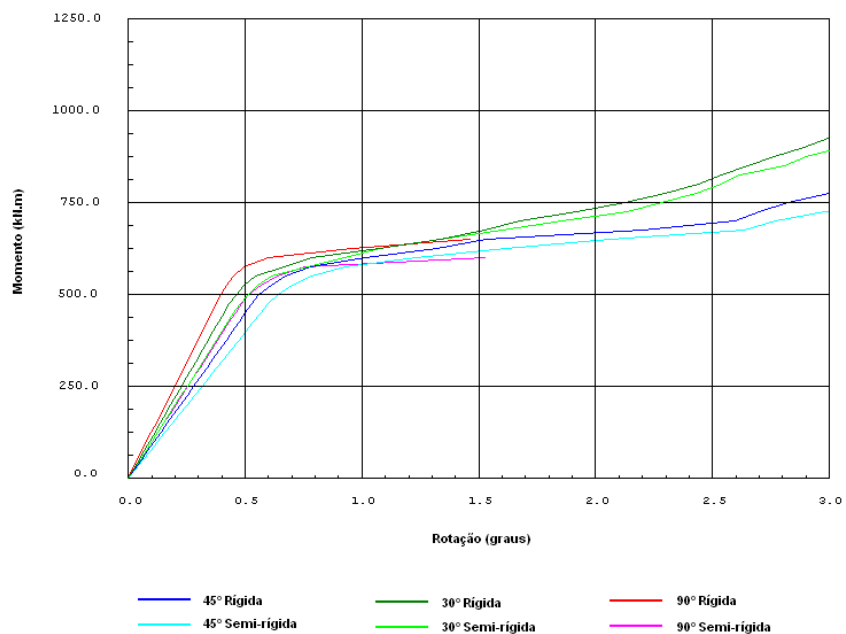


Figura 5.30 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 5,08 cm e *brace* com 0,93

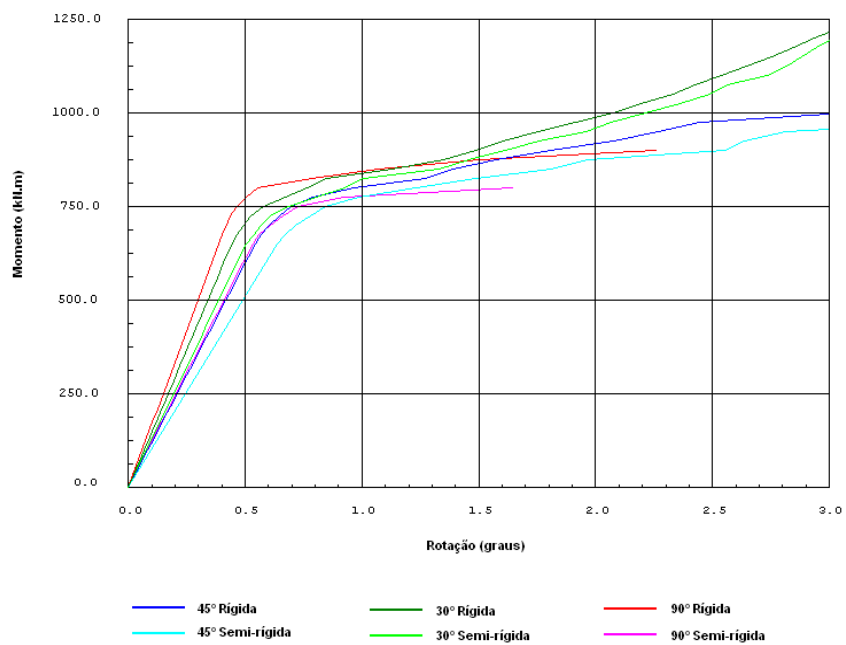


Figura 5.31 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 5,08 cm e *brace* com 1,27

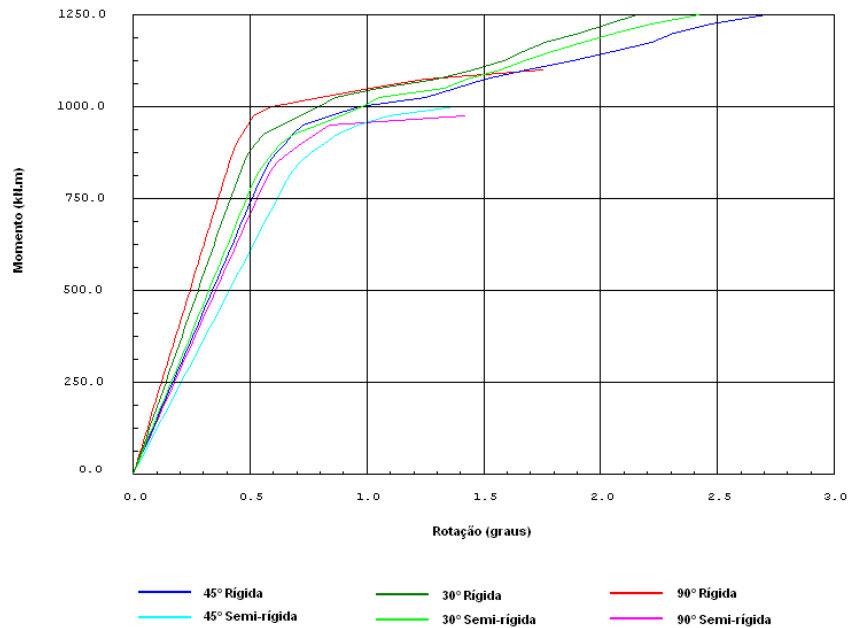


Figura 5.32 – Rotação na extremidade do *brace – chord* com 5,08 cm e *brace* com 1,60

Após a apresentação dos gráficos acima pode-se concluir, mesmo com a utilização de um pequeno número de modelos, que o comportamento semi-rígido da ligação é de fundamental importância na análise de estruturas metálicas compostas por perfis de seção tubular.

A redução da capacidade da ligação é notável, assim como a falta de capacidade dos modelos de elementos de pórtico espacial de representar esse efeito.

Quanto maior a relação entre o diâmetro e a espessura do *chord*, maior a flexibilidade e maior o erro que estamos incorrendo ao desconsiderá-la.

CAPÍTULO 6 - APLICAÇÕES DA FLEXIBILIDADE NA ANÁLISE GLOBAL

6.1. Introdução

Neste capítulo é apresentado o resultado da análise estática e de fadiga de quatro plataformas existente no Brasil, três delas já instaladas e uma em fase final de construção. Para cada análise é utilizado o modelo numérico de projeto e reanálise dessas unidades, os resultados considerando as ligações rígidas e semi-rígidas pelas equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] (método disponibilizado no programa SACS [3]) são comparados.

Os modelos são, em geral, compostos por elementos do tipo pórtico espacial podendo ter elementos de casca para simular a rigidez dos pisos do convés e módulos e acessórios como *mudmat*, ligação perna-luva, etc.

O primeiro modelo é da plataforma de Manati 1, instalada no litoral do estado da Bahia. Manati possui aproximadamente 37,0 m de lâmina d'água e é uma jaqueta de primeira família adaptada. O segundo modelo é da plataforma de Carapeba 3, com aproximadamente 86,0 m de lâmina d'água, instalada na Bacia de Campos. O terceiro modelo é o da plataforma de Merluza 1, instalada na Bacia de Santos possuindo 134,0 m de lâmina d'água. O quarto e último modelo é o da plataforma de Mexilhão 1, com 172,0 m de lâmina d'água, está atualmente em fase final de construção com previsão de instalação para início de 2009.

6.2. Modelo 1: Plataforma de Manati 1

Neste item, é apresentada a análise estática e de fadiga determinística da plataforma de Manati 1 comparando o modelo tradicional com as ligações tubulares consideradas rígidas com o modelo considerando as ligações semi-rígidas através do uso das equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

6.2.1. Perspectiva do Modelo

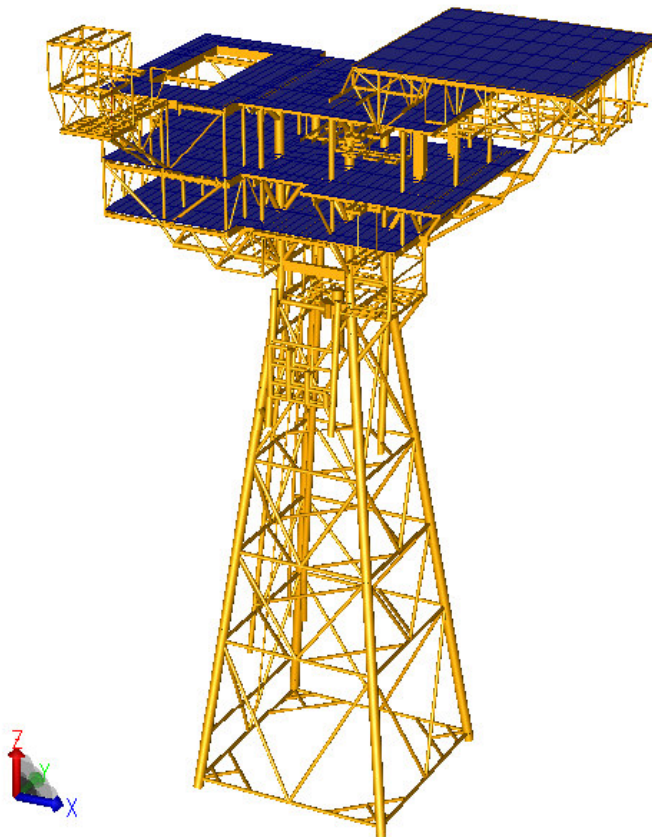


Figura 6.1 – Perspectiva do modelo de Manati 1

6.2.2. Carregamentos de Onda e Corrente

Os dados de onda e corrente são os mesmo utilizados no projeto de detalhamento e podem ser obtidos na memória de cálculo [27], desenvolvido pela Figueiredo Ferraz Engenharia Ltda.

6.2.3. Resultados da Análise Estática

A seguir está a Tabela 6.1 que mostra a variação de razão de tensões normais e de cisalhamento por grupo de membros quando comparados os modelos com ligação rígida e com ligação semi-rígida.

No SACS, cada grupo representa uma seção transversal.

Grupo	UC Rígido	UC Semi-Rígido	Alteração (%)
A01	0.11	0.09	-18
A02	0.26	0.15	-42
A03	0.18	0.16	-11
A04	0.09	0.11	22
AP1	0.11	0.06	-45
AP2	0.1	0.07	-30
AP3	0.08	0.1	25
DCA	0.04	0.04	0
D11	0.19	0.18	-5
D12	0.09	0.09	0
D13	0.06	0.06	0
DRI	0.2	0.22	10
DSU	0.04	0.05	25
DX1	0.11	0.04	-64
DX2	0.18	0.17	-6
DX3	0.18	0.17	-6
DX4	0.44	0.28	-36
DX5	0.29	0.22	-24
EST	0.67	0.63	-6
J02	0.29	0.28	-3
J03	0.02	0.02	0
J04	0.22	0.23	5
J06	0.2	0.2	0
J07	0.18	0.19	6
J34	0.18	0.19	6
J08	0.31	0.3	-3

J09	0.29	0.29	0
J10	0.28	0.27	-4
J11	0.12	0.12	0
J12	0.13	0.13	0
J13	0.13	0.12	-8
J14	0.13	0.14	8
J15	0.14	0.14	0
J16	0.11	0.1	-9
J17	0.12	0.12	0
J18	0.12	0.12	0
J19	0.1	0.07	-30
J20	0.11	0.1	-9
J21	0.26	0.22	-15
J22	0.29	0.28	-3
J23	0.25	0.24	-4
J24	0.12	0.12	0
J25	0.14	0.14	0
J26	0.19	0.17	-11
J27	0.11	0.11	0
J28	0.13	0.13	0
J29	0.25	0.25	0
J30	0.25	0.26	4
J31	0.25	0.3	20
J32	0.25	0.26	4
J33	0.03	0.03	0

Tabela 6.1 – Comparação entre as Razões de Tensões Normais e de Cisalhamento

Pelos resultados apresentados na tabela a seguir, percebe-se que na maioria das juntas desta plataforma há uma melhora nos resultados da análise de puncionamento.

Juntas	UC Lig. Rígidas	UC Lig. Semi-rígidas	Alteração (%)
461	0.561	0.530	-5.5
425	0.535	0.521	-2.6
501	0.458	0.292	-36.2
312	0.406	0.398	-2.0
503	0.390	0.243	-37.7
504	0.341	0.250	-26.7
502	0.339	0.244	-28.0
805	0.330	0.328	-0.6
811	0.330	0.328	-0.6

817	0.330	0.328	-0.6
823	0.330	0.328	-0.6
829	0.330	0.328	-0.6
835	0.330	0.328	-0.6
841	0.330	0.328	-0.6
508	0.256	0.300	17.2

Tabela 6.2 – Comparação entre as Razões de Tensões de Puncionamento acima de 0,3

Ao analisar os resultados das juntas que representam as ligações das mesas submersas com as pernas (relação entre os diâmetros do *chord* e *brace* em torno de 2,5) verifica-se que em todas há diminuição da razão de tensão devido ao puncionamento, mostrando a influência do comportamento semi-rígido das ligações.

Juntas	UC Lig. Rígidas	UC Lig. Semi-rígidas	Alteração (%)
101	0.121	0.11	-9.1
102	0.159	0.137	-13.8
103	0.201	0.175	-12.9
104	0.177	0.148	-16.4
201	0.181	0.176	-2.8
202	0.155	0.15	-3.2
203	0.213	0.205	-3.8
204	0.168	0.164	-2.4
301	0.149	0.147	-1.3
302	0.119	0.115	-3.4
303	0.185	0.175	-5.4
304	0.122	0.119	-2.5
401	0.215	0.209	-2.8
402	0.171	0.168	-1.8
403	0.256	0.252	-1.6
404	0.158	0.155	-1.9

Tabela 6.3 – Comparação entre as Razões de Tensões de Puncionamento das juntas das pernas

Na análise de tensões normais e de cisalhamento, observa-se que, em geral, os membros apresentam razões de tensões bem abaixo dos limites estabelecidos pela

norma. Com o uso do modelo considerando as ligações semi-rígidas há uma melhora em 45% dos grupos, em 22% dos grupos o resultado piora e em 33% permanece inalterado.

6.2.4. Resultados da Análise de Fadiga

Nos resultados da análise de fadiga considerando as ligações como rígidas, é observado que a menor vida à fadiga é igual a 127 anos, seguida de 136 anos para a junta com a segunda menor vida. As demais estão acima de 400 anos. Já para o modelo com a consideração do comportamento semi-rígido da ligação, o menor valor observado é superior a 2400 anos.

Apesar do modelo com as ligações rígidas apresentar resultados excelentes quando comparados com a vida de projeto da unidade (30 anos), é notável a melhora desses resultados quando as ligações são consideradas semi-rígidas pelas equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

6.3. Modelo 2: Plataforma de Carapeba 3

Neste item, é apresentada a análise estática e de fadiga determinística da plataforma de Carapeba 3 comparando o modelo tradicional com as ligações tubulares consideradas rígidas com o modelo considerando as ligações semi-rígidas através do uso das equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

6.3.1. Perspectiva do Modelo



Figura 6.2 – Perspectiva do modelo de Carapeba 3

6.3.2. Carregamentos de Onda e Corrente

Os dados de onda e corrente são os mesmo utilizados no projeto de detalhamento e podem ser obtidos na memória de cálculo do Sistema de Reanálise Estrutural (SRE) [28].

6.3.3. Resultados da Análise Estática

Abaixo estão os resultados para verificações de tensões normais e de cisalhamento (*unity check*) e verificação de puncionamento das juntas segundo as formulações da API RP 2A [15] descritas no capítulo 4.

Junta	Diâm. (cm)	Espess. (cm)	Fy (MPa)	UC - Lig. Rígida	UC - Lig. Semi-Rígida	Alteração (%)
136	40	0.95	345	1.364	1.163	-15
7	125	2.5	345	1.015	0.938	-8
14	125	2.5	345	0.945	0.854	-10
8	125	2.5	345	0.817	0.745	-9
9	125	2.5	345	0.806	0.726	-10
1121	80	2.5	415	0.766	0.767	0.00
1124	80	3.15	415	0.696	0.697	0.00
1161	80	2.5	415	0.672	0.670	0.00
27	55	0.95	345	0.620	0.416	-33
1164	80	3.15	415	0.610	0.608	0.00
319	135	4.45	345	0.604	0.585	-3
141	125	2.5	345	0.576	0.482	-16
301	135	5	345	0.575	0.555	-3
208	95	2.5	345	0.562	0.543	-3
137	125	3.15	345	0.550	0.470	-15
399	135	5	345	0.548	0.528	-4
426	50	2.24	345	0.536	0.560	4
381	135	4.45	345	0.519	0.501	-3
420	60	1.9	345	0.506	0.499	-1

Tabela 6.4 – Comparação entre as Razões de Tensões de Puncionamento

A tabela 6.4 mostra os resultados para a verificação de tensões de puncionamento para juntas com *UC* superior a 0,50. Pode-se observar que há uma

melhora significativa dos resultados quando o comportamento semi-rígido das ligações é considerado no modelo de elementos de pórtico espacial. Neste caso, a pior junta para o modelo com ligações rígidas apresenta uma diminuição na razão de tensões de 15%. Já a junta 7, passa de reprovada a aprovada pelos critérios da API RP 2A [15] quando a mesma foi considerada semi-rígida.

Para a verificação de tensões normais e de cisalhamento, apresentadas na Tabela 6.5, a alteração é pouco significativa, não influenciando nos resultados.

Membro	UC Rígido	UC Semi-rígido	Alteração (%)
1123-1124	1.058	1.06	0.19
1164-1175	1.206	1.201	-0.41
1223-1124	1.008	1.01	0.20

Tabela 6.5 – Comparação entre as Razões de Tensões de Normais e de Cisalhamento

6.3.4. Resultados da Análise de Fadiga

A seguir, na tabela 6.6, é apresentado o número de juntas com vida inferior a 21 anos (vida de projeto), 42 anos (considerando fator de segurança igual a 2 conforme determina API RP 2A [15] para áreas inspecionáveis) e 100 anos.

Modelo	N° de Juntas c/ vida inferior a		
	21 anos	42 anos	100 anos
Ligações Rígidas	0	0	10
Ligações Semi-rígidas	0	0	5

Tabela 6.6 – Quantitativo de Juntas por Vida à Fadiga

Para esta plataforma, não existem juntas com vida abaixo do valor admissível pela norma, mas é possível observar a diminuição de juntas com vida abaixo

de 100 anos quando considerado o modelo com ligações semi-rígidas. Esse resultado é importante ao se considerar a possibilidade de extensão da vida de projeto para, por exemplo, 50 anos, o que é uma premissa bastante razoável e que já foi adotada pela Petrobras na plataforma de Garoupa, pertencente à mesma unidade de produção de Carapeba 3.

6.4. Modelo 3: Plataforma de Merluza 1

Neste item, é apresentada a análise estática e de fadiga determinística da plataforma de Merluza 1 comparando o modelo tradicional com as ligações tubulares consideradas rígidas com o modelo considerando as ligações semi-rígidas através do uso das equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

6.4.1. Perspectiva do Modelo

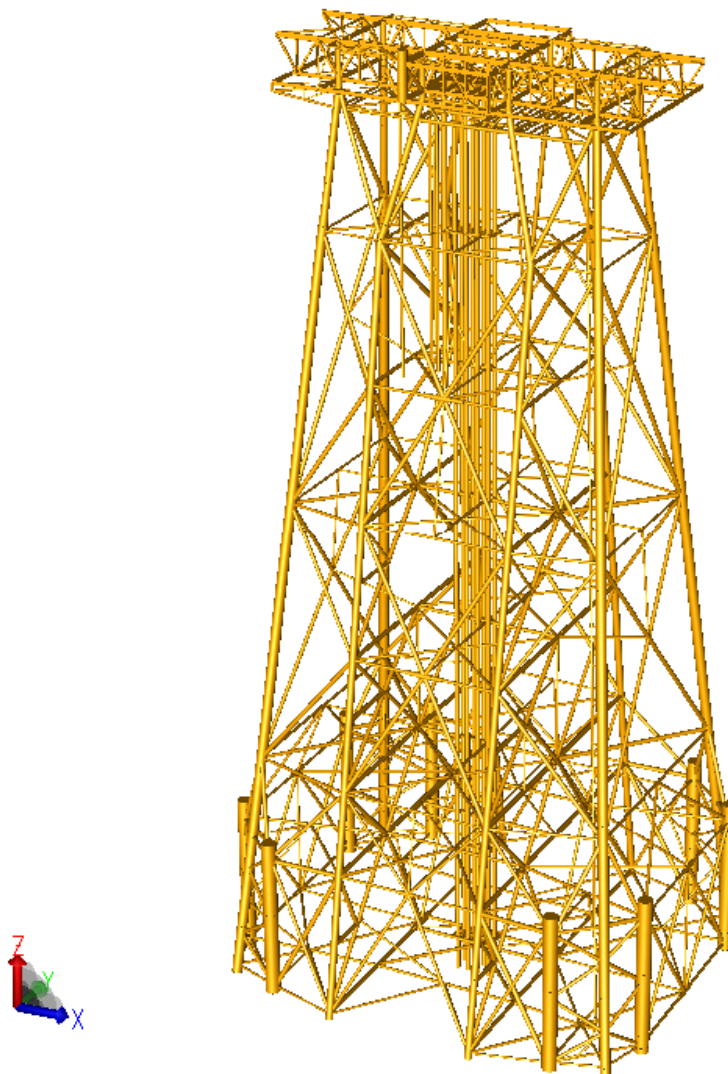


Figura 6.3 – Perspectiva do modelo de Merluza 1

6.4.2. Carregamentos de Onda e Corrente

Os dados de onda e corrente são os mesmo utilizados no projeto de detalhamento e podem ser obtidos na memória de cálculo do Sistema de Reanálise Estrutural (SRE) [21].

6.4.3. Resultados da Análise Estática

Abaixo estão os resultados para verificações de tensões normais e de cisalhamento (*unity check*) e verificação de puncionamento das juntas segundo as formulações da API RP 2A [15] descritas no capítulo 4.

JUNTA	DIÂMETRO (cm)	ESPESSURA (cm)	FY (N/mm ²)	UC Semi-rígido	UC Rígido	%
1115	61.0	1.30	248	0.628	1.069	-41
1148	61.0	1.30	248	0.193	100.076	-100
1149	61.0	1.30	248	0.156	0.561	-72
1193	61.0	1.30	248	0.633	1.169	-46
1212	40.6	1.90	248	1.687	1.689	0
1608	167.6	1.90	248	0.461	100.048	-100

Tabela 6.7 – Comparação entre as Razões de Tensões de Puncionamento

Membro	UC Rígido	UC Semi-rígido	Alteração (%)
1372-1393	1.141	1.375	21
1376-1475	1.295	1.393	8
1163-7103	1.038	0.419	-60
1361-1362	1.146	1.138	-1
1600-1800	1.368	1.315	-4
1798-1998	1.378	1.171	-15
602-710	0.996	1.002	1
502-602	0.996	1.086	9
1798-1998	1.385	1.164	-16

Tabela 6.8 – Comparação entre as Razões de Tensões Normais e de Cisalhamento

Pelos resultados de puncionamento apresentados, observa-se que quase todas as juntas com *UC* acima de 1,00 no modelo com as ligações rígidas estão com razões de tensões abaixo de 1,00 quando da consideração das ligações semi-rígidas. Em apenas um caso não há alteração significativa, pois trata-se de uma junta com um ângulo entre *chord* e *brace* muito pequeno (menor que 15°), o que diminui a contribuição da flexibilidade.

Quanto aos resultados das tensões normais e de cisalhamento, pode-se perceber que apenas um membro passa da condição de reprovado para a condição de aprovado pelos critérios da norma e, com dois membros ocorre o contrário.

6.4.4. Resultados da Análise de Fadiga

Modelo	N° de Juntas c/ vida inferior a		
	25 anos	50 anos	100 anos
Ligações Rígidas	4	7	16
Ligações Semi-rígidas	3	3	7

Tabela 6.9 – Quantitativo de Juntas por Vida à Fadiga

Para a análise de fadiga os resultados apresentam comportamento semelhante ao modelo analisado no item anterior, com a seguinte diferença: Já na comparação com a vida de projeto de 25 anos observa-se a diminuição de uma junta. Para o valor de 50 anos, ou seja, considerando o fator de 2,0 da API RP 2A [15] tem-se 4 juntas a menos, e para 100 anos, nove juntas a menos quando da consideração do modelo com as ligações semi-rígidas.

É importante notar que mesmo que essa unidade não passe por um processo de extensão da vida de projeto, esse resultado já é um indicador de economia na geração do plano de inspeção, contendo quatro juntas a menos.

6.5. Modelo 4: Plataforma de Mexilhão 1

Neste item, é apresentada a análise estática e de fadiga estocástica da plataforma de Mexilhão 1 comparando o modelo tradicional com as ligações tubulares consideradas rígidas com o modelo considerando as ligações semi-rígidas através do uso das equações de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1].

6.5.1. Perspectiva do Modelo



Figura 6.4 – Perspectiva do modelo de Mexilhão 1

6.5.2. Carregamentos de Onda e Corrente

Os dados de onda e corrente são os mesmo utilizados no projeto de detalhamento e podem ser obtidos na memória de cálculo [29].

6.5.3. Resultados da Análise Estática

Abaixo estão os resultados para verificações de tensões normais e de cisalhamento (*unity check*) e verificação de puncionamento das juntas segundo as formulações da API RP 2A [15] descritas no capítulo 4.

Junta	Ligações Rígidas				Ligações Semi-Rígidas				Alt. UC original (%)	Alt. Esp. Reproj. (%)
	Esp. Original (cm)	UC Orig.	Esp. Reproj. (cm)	UC Reproj.	Esp. Original (cm)	UC Orig.	Esp. Reproj. (cm)	UC Reproj.		
138	1.8	0.769	1.8	0.769	1.8	0.429	1.4	0.847	-44	-22
151	1.2	0.823	1.2	0.823	1.2	0.787	1.1	0.965	-4	-8
153	3.5	0.799	3.5	0.799	3.5	0.308	2.4	0.879	-61	-31
247	3.5	0.911	3.4	0.965	3.5	0.894	3.4	0.947	-2	0
248	3.5	0.932	3.4	0.991	3.5	0.923	3.4	0.98	-1	0
251	4.5	0.536	3.2	0.973	4.5	0.477	3.1	0.919	-11	-3
303	6.5	0.718	5.8	0.963	6.5	0.67	5.6	0.968	-7	-3
348	4	0.778	3.5	0.998	4	0.734	3.4	0.987	-6	-3
350	5	0.702	4.1	0.979	5	0.66	4	0.961	-6	-2
405	7	0.765	6.3	0.993	7	0.72	6.2	0.98	-6	-2
439	4	0.858	3.7	0.999	4	0.82	3.7	0.954	-4	0
440	4	0.856	3.7	0.993	4	0.815	3.6	0.997	-5	-3
441	3.5	0.704	3	0.946	3.5	0.68	2.9	0.976	-3	-3
442	3.5	0.782	3.1	0.982	3.5	0.767	3.1	0.964	-2	0
530	2	0.63	1.8	0.801	2	0.89	2	0.89	41	11
714	5	0.762	4.8	0.937	5	0.43	4	0.828	-44	-17
834	3	0.722	2.9	0.82	3	0.343	2.2	0.936	-52	-24
836	2.5	0.873	2.5	0.873	2.5	0.323	1.8	0.957	-63	-28
837	2.5	0.707	2.4	0.835	2.5	0.287	1.7	0.822	-59	-29
867	1.2	0.465	1	0.786	1.2	100.117	1.3	0.724	21431	30
868	1.2	0.675	1.1	0.999	1.2	100.071	1.5	0.828	14725	36
869	1.2	0.548	1.1	0.719	1.2	100.066	1.3	0.916	18160	18
874	1.5	0.383	1.1	0.882	1.5	0.618	1.4	0.722	61	27
1007	1.5	0.934	1.5	0.934	1.5	1.101	1.6	0.964	18	7
1073	2.8	100.02	3	0.897	2.8	0.395	2.1	0.835	-100	-30

1177	1.2	0.628	1	0.96	1.2	0.713	1.1	0.915	14	10
1179	1.5	0.734	1.3	0.972	1.5	0.781	1.4	0.914	6	8
1184	1.2	0.738	1.1	0.879	1.2	0.682	1	0.984	-8	-9
1185	1.2	0.676	1	0.979	1.2	0.623	1	0.902	-8	0
1187	1.2	0.67	1.1	0.82	1.2	0.846	1.2	0.846	26	9
1189	1.5	0.825	1.4	0.976	1.5	0.779	1.4	0.919	-6	0
1203	3.5	100.133	3.8	0.915	3.5	100.13	3.9	0.777	0	3
1401	3	0.815	3	0.815	3	0.269	2.6	0.878	-67	-13
1477	3.5	100.02	3.9	0.845	3.5	0.397	2.7	0.841	-100	-31
1811	1.2	0.726	1.1	0.899	1.2	0.767	1.1	0.97	6	0
1819	1.2	0.707	1.1	0.864	1.2	0.606	1.1	0.762	-14	0
1821	1.2	0.911	1.2	0.911	1.2	0.967	1.2	0.967	6	0
1823	1.2	0.453	1	0.799	1.2	0.88	1.2	0.88	94	20
1856	1.2	0.726	1.1	0.891	1.2	0.785	1.1	0.987	8	0
1858	1.2	0.734	1.1	0.877	1.2	0.751	1.1	0.898	2	0
1861	1.2	0.814	1.1	0.975	1.2	0.814	1.1	0.979	0	0
1862	1.2	0.818	1.1	0.991	1.2	0.855	1.2	0.855	5	9
1864	1.2	0.783	1.1	0.958	1.2	0.676	1.1	0.862	-14	0
1866	1.2	0.738	1.1	0.906	1.2	0.718	1.1	0.915	-3	0
1877	1.2	0.561	1.1	0.748	1.2	100.067	1.3	0.869	17737	18
1883	1.2	0.533	1.1	0.685	1.2	100.065	1.3	0.789	18674	18
1885	1.2	0.58	1.1	0.782	1.2	100.06	1.3	0.827	17152	18
1890	1.2	0.524	1.1	0.681	1.2	100.044	1.3	0.69	18992	18
1896	1.2	0.719	1.1	0.861	1.2	0.687	1.1	0.825	-4	0
1899	1.2	0.818	1.2	0.818	1.2	0.778	1.1	0.978	-5	-8
1910	1.2	0.754	1.1	0.944	1.2	0.742	1.1	0.941	-2	0
1931	1.2	0.413	1	0.67	1.2	0.714	1.2	0.714	73	20
1933	1.2	0.481	1	0.873	1.2	0.898	1.2	0.898	87	20
1947	1.2	0.831	1.2	0.831	1.2	0.787	1.2	0.787	-5	0
1952	1.2	0.752	1.1	0.954	1.2	0.725	1.1	0.926	-4	0

Tabela 6.10 – Resultado da análise de puncionamento (UC acima de 0,70)

Ao observar os resultados da análise de puncionamento pode-se resumir da seguinte maneira:

Ao considerar as ligações semi-rígidas, 30% das juntas apresentam aumento em suas razões de tensões, 67% diminuição e 2% das juntas permanecem inalteradas. Já para a variação da espessura no redimensionamento automático feito pelo programa tem-se a seguinte situação: 22% das juntas com espessura maior

quando o modelo com as ligações semi-rígidas é considerado, 39% com espessura menor e 39% permanecem inalteradas.

Considerando o redimensionamento, 39% de diminuição de espessuras contra 22% de aumento quando considerado o modelo com ligações semi-rígidas. Isso significa uma economia em pelo menos 17% das juntas. Extrapolando os percentuais para o número total de juntas da unidade, representa uma economia no redimensionamento de aproximadamente 100 juntas já que uma plataforma desse porte possui cerca 600 juntas.

Membro	UC Rígido	UC Semi-rígido	Alteração (%)
723-736	1.404	0.61	-57
727-740	1.351	0.81	-40
721-734	1.108	0.71	-36
726-739	1.273	0.82	-36
701-1299	1.295	1.322	2
842-874	1.041	0.68	-35
643-735	1.212	1.123	-7
650-1130	1.257	1.149	-9
530-1287	0.737	1.107	50
1203-1357	0.98	1.022	4
1203-1358	0.97	1.013	4

Tabela 6.11 – Resultado da verificação de tensões normais e de cisalhamento (UC acima de 1,00)

Pela observação da Tabela 6.11, que mostra os membros com razões de tensões normais e de cisalhamento acima de 1,00 em pelo menos um dos modelos considerados na análise (com ligações rígidas e com ligações semi-rígidas), é possível perceber que em apenas um membro não há melhora na razão de tensões. No entanto, 3 membros que estavam com razão de tensões abaixo de 1,00 pelo modelo com ligações rígidas passam a ter nova razão de tensões acima de 1,00.

Os resultados de verificação de tensões normais e de cisalhamento, são os menos suscetíveis a alterações, pois podem existir membros cuja seção mais solicitada não é próxima das extremidades desse membro, assim, quando o comportamento semi-rígido da ligação é considerado, o esforço tende a ser aliviado nas extremidades e tornar-se maior em seções intermediárias.

6.5.4. Resultados da Análise de Fadiga

Modelo	N° de Juntas c/ vida inferior a		
	35 anos	70 anos	140 anos
Ligações Rígidas	57	74	104
Ligações Semi-rígidas	35	61	81

Tabela 6.12 – Quantitativo de Juntas por Vida à Fadiga

A Tabela 6.12 apresenta o resumo quantitativo da análise de fadiga da plataforma de Mexilhão 1 com as dimensões de projeto, ou seja, sem o redimensionamento necessário para que as juntas se enquadrassem nos critérios de segurança da norma API RP 2A [15]. Percebe-se uma melhora significativa quando comparadas as quantidades de juntas com vida abaixo de 70 anos (obedecendo ao critério de segurança da API RP 2A [15] para áreas inspecionáveis), 13 juntas a menos quando usado o modelo com ligações semi-rígidas.

Sem a consideração desse comportamento, ou seja, nas condições reais em que o projeto foi executado, essas 13 juntas foram redimensionadas para atingirem vida à fadiga superior a 70 anos. Esse redimensionamento inclui aumento localizado da espessura das chapas nos *braces e chords* ou até mesmo aumento do diâmetro desses elementos, resultando em maior gasto de material e em uma complexidade

construtiva maior. Considerando a flexibilidade, os projetistas de Mexilhão conseguiriam uma economia de material e processo construtivo considerável em aproximadamente 18% das juntas.

Esse resultado é de fundamental importância, pois vem a corroborar com alguns autores que afirmam a necessidade da consideração do comportamento semi-rígido da ligação ainda na fase de projeto.

CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

7.1. Conclusões

As conclusões retiradas deste trabalho, levando em consideração os resultados obtidos através dos casos analisados, são descritas a seguir:

- A consideração do efeito da flexibilidade de juntas tubulares determinado pelas equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1] mostra-se como uma aproximação razoável da realidade, assumindo o modelo de elementos de casca como a reprodução fiel desse comportamento mesmo considerando, para esta comparação, o modelo de apenas uma junta, o que limita essa conclusão. Essa limitação pode ser atenuada ao consultar as informações disponibilizadas pelo representante do programa em sua página na internet [26], onde são apresentados resultados semelhantes para diferentes tipos de juntas;

- A influência dos parâmetros geométricos das juntas na determinação da flexibilidade é bastante significativa e seu efeito pode ser notado em patamares de carregamentos bem abaixo do escoamento da seção transversal dos elementos da junta, compatíveis com a situação de projeto das estruturas *offshore*, principalmente quando consideradas as condições de carregamento para a análise de fadiga;

- Na presente dissertação foram analisadas quatro plataformas de diferentes tamanhos e com características geométricas bastante distintas. Em todas as análises há a indicação de ganho nos resultados da análise de fadiga quando é considerado o comportamento semi-rígido da ligação. Esse resultado é semelhante aos encontrados em

estudos realizados com plataformas do Golfo do México, o que reforça ainda mais essa conclusão;

- Para os resultados da análise estática, os estudos são menos conclusivos, não sendo possível, neste caso, a definição de um padrão de comportamento, como se observou nos casos das análises de fadiga;

- A geometria e o grau de complexidade das juntas tubulares exercem influência direta na flexibilidade. Observando os resultados das análises locais mais detalhadamente é possível notar que essa influência é mais significativa em juntas do tipo T;

- As equações paramétricas de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6], aparentemente, são mais simples de serem usadas e representam uma simulação mais direta da flexibilidade através do uso dos coeficientes de mola obtidos a partir da inversão de seus fatores de influência, com seu uso recomendado pela API RP 2A [15];

7.2. Considerações Gerais

Com base nos resultados apresentados nos dois capítulos anteriores, conclui-se que a consideração da flexibilidade das juntas tubulares produz resultados significativos, tanto em termos locais como em globais. O potencial de ganho nos resultados da análise de fadiga é promissor. Estudos realizados com plataformas de outros países obtiveram resultados semelhantes, sendo ainda necessário o estudo de estruturas de outras plataformas, de modo a tornar os resultados mais representativos. As quatro plataformas analisadas já são um bom indicativo desse comportamento, não sendo, no entanto, suficientes para amparar uma conclusão sobre a generalização de tais resultados, se aplicados a outra tipologia de estruturas. Um estudo com representação estatística adequada para esse tipo de plataforma é praticamente inviável, já que existem aproximadamente nove mil unidades instaladas. No entanto, com a contribuição de mais estudos, será possível chegarmos a resultados mais conclusivos, abrangendo um maior número de plataformas.

Pode-se afirmar ainda que os objetivos que motivaram esta linha de pesquisa foram plenamente atingidos. Foi possível fazer um apanhado histórico e da evolução do pensamento sobre as juntas semi-rígidas em estruturas de jaquetas *offshore*, e desenvolver uma avaliação prévia sobre os resultados desse efeito na análise estrutural.

Neste trabalho realizaram-se estudos com modelos reais de estruturas reticuladas, tendo por objetivo analisar a influência dos efeitos da flexibilidade de juntas tubulares nos resultados de análises globais, com a utilização de uma ferramenta bastante difundida entre as empresas projetistas brasileiras e internacionais. Com a utilização do programa SACS e de seus recursos para a consideração do comportamento semi-rígido da ligação, as equações paramétricas de FESSLER, MOCKFORD e WEBSTER [1], foi possível desenvolver uma percepção crítica tanto dos resultados

quanto da capacidade dessa ferramenta. Neste contexto, cabe uma crítica quanto ao pouco esclarecimento a respeito da consideração automática da flexibilidade das juntas disponibilizada pelo referido programa, já que se trata de um comportamento com tanta influência nos resultados finais. O manual de programa apenas cita esse recurso, sem apresentar as equações utilizadas, e muito menos como os resultados dessas equações são inseridos no modelo global.

7.3. Sugestões para Trabalhos Futuros

Vários aspectos da consideração da flexibilidade de juntas tubulares foram tratados neste trabalho. Verificou-se que nem sempre a utilização desses efeitos é benéfica para os resultados das análises globais e que é necessário um estudo mais abrangente, envolvendo um número maior de unidades para que se tenha uma conclusão definitiva.

Dando continuidade a linha de pesquisa deste trabalho, algumas sugestões para trabalhos futuros podem ser levantadas:

- Com objetivo de aumentar a precisão na observação do efeito da flexibilidade, suas causas e conseqüências, é de fundamental importância que um maior número de tipos de juntas seja analisado através de modelos de elementos de casca com a consideração da fase elasto-plástica do material;
- O estudo com modelo global capaz de considerar a formação de rótulas plásticas, associado ao efeito da flexibilidade das ligações tubulares, deve ser objeto de estudos futuros;
- A influência da flexibilidade no comportamento dinâmico de estruturas como plataformas fixas, que não foi abordado nessa dissertação, deve ser considerada;
- Um número maior e mais diversificado de modelos de estruturas deve ser considerado para validar de forma mais abrangente os resultados aqui indicados;
- Durante o desenvolvimento deste estudo, foi adicionada pela equipe do programa GTSTRUDL, com a qual o autor deste estudo manteve contato, a capacidade da consideração da flexibilidade através das premissas da DnV, seria interessante que um estudo utilizando este programa fosse desenvolvido para efeito de comparação dos resultados, usando os mesmos modelos ou de outras unidades;

- Os resultados da análise estática devem ser melhor estudados para que seu comportamento seja mais bem definido;
- A influência no comportamento global sob uma análise de colapso com a consideração do efeito da flexibilidade das juntas tubulares também seria bastante interessante;
- Por fim, a implementação das equações de BUITRAGO, HEALY e CHANG [6] em um programa de análise de estruturas reticuladas é importante e também pode ser concebida.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] FESSLER, H. MOCKFORD, P.B. e WEBSTER, J. J., 1986, *Parametric Equations for Flexibility Matrices of Single Braces Tubular Joints in Offshore Structures*, Proc. Inst. Civil Engineers, Part 2, n° 81, Paper 9089, pp. 659-673.
- [2] LANDESMANN, A., 2003, *Modelo Não Linear Inelástico para Análise de Estruturas Metálicas Aporticadas em Condições de Incêndio*. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [3] MANUAL DO PROGRAMA SACS (*Structural Analysis Computer System*), 2005, Versão 5.2.
- [4] DET NORSK VERITAS, 1977, *Rules For Design, Construction and Inspection of Offshore Structures*, Apendix C, Steel Structures, Oslo.
- [5] BOUWKAMP, J.G., HOWLLINGS J. P., MALSON, J. P. e Row, D. G., 1980, *Effect of Joint Flexibility on the Response of Offshore Structures*, Offshore Technology Conference, OTC 3901.
- [6] BUITRAGO, J., HEALY, B. E. e CHANG, T. Y., 1993, *Local Joint Flexibility of Tubular Joints*, Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference, OMAE, Glasgow.
- [7] CHEN, T. Y. e ZHANG, H. Y., 1996, *Stress Analisis of Spatial Frames with Consideration of Local Flexibility of Multiplanar Tubular Joints*, Engineer Structures, Vol. 18, n° 6, pp. 465-471.
- [8] MSL Engineering Ltd., 2001, *The Effect of Local Joint Flexibility on the Reliability of Fatigue Life Estimates and Inspection Planning*, Offshore Tecnology Report.
- [9] CHAKRABARTI P., MUKKAMALA A., ABU-ODEH I., DE LA O J., 2005, *Effect of Joint Behavior on the Reassessment of fixed offshore platforms in the Bay of Campeche, Mexico*, OMAE-67052.

- [10] FABER M.H., STRAUB D., CHAKRABARTI P., et al., 2005, *Fatigue Analysis and Risk Based Inspection Planning for Life Extension of Fixed Offshore Platforms*, OMAE-67229.
- [11] RODRIGUES, P. F. N., 2000, *Ferramentas Numéricas para Análise Não-Linear Física e Geométrica de Estruturas Reticuladas na Exploração de Petróleo Offshore*. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [12] AVAKIAN, A. C., 2007, *Estruturas Aperticadas Mistas Aço-Concreto: Avaliação de Metodologias de Análise*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [13] N-2267, 2005, *Seleção de Áreas Críticas para Inspeção de Plataformas Fixas de Aço*, Revisão B, CONTEC, Petrobras.
- [14] VELDMAN, H. E LAGERS, G., 1997, *Offshore 50 years, Foundation for offshore studies*, Delft.
- [15] API-RP-2A, 2005, *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Plataforms – Working Stress Design*, 21a Ed.
- [16] OLIVEIRA, T. J. L., 2007, *Pisos Mistos Aço-Concreto com Ligações Semi-Rígidas Sob a Ação de Cargas de Gravidade: Análise Estática Não-Linear e Dinâmica, Experimental e Numérica*. Tese (Doutorado em Engenharia Civil), COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- [17] UNDERWATER ENGINEERING GROUP, 1984, *Node Flexibility and Its Effects on Jacket Structures – A Pilot Study on Two-Dimensional Frames*, UEG Report UR22, London.
- [18] UEDA, Y., RASHED, S. M. H. e NAKASHO, K., 1990, *An Improved Joint Model an Equations for Flexibility of Tubular Joints*, Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 112, pp. 157-168.

- [19] KOHOUTEK, R. e HOSHYARI, I., 1992, *Parametric Formulae of Rigidity for Semi-Rigid Tubular T-Joints*, Proceedings of the 11th International Conference of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Paper OMAE-92-352, Canada.
- [20] JR., ROY R. CRAIG, “Tensões em Vigas” e “Tópicos Especiais Relacionados ao Projeto” In: John Wiley & Sons, Inc., *Mecânica dos Materiais*, 2 ed., Capítulos 6 e 12, Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 2000.
- [21] PETROBRAS, 2004 *Memória de Cálculo do Sistema de Reanálise Estrutural da Plataforma de Merluza 1*.
- [22] ELLWANGER, G. B., “Fadiga”, *Introdução à Análise e Projetos de Estruturas Offshore*, capítulo 5, Rio de Janeiro, Brasil, COPPE/UFRJ, 2007.
- [23] EFTHYMIU, M., 1988, *Development of SCF formulae and generalized influence functions for use in fatigue analysis*, Recent Developments in Tubular Joint Technology, OTJ'88, London, plus updates.
- [24] PETROBRAS, 2007, *Memória de Cálculo do Projeto Estrutural da Plataforma de Guaiúba 1*.
- [25] Manual do Programa GTSTRUDL, 2008, versão 29.1.
- [26] <http://www.sacs-edi.com>, *Página da internet no representante do programa SACS*, acesso em 2007.
- [27] PETROBRAS, 2005, *Memória de Cálculo do Projeto Estrutural da Plataforma de Manati 1*.
- [28] PETROBRAS, 2001, *Memória de Cálculo do Sistema de Reanálise Estrutural da Plataforma de Carapeba 3*.
- [29] PETROBRAS, 2008, *Memória de Cálculo do Projeto Estrutural da Plataforma de Mexilhão 1*.
- [30] CHEN, B., HU, Y. e TAM, M., 1990, *Local Joint Flexibility of Tubular Joints of Offshore Structures*, *Marine Structures*, Vol. 3, pp. 177-197.

- [31] AISC, 1986, *American Institute of Steel Construction – Working Stress Design*, 9th Ed.
- [32] P. CHAKRABARTI, et al., 2005, *An Overview of the Reassessment Studies of Fixed Offshore Platforms in the Bay of Campeche, Mexico*, OMAE-67051.
- [33] T. XU, R. G. BEA, R. RAMOS, O. VALLE, V. VALDES, 1999, *Uncertainties in the Fatigue Lives of Tubular Joints*, OTC 10849.
- [34] AKER OFFSHORE PARTNER A.S, 1999, *Review of probabilistic inspection analysis methods*, Offshore Tecnology Report.
- [35] MSL Services Corporation, 2000, *Rationalization and Optimization of Underwater Inspection Planning Consistent with API RP2A Section 14*, JIP Final Report Doc. Ref. CHI04RO06.
- [36] MRASHALL P. W., BUCKNELL, J, MOHR W.C, 2005, *Background to New RP2A Fatigue Provision*, OTC 17295, Proc. Offshore Tech. Conf., Houston.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)