Universidade Federal do Rio de Janeiro
Escola Politécnica

ESTUDO DA SENSIBILIDADE À FADIGA DE UMA JUNTA TUBULAR SOLDADA

Thais Cunha Sampaio

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

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Rio de Janeiro

Setembro de 2011

ESTUDO DA SENSIBILIDADE À FADIGA DE UMA JUNTA TUBULAR SOLDADA

Thais Cunha Sampaio

PROJETO DE GRADUAÇÃO SUBMETIDO AO CORPO DOCENTE DO CURSO DE ENGENHARIA CIVIL DA ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE ENGENHEIRO CIVIL.

Examinado por:

_____

Prof. Dr. Eduardo de Miranda Batista, DSc, EP/UFRJ

_____

Prof. Dra. Maria Cascão Ferreira de Almeida, DSc, EP/UFRJ

_____

Prof. Augusto Claudio Paiva e Silva, MSc, EP/UFRJ

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL.

SETEMBRO/2011

Sampaio, Thais Cunha

Estudo Da Sensibilidade À Fadiga De Uma Junta Tubular Soldada / Thais Cunha Sampaio – Rio de Janeiro: UFRJ/ Escola Politécnica, 2011.

XII, 110 p.: il.; 29,7 cm

Orientador: Prof. Dr. Eduardo de Miranda Batista

Projeto de Graduação – UFRJ / Escola Politécnica / Curso de Engenharia Civil, 2011.

Referências Bibliográficas: p. 66-67

1. Análise Estrutural 2. Fadiga 3. Projeto de Plataformas *Offshore* 4. Modelos Computacionais de Estruturas. I. Batista, Eduardo de Miranda. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola Politécnica, Curso de Engenharia Civil. III. Título.

Aos meus avós e tias-avós, pela importância que tiveram na minha vida, pelo carinho incondicional e pelo exemplo de vida.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por todas as oportunidades de estudo.

Aos meus pais pelo exemplo e por sempre me apoiarem e estimularem a estudar.

À minha irmã Beatriz, pelo amparo durante o processo de escrita deste trabalho.

Ao Jorge, pela paciência, atenção e carinho que sempre teve comigo.

À ANP por me proporcionar a oportunidade de desenvolver esse estudo.

À Maria Claudia Tourasse e Carlos Azeredo pela atenção e auxílio.

À Contorno Consultoria, pela permissão de uso do programa GTSTRUDL nas análises deste trabalho.

Ao professor Eduardo Batista, pela paciência e orientação no desenvolver deste estudo.

A Daniel Lemos Mouço e Rafael Sgarbi, pelo estímulo à perseverança na área de estruturas metálicas.

A Vernan Lima e Bruno Charpinel pela ajuda com algumas das figuras deste trabalho.

RESUMO

Resumo do Projeto de Graduação apresentado à Escola Politécnica / UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Engenheiro Civil.

Estudo da Sensibilidade à Fadiga de Uma Junta Tubular Soldada

Thais Cunha Sampaio

Setembro/2011

Orientador: Eduardo de Miranda Batista

Curso: Engenharia Civil

As plataformas de petróleo são estruturas metálicas submetidas a carregamentos variáveis. Conseqüentemente, podem apresentar processo de dano estrutural devido à fadiga. Além disso, plataformas fixas são estruturas de elementos tubulares. Sabe-se que nas ligações deste tipo de elemento o processo de fadiga é acentuado. Portanto, o desgaste por fadiga pode fazer com que uma junta tubular de uma plataforma fixa colapse.

O presente trabalho expõe o cálculo da vida útil de uma junta tubular soldada. No caso em estudo, a vida útil calculada não atende às premissas de projeto. Estudou-se, então, como se pode aumentar a vida útil da junta, alterando-se unicamente as características de detalhamento da mesma.

Para o desenvolvimento da análise, variaram-se parametricamente os fatores que têm influência na resistência à fadiga, verificando-se a viabilidade prática e técnica das alterações propostas.

Ao final, foram analisados criticamente os resultados obtidos, e selecionadas quais das alterações propostas melhor atendiam às premissas de projeto.

Palavras-chave: Análise Estrutural, Fadiga, Projeto de Plataformas *Offshore*, Modelos Computacionais de Estruturas.

ABSTRACT

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

Sensitivity Study of Fatigue of a Welded Tubular Joint

Thais Cunha Sampaio

September/2011

Advisor: Eduardo de Miranda Batista

Course: Civil Engineering

Oil platforms are steel structures submitted to variable loads. Hence, structural damage due to fatigue may develop. Moreover, fixed platforms are structures made of tubular elements. It is a well known fact that in tubular joints the fatigue process is considerable. Therefore, the fatigue damage may collapse the tubular joint of a fixed platform.

This work presents the analysis of a tubular joint fatigue life. In our study case, the fatigue life of the tubular joint does not meet the project's safety requirements. Then a study has been conducted in order to increase the joint´s lifetime by changing the joints features.

In order to improve the fatigue lifetime, the factors that influence on the fatigue resistance were parametrically varied, having always in mind the practical and technical feasibility of the proposed changes.

Finally, the obtained results were analyzed and it was defined which of the proposed amendments best met the project's safety requirements.

Keywords: Structural Analysis, Fatigue, Project of Offshore Platforms, Structural Computer Models.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO 1
2. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA A SER ANALISADO 5
2.1. Projeto de uma Plataforma Fixa – Fases de Desenvolvimento 5
2.2. Junta com Vida Útil Inadequada – Escolha de um Caso Real 6
3. MÉTODOS E FERRAMENTAS UTILIZADOS 10
3.1. Normas Técnicas Utilizadas: 10
3.1.1. API – American Petroleum Institute 10
3.1.2. AISC – American Institute of Steel Construction 12
3.1.3. AWS - American Welding Society 13
3.1.4. N-1852 – Fabricação e Montagem de Unidades Fixas – Norma Técnica Petrobras 13
3.1.5. N-1678 – Estruturas Oceânicas - Aço – Norma Técnica Petrobras 14
3.2. Premissas e Definições Adotadas na Presente Análise de Fadiga 15
3.2.1. Fases do Processo de Fadiga 15
3.2.2. Influência da Solda no Processo de Fadiga 16
3.2.3. Influência do Diâmetro do Tubo 17
3.2.4. Influência da Espessura do Tubo 18
3.2.5. Curvas S-N 18
3.2.6. Regra de Miner 20
3.2.7. Equações de Kuang e Smedley para Cálculo dos SCFs 22
3.2.8. Método de Davisson e Robinson para Cálculo do Comprimento Equivalente de Engastamento de Estacas 28
3.2.9. Teoria de Stokes para Modelagem de Ondas 29
3.2.10. Equação de Morison para Determinação das Forças de Onda 34
3.3. Programa GTSTRUDL 34
3.3.1. Introdução ao Programa GTSTRUDL 34
3.3.2. Dados de Entrada e descrição das cargas ambientais de onda e de corrente – resumo dos programas WINSELOS e GTSELOS 35
3.3.3. Descrição da Modelagem Computacional para a Análise de Fadiga 35
3.3.4. Comandos de Fadiga GTSTRUDL 36
4. MODELO COMPUTACIONAL UTILIZADO 39
4.1. Unifilares do Modelo 39

4.2. Propriedades Geométricas 41
4.2.1. Propriedades do Tubulão Caisson e Luvas da Jaqueta 41
4.3. Modelagem da Interação Solo-Estrutura: 45
4.4. Carregamentos 46
4.4.1. Carregamentos de Onda 46
4.5. Cálculo do Dano Acumulado 50
4.5.1. Determinação dos Esforços 50
4.5.2. Curvas S-N 50
4.5.3. Classificação das Juntas para Cálculo dos Fatores de Concentração de Tensão 50
4.5.4. Determinação da Vida à Fadiga 51
4.5.5. Resultados da Análise de Fadiga: 51
5. ALTERNATIVAS DE REFORÇO E APRIMORAMENTO ESTRUTURAL 53
5.1. Alteração do Tipo de Aço 53
5.2. Alteração do Tipo de Solda 53
5.3. Alteração da Geometria da Jaqueta 53
5.4. Alteração da Geometria dos Tubos que Compõem a Junta 54
5.4.1. Possibilidades de Alteração – Escolha dos Dados a Serem Adotados nas Análises 54
5.4.2. Descrição das Análises Realizadas 57
5.4.3. Dados de Entrada das Análises Realizadas 58
5.4.4. Resultados das Análises 60
5.4.5. Relevância da Redistribuição de Tensões 60
6. CONCLUSÕES 63
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 66
ANEXO 1 – DESENHO DO PROJETO DA PLATAFORMA 68
ANEXO 2 - ANÁLISE DA DIFUSÃO DE VÓRTICES 69
ANEXO 3 - ANÁLISE DINÂMICA 78
ANEXO 4 – DADOS METAOCEANOGRÁFICOS 81
ANEXO 5 – TABELA RESUMO RODADAS E RESULTADOS 86
ANEXO 6 – UNIFILARES MODELO ESTRUTURAL 87
ANEXO 7 – DADOS DE ENTRADA DAS RODADAS 104

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1- Comportamento das Linhas de Força 3
Figura 2-1- Isométrico da Estrutura Analisada 7
Figura 2-2- Esquema da Ligação dos Tubos das Luvas com as Estacas – Seção Transversal 9
Figura 3-1- Tipos de Perfis de Solda admitidos pela API 12
Figura 3-2- Zona Termicamente Afetada 16
Figura 3-3- Distribuição de Tensão de Fadiga em Tubos de Diferentes Diâmetros 17
Figura 3-4- Distribuição de Tensão de Fadiga em em Tubos de Diferentes Espessuras 18
Figura 3-5- Exemplo de Curva S-N 20
Figura 3-6- Classificação dos Membros da Junta em Chord e Brace 22
Figura 3-7- Classificações das Juntas Tubulares 23
Figura 3-8- Parâmetros Geométricos da Junta 24
Figura 3-9- Localização dos Pontos Saddle e Crown na Junta 27
Figura 3-10- Parâmetros Principais de uma Onda 30
Figura 4-1- Isométrico da Estrutura Modelada 40
Figura 4-2- Direção da Incidência das Ondas 47
Figura 4-3- Orientação da plataforma em relação ao Norte verdadeiro 48
Figura 4-4- Direção de incidência das ondas 49
Figura 5-1- Esquema da Junta - Isométrico 54
Figura 5-2- Esquema Junta – Plano do Brace 54
Figura 5-3- Foto de um Can 55
Figura 5-4- Esquema da Junta Estudada com Can no Brace 56
Figura 5-5- Esquema da Junta Estudada com Can no Chord 56
Figura 5-6- Unifilar Isométrico da Junta Problemática 59
Figura 6-1- Configuração Geométrica Rodada R08 64
Figura 0-1- Isométrico da Estrutura Modelada 87
Figura 0-2- Convés Superior - EL (+) 14350 - PLANO XY 88
Figura 0-3- Convés Intermediário - EL (+) 9900 - PLANO XY 89
Figura 0-4- Convés Inferior - EL (+) 7250 - PLANO XY 90
Figura 0-5- Elevação no Eixo 1 - PLANO XZ 91
Figura 0-6- Elevação no Eixo 3 - PLANO XZ 92
Figura 0-7- Elevação no Eixo A - PLANO YZ 93

Figura 0-8- Elevação no Eixo C - PLANO YZ 94
Figura 0-9- Jaqueta – face A 95
Figura 0-10- Jaqueta – face B 96
Figura 0-11- Jaqueta – EL (-)1400 – plano XY 97
Figura 0-12- Jaqueta – EL (-)3400 – plano XY 97
Figura 0-13- Guia dos Condutores A - plano XZ 98
Figura 0-14- Guia dos Condutores B - plano XZ 98
Figura 0-15- Guia dos Condutores - PLANO XZ 99
Figura 0-16- Risers - plano XZ 99
Figura 0-17- Ancoradouros - plano XY 100
Figura 0-18- Ancoradouros - plano XY 100
Figura 0-19- Ancoradouros – Plano XY 101
Figura 0-20- Ancoradouros – Plano YZ 101
Figura 0-21- Ancoradouros – Plano XZ 102
Figura 0-22- Ancoradouros – Plano YZ 102
Figura 0-23- Ancoradouros – Plano YZ 103

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Coeficientes de Arrasto Previstos na API 11

Tabela 3.2 – Coeficientes de Arrasto Adotados 11

Tabela 3.3 - Tipos de Aço Adotados nos Membros da Estrutura 14

Tabela 3.4 - Definição da Teoria Utilizada para Cálculo do SCF 26

Tabela 3.5 - Valores dos Parâmetros do Perfil de Onda 31

Tabela 3.6 - Valores dos Parâmetros de Velocidade 32

Tabela 3.7 - Valores de Freqüência e Pressão 32

Tabela 4.1 – Propriedades Equivalentes Tubos + Graute – Caisson – Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura 42

Tabela 4.2 – Densidades Equivalentes – Caisson - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura 42

Tabela 4.3 – Propriedades Equivalentes Tubos + Graute – Luvas - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura 42

Tabela 4.4 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura 43

Tabela 4.5 – Densidades Equivalentes – Caisson - Rodada Estática Puncionamento 44

Tabela 4.6 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Puncionamento44

Tabela 4.7 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Puncionamento45

Tabela 4.8 – Vida a Fadiga Mínima 47

Tabela 4.9 – Percentual de Ocorrência de Acordo com a Direção de Incidência das Ondas 48

Tabela 4.10 – Resumo Blocos de Onda 49

Tabela 4.11 – Resultados Análise Fadiga 51

Tabela 4.12 – Resultados Análise Estática dos Membros da Junta Problemática . 52

Tabela 5.1 – Resumo das Rodadas 57

Tabela 5.2 – Resumo Propriedades Equivalentes Adotadas na Rodadas 59

Tabela 5.3 –Resultados Rodadas 60

Tabela 5.4 –Razões de Tensões Análises Estática 61

Tabela 6.1 –Resumo Resultados Rodadas 63

1. INTRODUÇÃO

As grandes reservas de petróleo presentes no território brasileiro estão no mar. Segundo dados da ANP [1], estima-se que 93% do petróleo nacional é proveniente de poços *offshore*. Para extração desta riqueza, estão em operação atualmente no Brasil 113 plataformas *offshore* de exploração e produção de petróleo. Destas, 79 são plataformas do tipo "fixas". As plataformas fixas são indicadas para poços *offshore* onde a profundidade da lâmina d'água é baixa, até 180 metros. Isto se deve à sua adaptabilidade estrutural às condições ambientais presentes a estas profundidades e à melhor relação custo benefício se comparada aos demais modelos.

As plataformas fixas de petróleo geralmente são construídas como uma estrutura espacial de aço formada por elementos tubulares. Esta estrutura é chamada de "jaqueta". Os tubos são boas opções para membros estruturais de plataformas *offshore*, uma vez que possuem:

- Distribuição eficiente do material; isto significa que a seção possui propriedades geométricas de alta resistência estrutural utilizando-se o mínimo de material para compor a seção;
- Elevados módulos de resistência à flexão;
- Elevados módulos de resistência à torção;
- Menor área exposta à poeira, corrosão e outros tipos de agentes agressivos;
- Baixo coeficiente de arrasto.

De acordo com a equação atribuída a Lord Rayleigh [2], o coeficiente de arrasto é proporcional à força gerada em um sólido pela passagem de um fluido. Esta força é denominada força de arrasto. Possuir um baixo coeficiente de arrasto é especialmente importante para estruturas localizadas no mar, uma vez que correntes marítimas e ondas geram forças de arrasto significativas na estrutura.

Outro fator importante é que o vento, as correntes marítimas e as ondas agem continuamente sobre a estrutura variando suas direções de atuação durante a vida útil da plataforma. Os tubos, por possuírem alta resistência à flambagem e igual resistência em qualquer direção de aplicação de forças, são altamente indicados para situações de variação da direção dos carregamentos.

Além disso, as seções transversais tubulares são simétricas e não possuem variação brusca na sua geometria. Estes dois fatores implicam na ausência de descontinuidades geométricas significativas, que seriam responsáveis pela ocorrência de pontos de grande concentração de tensão. Sabe-se que a vida útil à fadiga é inversamente proporcional à amplitude da variação das tensões. Por sua vez, as maiores amplitudes de variação de tensões ocorrem em pontos de grande concentração de

tensão. Portanto, pontos de grande concentração de tensão tendem a apresentar vida útil inadequada às premissas de projeto.

O fenômeno do dano estrutural originado pela fadiga foi inicialmente observado por volta de 1850, nas estradas de ferro alemãs. Os trilhos, apesar de projetados de acordo com a resistência estática, rompiam após algumas centenas de quilômetros de serviço, mesmo estando sob carregamentos bem abaixo do carregamento crítico de ruptura estática. A ocorrência destas rupturas era incompreensível para os engenheiros da época. Após quase dois séculos de estudos, os engenheiros chegaram à conclusão que o fenômeno da ruptura por fadiga é um problema interdisciplinar, que envolve engenharia mecânica, de materiais e estrutural.

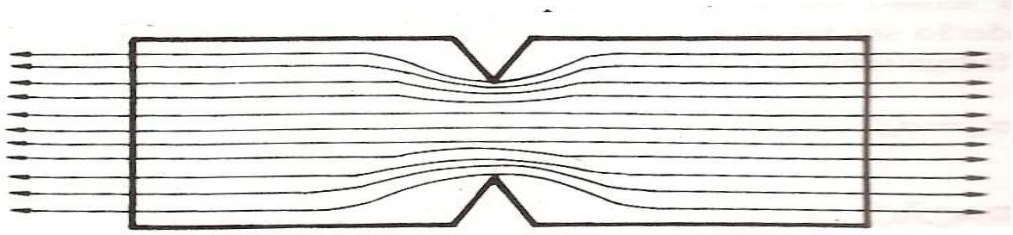
Sabe-se que estruturas metálicas submetidas a carregamentos cíclicos estão sujeitas a romperem sob a ação de cargas bem inferiores às cargas de ruptura definidas pelas normas da estática. BRANCO [3] classifica fadiga como sendo “o fenômeno de rotura progressiva de materiais sujeitos a ciclos repetidos de tensão ou deformação”. Os fatores que influenciam no processo de dano por fadiga e maiores detalhes sobre a maneira que se desenvolve o processo da fadiga serão vistos no Capítulo 3.

O nível de concentração de tensões no ponto onde o processo da fadiga se desenvolve é crucial para o desenvolvimento do processo de dano por fadiga. A tensão média atuante no membro estrutural é amplificada em pontos com irregularidades geométricas tais como juntas e/ou imperfeições. Como já mencionamos anteriormente, quanto maior é a concentração de tensões no ponto, maior tende a ser a variação das tensões durante o ciclo do carregamento. Assim sendo, mais rápido será o processo de desenvolvimento da trinca por fadiga e menor será a vida útil da estrutura metálica.

Para determinarmos o nível de concentração de tensões presente numa área da estrutura, além da análise estrutural que determina as tensões, contamos com o fator de concentração de tensões, que representa o acúmulo de tensão gerado por descontinuidades geométricas, mudanças de material, presença de soldas, etc.

Este acúmulo de tensão surge devido à variação das linhas de distribuição de força no material. De acordo com BRANCO [3], podemos comparar a concentração de tensões analogamente à variação de vazão observada em um fluido escoando por um canal cuja seção varia. As linhas de força são análogas às linhas de escoamento do fluido. Quando não há variação no meio, as linhas são uniformemente distribuídas. Quando ocorre alguma variação no meio por onde há a fluência, as linhas variam sua distribuição. Cabe ressaltar que a maneira pela qual as linhas variam depende diretamente do tipo de modificação da geometria. Esta variação no trajeto das linhas pode ser apenas local e, uma vez retornada à condição inicial, o efeito da concentração de tensões se dissipa a uma distância finita.

Na Figura 1.1, pode-se ver as linhas de força e seu comportamento perante uma variação de geometria:



fonte: BRANCO [3]; pg 150 – fig. 2.21

Figura 1-1- Comportamento das Linhas de Força

Podemos determinar este aumento da tensão recorrendo a estudos teóricos. Utilizando a Fotoelasticidade ou o Método dos Elementos Finitos, define-se o valor teórico do fator de concentração de tensões (em inglês: *Stress Concentration Factor* – SCF). Na prática, utilizamos fatores de concentração de tensão tabelados, de acordo com a geometria do detalhe e do modo de aplicação da carga.

Determinamos a tensão atuante como sendo a tensão teórica, advinda da resistência dos materiais, multiplicada pelo fator de concentração de tensões.

$$\sigma_{atuante} = \sigma_{teórica} \times SCF$$

Onde:

- $\sigma_{atuante}$ = tensão atuante
- $\sigma_{teórica}$ = tensão teórica
- SCF = fator de concentração de tensões

É importante ressaltar que, neste caso, consideramos o material como sendo perfeitamente homogêneo, elástico e isotrópico.

Vimos que tubos possuem baixo valor de fator de concentração de tensões, o que é adequado às estruturas sujeitas a carregamentos cíclicos. Entretanto, nas plataformas fixas, as juntas e conexões são geralmente soldadas e representam descontinuidades estruturais que provocam altas concentrações de tensões. A descontinuidade geométrica na junta, por si só induz concentração de tensões. Além disso, há a solda, que induz uma série de tensões residuais na junta, aumentando consideravelmente o fator de concentração de tensão.

Diminuir esta concentração de tensões nas juntas tubulares soldadas submetidas a carregamentos variáveis é um desafio para engenheiros de todo o mundo durante o projeto de uma plataforma fixa, pois significa garantir maior vida útil à estrutura da plataforma e maior segurança e confiabilidade ao projeto.

Através de um estudo de caso, este trabalho definiu, durante a fase de projeto, os procedimentos adequados para reduzir a concentração de tensões nas juntas tubulares soldadas sujeitas a carregamentos cíclicos.

Variando os fatores que influenciam na concentração de tensão, procuramos quais seriam os mais eficientes para o aumento da vida útil da junta.

2. APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA A SER ANALISADO

2.1. Projeto de uma Plataforma Fixa – Fases de Desenvolvimento

Durante o projeto de uma plataforma fixa, de acordo com os dados preliminares e as necessidades operacionais da plataforma, definimos as premissas de projeto: dimensões dos conveses, cargas a serem aplicadas na estrutura e, principalmente, pré-dimensionamento dos elementos estruturais.

Várias análises são necessárias para o correto dimensionamento estrutural de uma plataforma *offshore* do tipo fixa.

A análise estática determina o comportamento estrutural da plataforma quando submetida às cargas em serviço inerentes à extração de petróleo. Nesta análise, são levadas em conta as condições de tormenta e operação. A condição de tormenta simula os esforços atuantes quando há tempestade. As condições de vento, ondas e correntes marítimas são extremas e não atuam cargas oriundas de guindastes e gruas, pois seu uso é proibido em tais condições ambientais.

A análise dinâmica simula o comportamento estrutural levando-se em conta o efeito dinâmico da passagem das cargas de onda pela plataforma.

Nas análises de transporte, içamento e estabilidade sem estacas, a estrutura é submetida a carregamentos bastante diferentes daqueles aplicados na condição de serviço. Durante estas fases de instalação existe a possibilidade de aplicarmos sobre a estrutura esforços não compatíveis com a resistência da mesma – que, vale lembrar, não foi pré-dimensionada pensando nestes esforços, e sim, visando resistir aos esforços de serviço.

A análise da difusão de vórtices avalia a possibilidade de haver ocorrência de vórtices ressonantes nos tubos da jaqueta, devido a ondas e correntes. A passagem do fluido gera esforços de arrasto que por sua vez podem gerar vibrações no tubo. Caso a freqüência destas vibrações seja próxima à freqüência natural da estrutura da plataforma, o colapso por ressonância torna-se possível de acontecer.

A análise de fadiga tem por objetivo verificar se a estrutura dimensionada possui vida útil compatível com o tempo de exploração do poço quando submetida às condições ambientais do local de implantação do projeto. Esta é a análise que nos interessa no desenvolvimento deste trabalho.

Além das análises acima, verificações localizadas e estudo da proteção contra corrosão também fazem parte de um projeto estrutural completo.

Conforme as várias análises estruturais vão sendo desenvolvidas, reforços locais ou até mesmo alterações das dimensões inicialmente adotadas se fazem necessários. Caso a alteração seja muito significativa, como no caso de aumento do diâmetro de

várias peças estruturais principais da jaqueta, corremos o risco de alterar a rigidez da estrutura, seu centro de gravidade e/ou peso. Cabe ao engenheiro responsável e com maior vivência profissional a análise da relevância das alterações propostas. Caso haja dúvida sobre a influência de uma alteração sobre as análises pregressas, é recomendável refazermos as análises anteriores, com a nova estrutura alterada.

Na fase de análise de fadiga das juntas tubulares da estrutura principal, freqüentemente nos deparamos com juntas dimensionadas satisfatoriamente para as análises anteriores, mas que não apresentam vida útil compatível com àquela desejada para a plataforma. Cabe observar que a vida útil da plataforma é o período de tempo em que se planeja realizar operações na estrutura. Já a vida útil da junta é o período de tempo entre a instalação da plataforma (início da atuação dos carregamentos cíclicos) e o surgimento da primeira trinca. Diz-se que a junta está satisfatoriamente dimensionada se sua vida útil é maior que a vida útil da plataforma amplificada por fatores de segurança previstos nas normas técnicas internacionais.

Surge, portanto, a questão: de que maneira podemos melhorar a condição à fadiga de uma junta que apresente vida útil não adequada para o tempo de uso previsto para a plataforma sem alterar significativamente a rigidez global da estrutura? É esta questão que este estudo se propõe a responder.

2.2. Junta com Vida Útil Inadequada – Escolha de um Caso Real

Para o desenvolvimento deste trabalho, recorremos ao projeto de uma plataforma tipo Caisson, trípoda, com lâmina d'água igual a 34 metros. Escolhemos este tipo de estrutura, pois ele possui uma geometria mais simples se comparada à estrutura de uma plataforma fixa maior, sem perder as características estruturais que nos interessam: estrutura tubular, metálica, com juntas soldadas e submetida a carregamentos cíclicos ambientais de onda. Além disso, neste projeto havia uma junta específica, que não atendia à vida útil determinada para a plataforma, mas estava bem dimensionada para as demais análises da estrutura.

A jaqueta é constituída por um "tripé", com um tubulão Caisson de diâmetro de 44" (1118 mm) e duas Luvas de 39" (991mm). O convés da plataforma possui três níveis, com dimensões e elevações definidas com base no projeto preliminar. O desenho da estrutura preliminar está no Anexo 1. A Figura 2-1 apresenta um desenho isométrico da estrutura estudada.

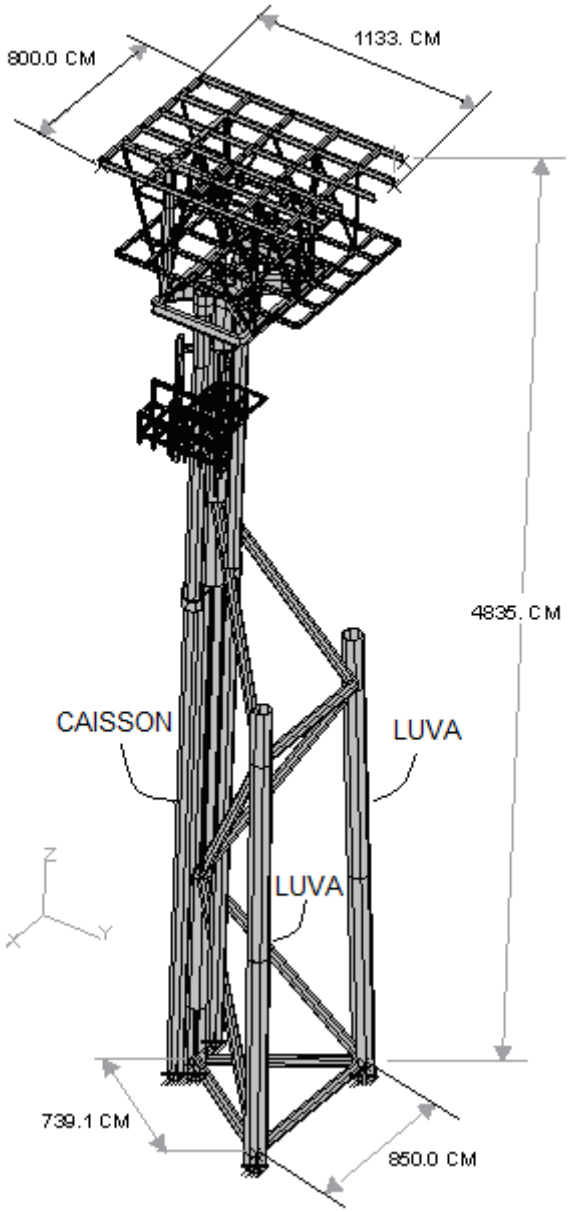


Figura 2-1- Isométrico da Estrutura Analisada

Nas análises foi utilizado o Sistema GTSTRUDL [4]. Este programa é específico para modelagem de estruturas metálicas, em especial estruturas *offshore*, pois dispõe de ferramentas que permitem inserir no modelo cargas ambientais de onda e corrente. Além disso, conhecidos os dados geotécnicos, o solo também pode ser modelado. Ao simular a interação solo-estrutura, o comportamento estrutural do modelo é similar ao comportamento observado na estrutura real. As ferramentas para a análise do problema estão descritas no Capítulo 3.

Escolhemos uma junta que apresentasse vida útil incompatível com a da plataforma, mas cuja resistência estrutural fosse adequada nas demais análises. No caso escolhido, a vida útil da plataforma foi definida no projeto como sendo igual a 20 anos.

Entretanto, ao submetermos a estrutura ao carregamento ambiental, a vida útil prevista para uma das suas juntas foi igual a pouco mais de 19 anos. Isto significa uma vida útil da junta menor que a vida útil da plataforma. Considerando-se que as normas internacionais impõem rígidos fatores de segurança que majoram a vida à fadiga mínima da junta, espera-se que a vida a fadiga mínima da junta problemática seja bem maior que 20 anos. Portanto, a vida útil que calculamos ser igual a 19 anos se mostra totalmente inadmissível. Veremos os cálculos e os valores exatos da vida útil mínima exigida pelas normas nos Capítulos 3 e 4, nos itens 3.1.1 e 4.5.5.

Sabemos que uma das maneiras de melhorar a vida à fadiga de uma junta tubular é amenizar os efeitos da concentração localizada das tensões nominais atuantes no membro. Isto equivale a diminuir, através da alteração dos parâmetros geométricos da junta, o fator de concentração de tensões (SCF), uma vez que não podemos alterar as cargas ambientais.

Vários fatores influenciam no SCF:

- Tipo de aço adotado nas peças da ligação;
- Tipo de solda utilizado na junta;
- Espessura e diâmetro dos tubos que compõem a junta;
- Arranjo geométrico dos membros estruturais da plataforma;

Analisamos cada um dos fatores que influenciam o SCF e verificamos as possibilidades de alterá-los para melhorar o comportamento à fadiga da junta estudada.

Variamos cada um dos fatores separadamente, a fim de manter bem clara a relação entre a mudança do fator e a alteração da vida útil.

A maior preocupação durante o desenvolvimento deste estudo foi garantir a viabilidade das soluções consideradas, ou seja, soluções que refletissem a realidade do mercado brasileiro. Não seria interessante se, por exemplo, adotássemos um diâmetro de tubo muito comum na Noruega, mas raríssimo no mercado local.

Uma última observação deve ser feita: a junta adotada no estudo é grauteada. Isto significa que há presença de graute no interior da junta. De acordo com a definição da ABESC [5] o graute é um tipo de concreto cujo agregado possui diâmetro pequeno – o diâmetro máximo admitido é igual a 4.8mm. Ele possui grande fluidez e é auto-adensável. Seu objetivo é unir as peças da estrutura da Jaqueta com os tubos das estacas cravadas no solo marinho.

A Figura 2-2 apresenta um desenho esquemático da ligação dos tubos com o graute.

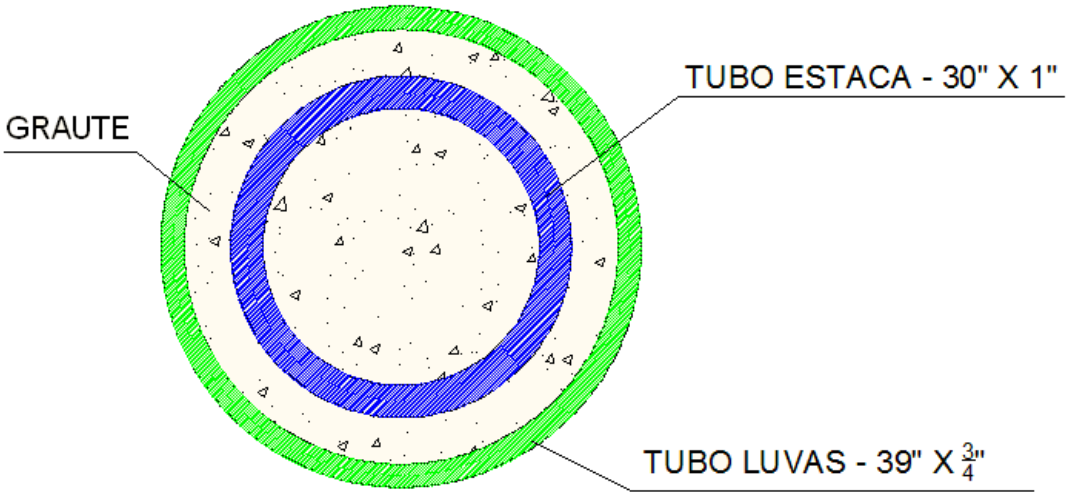


Figura 2-2- Esquema da Ligação dos Tubos das Luvas com as Estacas – Seção Transversal

A presença do graute unindo dois tubos implica em uma modificação das propriedades geométricas do conjunto e o modelo deve ser devidamente adequado, a fim de termos resultados da análise mais próximos dos resultados reais. Estas modificações estão definidas e devidamente explicadas no Capitulo 4 e seguem as recomendações prescritas na API [6], conforme melhor apresentado no Capítulo 3.

3. MÉTODOS E FERRAMENTAS UTILIZADOS

Neste capítulo, resumimos as ferramentas utilizadas para a análise do problema. O objetivo deste resumo é esclarecer os parâmetros adotados. Para melhor efeito didático, este resumo precede à análise, que será apresentada no Capitulo 4.

3.1. Normas Técnicas Utilizadas:

3.1.1. API – American Petroleum Institute

A primeira consideração feita pela API [6] adotada em nosso projeto refere-se à modelagem das ondas que incidem na estrutura. As ondas definidas no estudo Metaoceanográfico foram modeladas de acordo com os itens 2.3.1 da API [6].

Quando modelamos para a análise de fadiga as juntas grauteadas, criamos membros equivalentes ao conjunto tubos + graute. Estes membros possuem seção de espessura equivalente dada pela equação do item 4.5.1 da API [5]:

$$Teq = (Text^2 + Tint^2)^{1/2}$$

Onde:

- Teq = espessura equivalente do tubo que no modelo simulará o conjunto real (tubos + graute);
- Text = espessura do tubo externo;
- Tint = espessura do tubo interno;

De acordo com o item 5.2.1 da API [6], quando a estrutura da plataforma for tipo Caisson, obrigatoriamente, devemos fazer a análise de fadiga detalhada. Isto é necessário, pois qualquer falha dos membros de uma jaqueta Caisson pode gerar colapso, dado seu baixo nível de redundância estrutural.

A análise da estrutura visando a obtenção dos dados de tensão nos membros devido às forças de ondas aplicadas na estrutura foi feita, de acordo com a indicação do item 5.2.2 desta norma.

Conforme também indicado no item 5.2.2 da API [6], a influência das forças geradas pelas correntes marítimas não foi considerada no cálculo de dano.

Os coeficientes de arrasto para a análise de fadiga definidos no item 5.2.2 da API [6] foram adotados. Para os membros tubulares da jaqueta, utilizamos os coeficientes de acordo com a Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Coeficientes de Arrasto Previstos na API

	CD	CM
Sem incrustação marinha	0,65	1,60
Com incrustação marinha	1,05	1,20

Onde:

- CD = Coeficiente de Arrasto
- CM = Coeficiente de Inércia

Estes valores foram aumentados em 5% para considerar a obstrução provocada pelos anodos, resultando nos valores da Tabela 3.2.

Tabela 3.2 – Coeficientes de Arrasto Adotados

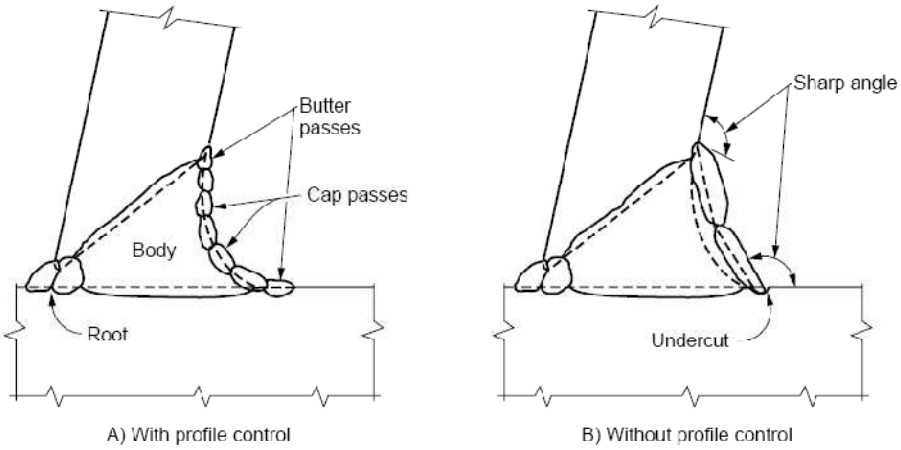
	CD	CM
Sem incrustação marinha	0,68	1,68
Com incrustação marinha	1,10	1,26

O acúmulo de dano foi calculado de acordo com a teoria de MINER [7], que está resumidamente descrita no item 5.2.4 da norma API [6].

Os danos gerados pela variação de tensão nos membros devido ao transporte não foram computados para a determinação da vida à fadiga. Como o transporte da plataforma será um período curto, o número de ciclos será pequeno e o dano será desprezível.

As juntas grauteadas poderiam ser modeladas com SCF minorados – conforme indicado no item 5.3.4 da norma API [6]. Entretanto, para trabalharmos a favor da segurança, decidimos por não minorar os SCFs destas juntas.

As curvas S-N adotadas no nosso estudo são condizentes com a versão da 20ª edição da API [8]. No presente caso, o perfil especificado seguiu a recomendação da API [8] de receber tratamento posterior à solda, para suavização do perfil – Figura 3.1 A, abaixo. Assim sendo, utilizamos a curva S-N tipo X da API para o cálculo da vida à fadiga da junta estudada.



Fonte: API [8]; pg.183 - fig. C5.4-1

Figura 3-1- Tipos de Perfis de Solda admitidos pela API

Não foram considerados estudos de mecânica da fratura no presente trabalho, uma vez que as curvas S-N foram consideradas apropriadas para a análise. Assim, o item 5.6 da norma API [6] não foi levado em conta no nosso estudo.

A análise dos efeitos dinâmicos foi realizada durante a fase de projeto da plataforma, conforme indicação do item C.5.2.2 da norma. Concluímos que nenhum estado de mar possui energia próxima do período natural da plataforma. A Análise Dinâmica é o Anexo 3 deste trabalho.

Além das análises descritas acima, a API [6] recomenda que seja feita a Análise da Difusão de Vórtice. Esta análise foi desenvolvida durante o projeto da plataforma e está no Anexo 2. Os resultados da difusão de vórtice para todos os trechos estudados indicaram a não ocorrência de vórtices ressonantes, exceto para aquele entre as elevações (-)21.200 e (-)27.500. Como o comprimento desse trecho é menor do que ¼ do vão, a possibilidade de ocorrência de vórtice ressonante é remota e a configuração de suportes dos condutores pode ser considerada adequada.

Os fatores de segurança adotados seguiram o estipulado na API 20ª edição [8]. Adotamos o fator para vida à fadiga igual a 2,0, para juntas facilmente inspecionáveis e 3,0 para juntas onde a inspeção é mais difícil. Estes valores de coeficientes de segurança são adotados usualmente na prática de projeto de plataformas pela Petrobrás, e foram definidos nos parâmetros de projeto original da plataforma.

3.1.2. AISC – American Institute of Steel Construction

A utilização das recomendações da AISC [9] se restringe a cuidados com o processo de soldagem.

A AISC [9] recomenda que soldas tubulares, denominadas pela norma como *HSS* – em inglês Hollow Structural Steel Section – devem seguir as recomendações da AWS D1.1 [10]

3.1.3. AWS - American Welding Society

A AWS fornece a norma D1.1 [10] para o dimensionamento das soldas em elementos de aço. Nesta norma estão também descritos os procedimentos obrigatórios a serem seguidos durante o processo de soldagem. Ao seguirmos os preceitos da norma, garantimos que as características estruturais da junta soldada sejam as mesmas definidas durante o projeto pelo engenheiro responsável.

O dimensionamento da solda é de responsabilidade do projetista, assim como a definição dos procedimentos necessários durante o processo da solda. Assim sendo, definirmos estes parâmetros foge ao escopo deste trabalho.

3.1.4. N-1852 – Fabricação e Montagem de Unidades Fixas – Norma Técnica Petrobras

Nesta norma estudamos as recomendações da Petrobras para a soldagem dos elementos tubulares.

Verificamos que as recomendações técnicas remetem às recomendações do AISC [9], já mencionadas acima, uma vez que ambas recomendam os procedimentos de solda do AWS D1.1 [10].

Cabe salientar as recomendações da N-1852 [11] quanto à penetração total da solda para nós tubulares e quanto ao perfil de acabamento que obrigatoriamente deve ser definido pelo projetista. Para a junta estudada, o perfil especificado seguiu a recomendação da API [8] de receber tratamento posterior à solda, para suavização do perfil da solda, conforme já mencionamos no item 3.1.1.

3.1.5. N-1678 – Estruturas Oceânicas - Aço – Norma Técnica Petrobras

Os materiais definidos no projeto possuem resistência igual ou superior àqueles especificados a seguir e atendem aos requisitos da norma Petrobras N-1678 [12], quanto à composição química e demais características mecânicas.

Podemos verificar que os membros da jaqueta são especificados como sendo da classe A. A norma define classe A como sendo o aço indicado para solicitações de fadiga.

A Tabela 3.3 expõe o tipo de aço adotado nos membros da estrutura da plataforma.

Tabela 3.3 - Tipos de Aço Adotados nos Membros da Estrutura

ELEMENTO	AÇO- fy (MPa)	LOCAL DE UTILIZAÇÃO
tubos	II-A - 345	Jaqueta - ϕ 1118 x 37,5 mm Tubo interno - ϕ 762 x 25 mm Revest. do Condutor - ϕ 762 x 25 mm Guia do Condutor - ϕ 965 x 16 mm Tubulão do pedestal do guindaste - ϕ 508 x 19 mm Luvas – Tubo ϕ 991 x 19 mm e engrossamentos Estaca Caisson - ϕ 508 x 19 mm
	I-D - 240	Travamentos entre Luvas e entre Luvas e Tubulão – Tubo ϕ 508 x 12,5 e engrossamentos Convés Braçadeiras Demais tubos ϕ ≤ 508 mm Estaca Caisson e luvas - ϕ 762 x 25 mm Estaca luvas - ϕ 508 x 19 mm
perfis soldados e chapas	II-C - 345	Vigas principais de altura variável - convés inferior
	I-D - 250	Convés, elementos secundários, enrijecedores e outros (ASTM - A - 36)

Segue a classificação da norma para os aços adotados:

Tensão de Escoamento Mínima Requerida – fy

I - 240 MPa < fy ≤ 305 MPa
II - 305 MPa < fy ≤ 355 MPa

III - 355 MPa < fy < 415 MPa

IV - 415 MPa ≤ fy

Classe A

Denominado aço estrutural especial, empregado em membros essenciais para a integridade da estrutura, geralmente de espessuras acima de 38 mm, que necessitem de alta tenacidade à fratura e alta resistência à decoesão lamelar.

Classe B

Denominado aço estrutural primário, empregado em membros essenciais para a integridade total da estrutura e outros de importância para a segurança operacional que necessitem de resistência ao impacto e à decoesão lamelar.

Classe C

Denominado aço estrutural primário, empregado em membros essenciais para a integridade total da estrutura e outros de importância para a segurança operacional que necessitem de resistência ao impacto.

Classe D

Denominado aço estrutural secundário, empregado em membros não essenciais à integridade total da estrutura. Este material também pode ser especificado em membros essenciais à integridade da estrutura que apresentem pequena probabilidade de dano à fadiga e baixa razão de tensões. Se o projeto especificar este material para ser usado na jaqueta, a espessura é limitada a um máximo de 25 mm, inclusive, e o material não pode ser usado para membros de juntas tubulares, como por exemplo, T, K e Y.

3.2. Premissas e Definições Adotadas na Presente Análise de Fadiga

Segue um resumo as premissas adotadas na presente análise de fadiga.

3.2.1. Fases do Processo de Fadiga

O processo da fadiga é composto de três fases sucessivas: iniciação da fissura de fadiga, propagação desta fissura e ruptura final.

A iniciação da fissura é o primeiro estágio do processo de dano. A fissura, geralmente, tem inicio perpendicular à superfície do corpo, pois é nesta direção que a concentração de tensões é máxima. Além disso, dois outros fatores contribuem para que a fissura se inicie na região superficial do material. O primeiro é que na superfície os cristais que compõem o material possuem menos apoio mútuo que os cristais do interior. Isto faz com que haja maior deformação plástica nesta região. O segundo fator é o possível desgaste ambiental.

No nosso estudo, a única fase que nos interessa é a iniciação da fissura. A vida útil calculada para a junta é o tempo entre a instalação da jaqueta e o inicio da fissura.

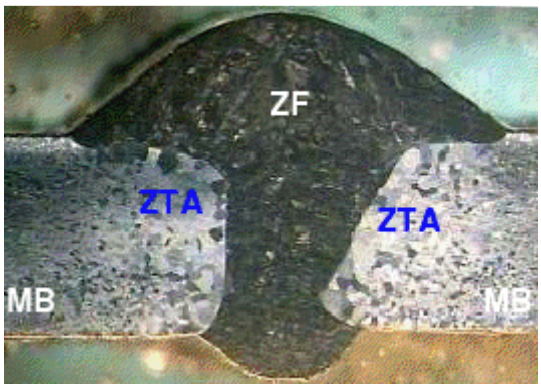
3.2.2. Influência da Solda no Processo de Fadiga

Nas estruturas metálicas soldadas, fissuras por fadiga têm início freqüentemente no processo de solda. Isto ocorre porque na maioria dos processos de solda geram-se descontinuidades metalúrgicas mínimas, por onde as fissuras podem crescer. Como resultado disso, o período de iniciação da fissura é ou muito pequeno ou nulo. As fissuras levam, então, a maior parte da sua vida propagando-se, saltando o estágio inicial. No material não afetado pela solda, o processo de evolução da fissura segue as fases descritas no item 3.2.1.

Além disso, a maioria das soldas estruturais está localizada próxima a mudanças geométricas bruscas. Estas variações geralmente ocorrem na base das soldas de topo e na base e raiz das soldas de filete. Estes pontos ficam sobretensionados localmente. As pequenas descontinuidades próximas a estes pontos irão, conseqüentemente, reagir como se estivessem em um membro com tensões mais elevadas e crescerão mais rapidamente.

Outro fator importante é que o calor imposto no processo da solda altera as propriedades mecânicas do aço na zona próxima à soldagem. Este trecho do material adulterado pelo processo de solda é chamado de ZTA – Zona Termicamente Afetada. Durante o aquecimento, os grãos que compõem a micro-estrutura do aço se expandem. Este aumento pode acarretar na perda de tenacidade no caso dos aços estruturais, o que diminui a resistência à fadiga da peça.

Abaixo podemos ver na Figura 3-2 um esquema ilustrando as áreas da junta, de acordo com a influência do calor imposto durante o processo de solda:



fonte: PINTO[13]; pg 4 – fig. 4

Figura 3-2- Zona Termicamente Afetada

Onde:

ZTA = Zona Termicamente Afetada

ZF = Zona de Material Fundido

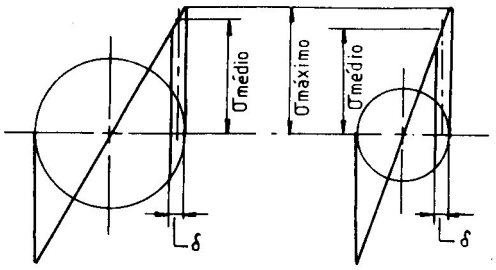
MB = Metal Base

3.2.3. Influência do Diâmetro do Tubo

O diâmetro tubo influencia diretamente na concentração de tensão do mesmo. Dois tubos, de mesma espessura e diâmetros diferentes, quando submetidos a esforços iguais de tração ou de flexão, apresentam diferentes tensões limites de fadiga. Com diferentes tensões, é de se esperar que os tubos apresentem danos diferentes.

Cabe ressaltar que estas tensões limites de fadiga não são as mesmas tensões limites calculadas na Resistência dos Materiais. Segundo BRANCO [3], as tensões limites de fadiga se restringem apenas à área do tubo mais próxima à borda. Isto ocorre porque a tensão limite de fadiga é calculada em função da iniciação da fissura, que por sua vez está associada a um volume finito de material na borda da peça. No caso das tensões calculadas na resistência dos Materiais, as tensões limites são definidas contando com toda a área da seção do tubo.

A tensão limite de fadiga tende a decrescer na medida em que o diâmetro do tubo aumenta. Este fenômeno é observado na prática experimental. BRANCO [3] diz que uma tentativa de explicarmos esta menor resistência em tubos de diâmetros maiores é considerarmos a influência de um gradiente de tensões agindo na peça no caso de cargas de flexão e torção. A Figura 3-3 representa este gradiente de tensões que BRANCO [3] propõe:



fonte: BRANCO [3]; pg 148 – fig. 2.18

Figura 3-3- Distribuição de Tensão de Fadiga em Tubos de Diferentes Diâmetros

Podemos observar na figura acima, que, para diâmetros maiores, o gradiente apresenta uma inclinação mais suave que a apresentada no tubo de menor diâmetro. Conseqüentemente, a tensão média na área da borda do tubo é menor para o tubo de menor diâmetro. Com menor tensão média atuante, a vida útil da junta é maior para tubos de diâmetros menores.

No desenvolvimento deste trabalho, não realizamos práticas experimentais. Este estudo tem como base modelos estruturais computacionais. Nestes modelos, a tensão

limite de fadiga é determinada de acordo com a análise estrutural, a simulação da concentração das tensões pelo cálculo dos SCFs e as curvas S-N. Portanto, a influencia deste fenômeno observado experimentalmente não foi considerada válida na interpretação dos resultados obtidos. Entretanto, considerou-se relevante a inclusão deste assunto por estar diretamente relacionado com o nosso tema de estudo. A indicação de estudos posteriores onde este fenômeno seja considerado e verificado experimentalmente será feita no Capítulo 6.

3.2.4. Influência da Espessura do Tubo

Observamos experimentalmente que dois tubos de mesmo diâmetro com espessuras de parede diferentes, quando submetidos aos mesmos esforços de torção ou flexão, apresentam resistência à fadiga diferente entre si. Os tubos de maior espessura apresentam vida útil à fadiga maior.

A explicação é análoga a do item anterior, onde a variação de comportamento observada na prática é dada ao considerarmos a existência de um gradiente de tensões. Conforme podemos ver na Figura 3-4, quanto maior a espessura da parede de um tubo, menor é sua tensão média se comparada à tensão média de um tubo de mesmo diâmetro e menor espessura de parede.

Como vimos no item 3.2.3, a relação entre a tensão média e a vida útil da junta é inversamente proporcional. Portanto, ao aumentarmos a espessura do tubo, espera-se que a vida útil da junta aumente.

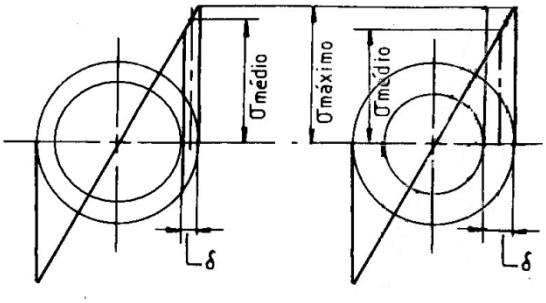


Figura 3-4- Distribuição de Tensão de Fadiga em em Tubos de Diferentes Espessuras

Da mesma forma que explicamos no item 3.2.3, este fenômeno experimental também não tem influência no nosso estudo. Sua comprovação experimental consta como sugestão para estudos futuros, no Capítulo 6.

3.2.5. Curvas S-N

As curvas S-N são gráficos que representam relação entre a variação do nível de tensões (em inglês S – stress) pelo número mínimo de ciclos (N). Diz-se número

mínimo de ciclos uma vez que N é o número mínimo de ciclos que provocaria a ruptura por fadiga do detalhe estudado se este fosse submetido à variação de tensões S.

Cada norma técnica possui suas próprias curvas, específicas para cada detalhe de solda e geometria da junta. Nas premissas do projeto são definidas quais normas julga-se mais adequada para o projeto.

Além disso, cada tipo de junta exige uma curva específica para suas características: tipo de solda, tipo de aço, geometria, etc.

O processo de cálculo da vida útil da junta segue os seguintes passos:

1º - através da análise estrutural e da mecânica dos sólidos, determina-se a tensão máxima atuante na junta (σmáx);

2º - através da análise estrutural e da mecânica dos sólidos, determina-se a tensão mínima atuante na junta (σmín);

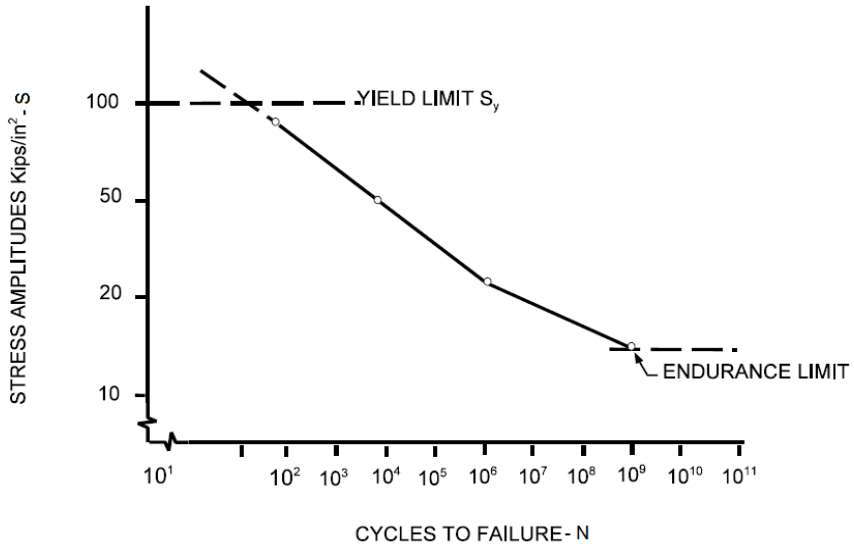
3º - calcula-se a variação de tensões atuantes na junta (S):

$$S = \Delta\sigma = |\sigma\text{máx} - \sigma\text{mín}|$$

4º - de posse de S, matematicamente ou graficamente encontramos N, que é o número de ciclos que a junta suporta se submetida àquela variação de tensões S.

A relação matemática que relaciona N com S pode ser plotada na escala logarítmica como uma linha reta. Esta relação é valida para uma larga faixa de valores de N. Entretanto, para valores baixos de S, verifica-se que mesmo que um número infinitamente grande de ciclos incida sobre a estrutura, não haverá formação de uma trinca. Este limite é chamado de “cut-off” ou “Endurance Limit”. Abaixo deste valor de S não há formação de fissuras.

Na Figura 3-5 temos um exemplo de curva S-N:



fonte: GEORGIATECH [14]; pg.64 – fig. 5.4-1

Figura 3-5- Exemplo de Curva S-N

No caso do programa GTSTRUDL [4], definimos a curva S-N adotada de acordo com suas equações matemáticas previstas na norma API [6].

3.2.6. Regra de Miner

Caso o carregamento variasse entre valores conhecidos e fixos, a vida útil de uma junta soldada seria definida através das curvas S-N. A vida útil neste caso representa o número máximo de ciclos que a junta resiste antes da primeira trinca aparecer.

Se submetermos a mesma junta a um número de ciclos menor que o número máximo definido pela curva S-N, sabemos que não haverá ruptura. Entretanto, é intuitivo que imaginemos que houve dano na estrutura.

O “dano” gerado pela variação de tensões conhecida na junta é igual à divisão do número de ciclos que ocorre efetivamente no intervalo de tempo pelo número máximo de ciclos que a junta suporta:

$$d = (n/N)$$

Onde:

d = dano gerado por um carregamento cíclico;

N = número de ciclos para a formação da primeira fissura;

n = número de ciclos aplicados;

No caso de um motor, a variação dos carregamentos é conhecida e constante. Para o cálculo da vida útil, cairíamos no caso descrito à cima. No caso das ondas, os

carregamentos cíclicos são variáveis. Há mudanças nos limites superiores e inferiores do valor das tensões.

No decorrer da vida útil da plataforma, as ondas variam constantemente sua altura, período e direção de incidência na jaqueta. Cada tipo de onda acaba gerando esforços diferentes nos membros. A variação dos carregamentos não é, portanto, constante, como seria no caso de um carregamento cíclico imposto pela rotação de um motor. Como determinar a vida útil no caso de carregamentos cíclicos variáveis passa a ser um desafio.

Nos dados Metaoceanográficos, contidos no Anexo 4, estão descritos a porcentagem da incidência das ondas e suas respectivas alturas e períodos. Cada uma destas ondas gera na jaqueta uma força diferente. Esta força é calculada de acordo com a Equação de Morison [15], em função do período e da altura de onda. A variação de tensão é calculada ao aplicarmos esta força de onda e analisarmos o comportamento estrutural.

Ao aplicarmos uma variação de tensões conhecida na junta que estamos estudando, podemos definir o número de ciclos máximo que nossa junta suporta. Isto é facilmente determinado pela curva S-N.

O próximo passo é conhecermos o número de ciclos a que a estrutura estará submetida efetivamente para a variação de tensões conhecida num determinado período de tempo.

Com o percentual de incidência da onda, calculamos o número de vezes que a onda incide na estrutura no intervalo de tempo que nos interessa. No caso do projeto da jaqueta, este intervalo é o de exploração do poço.

Temos, portanto, todos os elementos necessários para o cálculo do dano gerado por cada onda que incide na estrutura da jaqueta.

MINER [7] definiu um processo para cálculo da vida útil quando há carregamentos cíclicos variáveis. O processo de cálculo proposto por MINER [7] baseia-se na idéia de acúmulo de dano.

$$D = \sum(n_i/N_i)$$

Onde:

- D = dano total;
- N_i = número de ciclos para a formação da primeira fissura
- n_i = número de ciclos aplicados, referido a cada variação de tensão S
- i = tipo de ação de onda

Para a determinação da vida útil da jaqueta, somamos os “danos” de todas as ondas do nosso carregamento ambiental e verificamos se ele é menor que 1,0. Caso seja, a vida útil da plataforma será maior que o intervalo de tempo de exploração do poço.

Cabe ressaltar que se analisarmos com cuidado a regra de MINER [7], veremos que o caso do motor é apenas uma aplicação particular da regra de MINER [7]. Representa a regra de MINER [7] para o caso de um único carregamento.

3.2.7. Equações de Kuang e Smedley para Cálculo dos SCFs

O SCF representa o acúmulo de tensão gerado por descontinuidades geométricas, mudança de material, presença de soldas, etc. Este acúmulo de tensão é devido à variação das linhas de distribuição de força no material.

Vimos que o nível de concentração de tensões no ponto onde o processo da fadiga se desenvolve é crucial para o desenvolvimento do processo de dano por fadiga. Quanto maior a concentração de tensões, maior será a variação das tensões durante o ciclo do carregamento. Isto ocorre porque a variação de tensões será multiplicada pelo valor do SCF. Assim sendo, mais rápido será o processo de desgaste e menor a vida útil da junta metálica.

Antes de iniciarmos a explicação sobre o cálculo de SCF, é necessário definirmos dois termos utilizados nos cálculos: Chord e Brace. Chord é o membro da junta onde o outro membro está engastado. É, portanto, considerado como sendo o elemento principal da ligação. Braces são os demais membros que compõem a junta. A Figura 3-6 pode ajudar na compreensão.

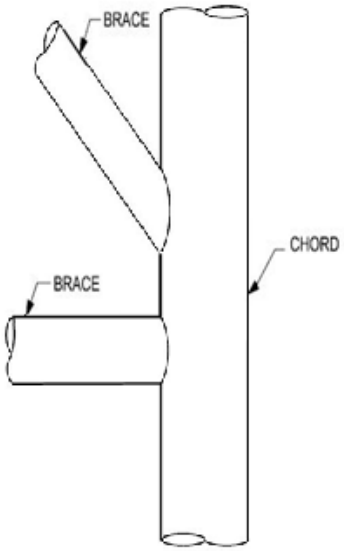
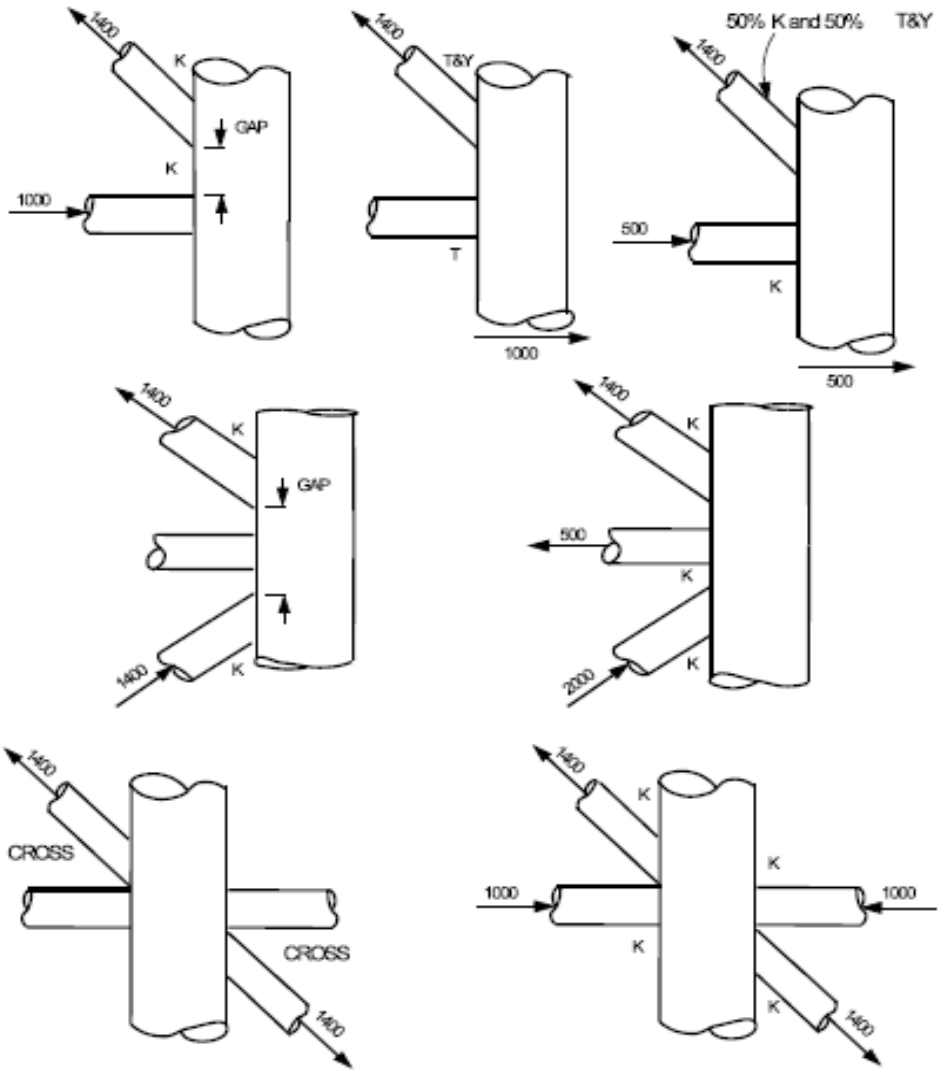


Figura 3-6- Classificação dos Membros da Junta em Chord e Brace

Definir o valor do SCF exige quatro passos básicos.

O primeiro passo é a análise estrutural e a definição dos esforços internos que agem nos membros que compõem a junta.

O segundo passo é a classificação do tipo de junta em K, Y, X ou T. De posse das forças que agem sobre os membros da junta e de sua configuração geométrica, define-se o tipo de junta, de acordo com indicado na Figura 3-7.



fonte: API [6]; pg.48 – fig. 4.3.1-1

Figura 3-7- Classificações das Juntas Tubulares

O terceiro passo é o cálculo dos parâmetros geométricos.

É importante perceber que as equações de KUANG *et al*. [16] e SMEDLEY e FISHER [17] não derivam de um mesmo estudo, como poderíamos supor. Existem as equações propostas por KUANG *et al*. [16] e existem as equações propostas por SMEDLEY e FISHER [17].

Os parâmetros abaixo, melhor observados na Figura 3-8, têm aplicação tanto nas equações de Kuang quanto nas de Smedley:

$\alpha = 2L / D$ $\tau = t / T$

$\beta = d / D$ $\xi = g / D$

$\gamma = D / 2T$

Onde:

- L = comprimento do Chord
- D = diâmetro externo do Chord
- d = diâmetro externo do Brace
- T = espessura do Chord
- t = espessura do Brace
- g = distância entre Braces externos nas juntas K – T
- g1 = distância entre o primeiro Brace externo e o Brace central nas juntas K-T
- g2 = distância entre o segundo Brace e o Brace central nas juntas K-T
- θ = ângulo entre o Chord e o Brace

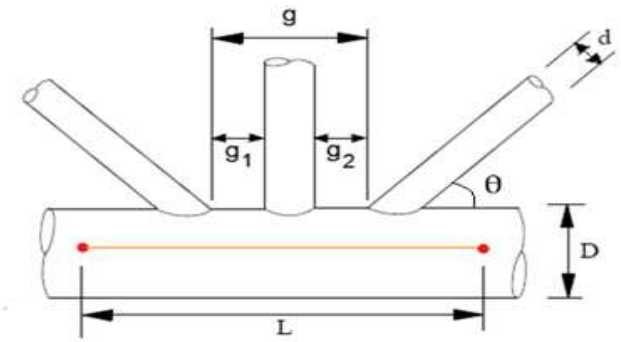


Figura 3-8- Parâmetros Geométricos da Junta

O seguinte parâmetro tem aplicação apenas nas equações de Kuang:

$$\xi_T = (g1 + g2) / D$$

Para serem válidas as equações de Kuang, temos as seguintes restrições geométricas:

$7 \leq \alpha \leq 40$
$0.2 \leq \tau \leq 0.8$
$0.3 \leq \beta \leq 0.8$
$0.02 \leq \xi \leq 1.0$
$8.3 \leq \gamma \leq 33.3$
$30° \leq \theta \leq 90°$

Os seguintes parâmetros têm aplicação apenas nas equações de Smedley:

θ_1 = maior valor dentre os valores dos ângulos agudos entre o Chord e os Braces externos nas juntas K e K-T

θ_2 = menor valor dentre os valores dos ângulos agudos entre o Chord e os Braces externos nas juntas K e K-T

θ_3 = ângulo agudo entre o Brace central e o Chord para as juntas K e K-T

As equações de Smedley possuem as seguintes restrições geométricas:

$8 \leq \alpha \leq 40$
$0.25 \leq \tau \leq 1.0$
$0.13 \leq \beta \leq 1.0$
$12 \leq \gamma \leq 32$
$30° \leq \theta \leq 90°$

O quarto passo é o cálculo do SCF propriamente dito.

No cálculo do SCF, usamos as equações de um pesquisador ou de outro de acordo com o tipo de junta e com o tipo de esforço que a estamos submetendo. Na Tabela 3.4, vemos em que casos cada equação promove resultados mais adequados e próximos do comportamento real observado experimentalmente.

Tabela 3.4 - Definição da Teoria Utilizada para Cálculo do SCF

Tipo de Esforço	Classificação da Junta			
	T,Y	K	K-T	X, CROSS
Axial	Kuang	Kuang	Kuang	Smedley
Momento no Plano	Kuang	Kuang	Smedley	Smedley
Momento Fora do Plano	Kuang	Smedley	Smedley	Smedley

Abaixo temos as equações de Kuang para cálculo dos SCFs do Chord:

$SCF_{AX/T,Y} = 1.981\ \alpha^{0.057}\ e^{-1.2\beta^3}\ \gamma^{0.808}\ \tau^{1.333}\ sen^{1.694}\theta$

$SCF_{IPB\ /\ T,Y} = 0.702\ \beta^{-0.400}\ \gamma^{0.600}\ \tau^{0.860}\ sen^{0.57}\theta$

$SCF_{OPB\ /\ T,Y} = 1.020\ \beta^{0.787}\ \gamma^{1.014}\ \tau^{0.889}\ sen^{1.557}\theta$ para $\beta \leq 0.55$

$SCF_{OPB\ /\ T,Y} = 0.462\ \beta^{-0.619}\ \gamma^{1.014}\ \tau^{0.889}\ sen^{1.557}\theta$ para $\beta > 0.55$

$SCF_{AX\ /\ K} = 1.056\ \beta^{-0.059}\ \gamma^{0.666}\ \tau^{1.014}\ \xi^{0.067} sen^{1.521}\theta$

$SCF_{IPB\ /\ K} = 1.822\ \beta^{0.060}\ \gamma^{0.380}\ \tau^{0.940}\ sen^{0.90}\theta$

$SCF_{AX\ /\ KT} = 1.830\ \beta^{0.120}\ \gamma^{0.540}\ \tau^{1.068}\ sen\theta$

Onde:

- AX = Esforço Axial;
- OPB = Momento fora do plano
- IPB = Momento dentro do plano

Equações de KUANG *et al*. [16] para SCFs dos Braces:

$SCF_{AX/T,Y} = 3.751\ \alpha^{0.120}\ e^{-1.35\beta^3}\ \gamma^{0.550}\ \tau^{1.0}\ sen^{1.940}\theta$

$SCF_{IPB\ /\ T,Y} = 1.301\ \beta^{-0.380}\ \gamma^{0.230}\ \tau^{0.380}\ sen^{0.21}\theta$

$SCF_{OPB\ /\ T,Y} = 1.522\ \beta^{0.801}\ \gamma^{0.852}\ \tau^{0.543}\ sen^{2.033}\theta$ para $\beta \leq 0.55$

$SCF_{OPB\ /\ T,Y} = 0.796\ \beta^{-0.281}\ \gamma^{0.852}\ \tau^{0.543}\ sen^{2.033}\theta$ para $\beta > 0.55$

$SCF_{AX\ /\ K} = 0.920\ \beta^{-0.441}\ \gamma^{0.157}\ \tau^{0.560}\ \xi^{0.058}\ e^{1.448}\ sen^{1.521}\theta$

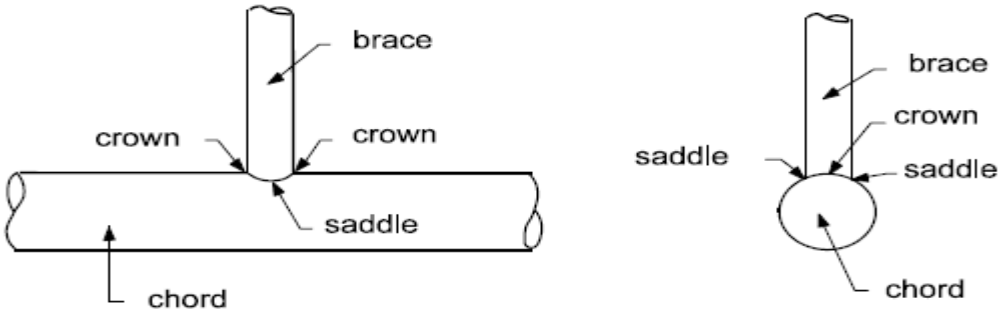
$SCF_{IPB\ /\ K} = 2.827\ \beta^{-0.350}\ \gamma^{0.350}\ sen^{0.50}\theta$

$SCF_{AX\ /\ KT} = 6.060\ \beta^{-0.360}\ \gamma^{0.100}\ \tau^{0.680}\ \xi_T^{0.126}\ sen^{0.500}\theta$ para $\theta \leq 45°$ para Braces externos da junta K-T

$SCF_{AX\ /\ KT} = 13.800\ \beta^{-0.360}\ \gamma^{0.100}\ \tau^{0.680}\ \xi_T^{0.126}\ sen^{2.880}\theta$ para $\theta > 45°$ para Braces externos da junta K-T

$SCF_{AX\ /\ KT} = 4.890\ \beta^{-0.396}\ \gamma^{0.123}\ \tau^{0.672}\ \xi_T^{0.159}\ sen^{2.267}\theta$ para Braces interno da junta K-T

No caso de utilizarmos as equações de Smedley, é necessário que saibamos qual ponto da junta estamos interessados em calcular o SCF. As equações de Smedley fornecem valores do SCF para dois pontos críticos da junta: o ponto saddle e o ponto crown. A Figura 3-9 localiza os dois pontos em uma junta genérica.



fonte: GEORGIATECH [14]; pg.138 – fig. 5.3-5

Figura 3-9- Localização dos Pontos Saddle e Crown na Junta

Seguem as equações de Smedley para os pontos de saddle dos Chords:

$SCF_{AX\ /\ T,Y} = \beta\ \gamma\ \tau\ (6.78 - 6.42\beta^{0.5})\ sen^{(1.7+0.7\beta\wedge3)}\theta$

$SCF_{OPB\ /\ T,Y} = \beta\ \gamma\ \tau\ (1.6 - 1.15\beta^{5})\ sen^{(1.35+\beta\wedge2)}\theta$

$SCF_{AX\ /\ K,KT} = [\beta\ \gamma\ \tau\ (6.78 - 6.42\beta^{0.5})] *[sen^{(1.7+0.7\beta\wedge3)}\theta_1 - (sen^{(1.7+0.7\beta\wedge3)}\theta_2)$
$(0.012\gamma)^{(2\xi/3+0.4)}*(sen\ \theta_1/\ sen\theta_2)^{1.8}]$ para $\theta_1 \geq \theta_2$ e $\theta_3 \leq 90°$

$SCF_{OPB\ /\ KT} = [\beta\ \gamma\ \tau\ (1.6 - 1.15\beta^{5})]\ [sen^{(1.35+\beta\wedge2)}\theta_1 + (sen^{(1.35+\beta\wedge2)}\theta_2)(0.016\beta\gamma)^{(\xi+0.45)}(\theta_1/$
$\theta_2)^{0.3}$ para $\theta_1 \geq \theta_2$ e $\theta_3 > 90°$

$SCF_{AX\ /\ X} = 1.7\ \beta\ \gamma\ \tau\ (2.72 - 2.28\ \beta^{2.2})\ sen^{\beta\wedge2\ *(15\ -\ 14.4\ \beta)}\theta$

$SCF_{AX\ /\ X} = \beta\ \gamma\ \tau\ (1.56 - 1.46\ \beta^{5})\ sen^{\beta\wedge2\ *(15\ -\ 14.4\ \beta)}\theta$

Seguem as equações de SMEDLEY e FISHER [17] para os pontos de crown dos Chords:

$SCF_{AX\ /\ T,Y} = X_C' + X_0\ X_C''$

Onde:

- $X_C' = [\ 0.7 + 1.37\ \gamma^{0.5}\ \tau\ (\ 1- \beta\ )]\ [\ 2\ \text{sen}^{\ 0.5}\theta - \text{sen}^3\theta]$
- $X_0 = [\ \tau\ (\ 2\ \gamma\ \beta - \tau\ )\ (\ \alpha / 2 - \beta / \text{sen}\theta)\ \text{sen}\theta] / [\ 2\ \gamma - 3]$
- $X_C'' = 1.05 + (\ 30\ \tau^{1.5} / \tau\ )\ (1.2 - \beta\ )\ (\ \cos^4\theta + 0.15)$
- $SCF_{AX\ /\ K,\ KT} = 1.1\ \gamma^{0.65}\ (\ \tau\ \text{sen}\theta_1 / \text{sen}^{0.5}\theta_2\ )\ (\ 2\ \xi\ )^{0.05/\beta}\ (1.5\ \beta^{0.25} - \beta^2\ )$ para $\theta_1 \geq \theta_2$ e $\theta_3 \leq 90°$
- $SCF_{IPB\ /\ K,\ KT,\ T,\ Y,\ X} = 0.75\ \gamma^{0.60}\ (1.6\ \beta^{0.25} - 0.7\ \beta^2)\ \text{sen}^{1.5-1.6\beta}\ \theta$

Para a definição dos SCFs do Brace, SMEDLEY e FISHER [17] propõe a relação entre o SCF calculado para o Chord e o SCF do Brace:

$$SCF_{BRACE} = 1 + 0.63\ SCF_{CHORD}$$

O programa GTSTRUDL [4] calcula, automaticamente, os fatores de concentração de tensão utilizando as equações de KUANG *et al*. [16] e SMEDLEY e FISHER [17].

Cabe ressaltar que não existem somente estas equações para cálculo do SCF. Existem também as equações propostas pelos pesquisadores EFTHYMIOU [18] e WORDSWORTH [19].

Podemos também definir o SCF utilizando o Método dos Elementos Finitos ou a Fotoelasticidade.

3.2.8. Método de Davisson e Robinson para Cálculo do Comprimento Equivalente de Engastamento de Estacas

Ao desenvolvermos um modelo de análise estrutural, procuramos fazer com que este simule o comportamento real da estrutura. Quando uma estaca está cravada no solo, sua resposta estrutural depende também da reação do solo aos esforços a que ambos estão submetidos. Portanto, para obtermos a resposta estrutural do modelo equivalente à estrutura real, devemos inserir no modelo a resposta do solo às solicitações estruturais.

DAVISSON e ROBINSON [20] estabeleceram que é possível considerarmos que uma estaca cravada no solo tem o mesmo comportamento estrutural que teria uma estaca equivalente, engastada e de menor profundidade.

Para tal, é necessário considerar as características do solo, as propriedades geométricas da seção da estaca estudada e as propriedades do seu material. De acordo com esta teoria, o comprimento de engastamento seria, para solos arenosos, igual a:

$$Leng = 1{,}8\ x\ (EI\ /nh)^{1/5}$$

Onde:

- nh – resistência lateral do solo;
- E – módulo de elasticidade do material da estaca;
- I – Inércia da seção geométrica na estaca;

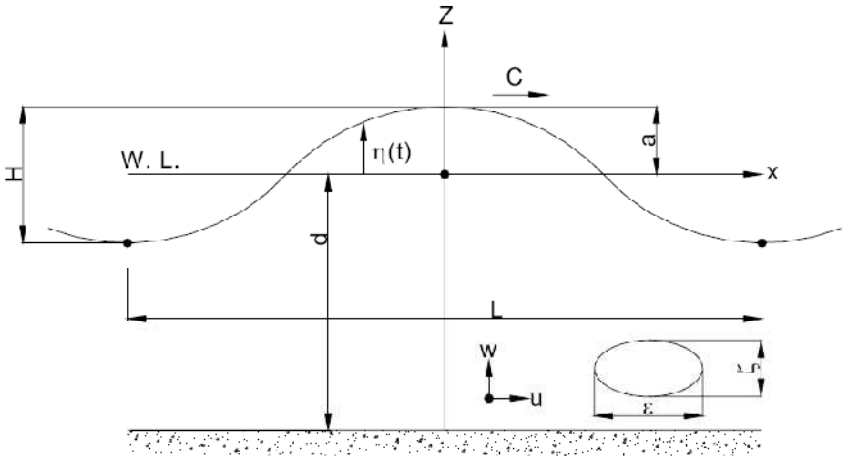
No nosso modelo de análise de fadiga, utilizamos este artifício de cálculo e simulamos as estacas de acordo com seu comprimento equivalente. Isso nos ajudou a diminuir o tempo de cada análise. Na análise estática, o solo foi modelado pelo programa GTSTRUDL [4] e cada estaca possuía comprimento definido na fase de pré-dimensionamento dos membros. Esta modelagem é feita pelo programa SOILGEN, onde o usuário insere as características de cada camada do solo e define os parâmetros de cálculo que deseja que sejam adotados pelo programa.

3.2.9. Teoria de Stokes para Modelagem de Ondas

Após o levantamento de campo definir as características das ondas que ocorrem no local onde será instalada a estrutura, é necessário determinar a velocidade de suas partículas e suas respectivas acelerações, para posteriormente calcularmos os esforços utilizando a equação de Morison [15].

Há duas maneiras de estudarmos o movimento das partículas em um fluido. A primeira é fixarmos nossa observação em um dado ponto do espaço e verificar como variam as velocidades e acelerações das partículas passantes nesse ponto fixo, com o tempo. A segunda é fixarmos a nossa observação em uma partícula e verificarmos o que ocorre em relação a sua velocidade e aceleração conforme ela varia sua posição. A primeira forma corresponde a tirar uma foto da onda (Representação Euleriana). A segunda forma corresponde a filmar o movimento das partículas (Representação Lagrangiana).

Existem várias teorias que procuram representar matematicamente os parâmetros das ondas: a sua forma, velocidade, etc. A teoria mais simples é a Teoria de AIRY [21], onde várias hipóteses simplificadoras são adotadas: fuido homogêneo e incompressível, fluido ideal, tensão superficial desprezível, amplitude de onda pequena, uma onda não interage com outra, etc. Mas há teorias mais complexas onde várias hipóteses simplificadoras são abandonadas.



fonte: GEORGIATECH [22]; pg.394 – fig. 11.1

Figura 3-10- Parâmetros Principais de uma Onda

Os parâmetros adotados nos cálculos podem ser observados na Figura 3-10, onde:

- η(t) – forma da onda
- L ou λ – comprimento da onda
- T – período da onda
- d – profundidade
- x – abscissa. Origem na crista
- t – tempo
- z – coordenada vertical. Origem na linha d'água. Negativo para baixo
- c – cerelidade da onda (velocidade)
- u - velocidade horizontal da partícula
- w - velocidade vertical da partícula
- α_x – aceleração horizontal da partícula
- α_z – aceleração vertical da partícula
- ε - deslocamento horizontal da partícula
- ζ - deslocamento vertical da partícula
- a – amplitude da onda
- H – altura da onda

No nosso projeto, foi adotada para a modelagem das ondas a teoria de STOKES [23] de quinta ordem, e suas equações são:

$$\eta = \frac{1}{k}\sum_{n=1}^{5} Fn\,.\cos n\,(kx - wt)$$

Onde:

F_1=a;

F_2=a^2 F_{22}+a^4 F_{24};

F_3=a^3 F_{33}+a^5 F_{55};

F_4 =a^4 F_{44};

F_5 = a^5F_{55}

SKJELBREIA e HENDRICKSON [24] aprofundaram o estudo e refinaram os parâmetros de perfil de onda, velocidade, freqüência e pressão. Nas Tabelas 3.5 a 3.7, podemos observar os valores de parâmetros que os estudos [24] sugerem para a modelagem de ondas.

Com F22, F24, F33, F44 e F55 representando parâmetros da onda dependentes de kh, e a um parâmetro de altura de onda de acordo com a equação:

$$kh = 2\,[a + a^3\,F_{33} + \,a^5\,(F_{35} \,+\, F_{55})]$$

Tabela 3.5 - Valores dos Parâmetros do Perfil de Onda

H/λ	**F_{22}**	**F_{24}**	**F_{33}**	**F_{35}**	**F_{44}**	**F_{55}**
0.10	3.892	-28.61	13.09	-138.6	44.99	163.8
0.15	1.539	1.344	2.381	6.935	4.147	7.935
0.20	0.927	1.398	0.996	3.679	1.259	1.734
0.25	0.699	1.064	0.630	2.244	0.676	0.797
0.30	0.599	0.893	0.495	1.685	0.484	0.525
0.35	0.551	0.804	0.435	1.438	0.407	0.420
0.40	0.527	0.759	0.410	1.330	0.371	0.373
0.50	0.507	0.722	0.384	1.230	0.344	0.339
0.60	0.502	0.712	0.377	1.205	0.337	0.329

fonte: SKJELBREIA e HENDRICKSON [24]

Tabela 3.6 - Valores dos Parâmetros de Velocidade

H/λ	G_{11}	G_{13}	G_{15}	G_{22}	G_{33}	G_{35}	G_{44}	G_{55}
0.10	1.000	-7.394	-12.73	2.996	5.942	-121.7	7.671	0.892
0.15	1.000	-2.320	-4.846	0.860	0.310	2.843	-0.167	-0.257
0.20	1.000	-1.263	-2.266	0.326	-0.017	1.093	-0.044	0.006
0.25	1.000	-0.911	-1.4415	0.154	-0.030	0.440	-0.005	0.005
0.30	1.000	-0.765	-1.077	0.076	-0.020	0.231	0.002	0.001
0.35	1.000	-0.696	-0.925	0.038	-0.012	0.152	0.002	0.000
0.40	1.000	-0.662	-0.850	0.020	-0.006	0.117	0.001	0.000
0.50	1.000	-0.635	-0.790	0.006	-0.002	0.092	0.000	0.000
0.60	1.000	-0.628	0.777	0.002	-0.001	0.086	0.000	0.000

fonte: SKJELBREIA e HENDRICKSON [24]

Tabela 3.7 - Valores de Freqüência e Pressão

h/λ	C_1	C_2	C_3	C_4
0.10	8.791	383.7	-0.310	-0.060
0.15	2.646	19.82	-0.155	0.257
0.20	1.549	5.044	-0.082	0.077
0.25	1.229	2.568	-0.043	0.028
0.30	1.107	1.833	-0.023	0.010
0.35	1.055	1.532	-0.012	0.004
0.40	1.027	1.393	-0.007	0.002
0.50	1.008	1.283	-0.001	~0
0.60	1.002	1.240	-0.001	~0

fonte: SKJELBREIA e HENDRICKSON [24]

As velocidades horizontal (u) e vertical (v) são dadas pelas seguintes expressões:

$$u = \frac{w}{k} \sum_{n=1}^{5} G_n \frac{\cosh nky}{senh\, nkh} \cos n\,(kx - wt)$$

$$v = \frac{w}{k} \sum_{n=1}^{5} G_n \frac{senh\, nky}{senh\, nkh}\; sen\, n\,(kx - wt)$$

Onde:

$G_1 = aG_{11} + a^3\, G_{13} +\, a^5 G_{15}; \quad G_2 = 2\,(a^2\, G_{22} +\, a^4 G_{24});$

$G_3 = 3\,(a^3\, G_{33} +\, a^5 G_{35}); \quad G_4 = 4\, a^4\, G_{44}; \quad G_5 = 5\, a^5\, G_{55};$

G_{11}, G_{13} etc representam parâmetros da velocidade de onda dependentes de kh, cujos valores estão apresentados na Tabela3.6.

A relação entre w e k, é definida como sendo igual a:

$$w^2 = g\, k\, (\, 1 +\, a^2\, C_1 +\, a^4\, C_2)\, \tanh kh$$

Onde C_1 e C_2 são parâmetros de freqüência, conforme estão na Tabela 3.7..

A velocidade de onda (C) é determinada como na Teoria de Airy $\left[C = \frac{w}{k}\right]$

$$C = \left[\frac{g}{k}\,(1 +\, a^2\, C_1 +\, a^4\, C_2)\tanh kh\right]^{1/2}$$

Quanto as acelerações horizontais (a_x) e verticais (a_y):

$$a_x = \frac{\partial u}{\partial t} +\, u\,\frac{\partial u}{\partial x} + v\,\frac{\partial u}{\partial y}$$

$$a_y = \frac{\partial v}{\partial t} +\, u\,\frac{\partial v}{\partial x} + v\,\frac{\partial v}{\partial y}$$

Escrevendo os coeficientes de velocidade como:

$$U_n =\, G_n\,\frac{\cosh nky}{senh\, nkh}$$

$$V_n =\, G_n\,\frac{\operatorname{senh} nky}{senh\, nkh}$$

As expressões para as acelerações podem ser redefinidas como:

$$a_x = \frac{kC^2}{2}\sum_{n=1}^{5} R_n\, sen\, n\,(kx - wt)$$

$$a_y = -\,\frac{kC^2}{2}\sum_{n=1}^{5} S_n\, cos\, n\,(kx - wt)$$

Onde R_n e S_n são dados em função de U_n e V_n Tabela 3.6

A pressão (p) exercida pela onda é definida pela equação:

$$p = \frac{w}{k}\, u - \frac{1}{2}\, \rho\, (u^2 + v^2) - \frac{\rho g}{k} (a^2 C_3 + a^4\, C_4 + ky')$$

Onde y' = y-h e C_3, C_4 são parâmetros de pressão apresntados na Tabela 3.7.

3.2.10. Equação de Morison para Determinação das Forças de Onda

A Equação de Morison [15] representa um método semi-empírico para cálculo da força gerada pela passagem das ondas por colunas. Sua fórmula pode ser escrita como:

$$F = \frac{1}{2}\, \rho D C_d\, u\, |u| + \rho\, \frac{\pi D^2}{4}\, (1 + C_a) \frac{du}{dt}$$

Onde:

F = força por unidade de comprimento;

u = velocidade do fluido;

Cd = coeficiente de arrasto;

Ca = coeficiente de massa;

D = diâmetro do tubo;

ρ = densidade do líquido;

A princípio, a equação destina-se às colunas de seção circular. Mas, alterando-se os coeficientes devidamente, podemos aplicar a equação para elementos estruturais de outras seções. No nosso caso, não há necessidade de alteração dos parâmetros, posto que os elementos da jaqueta são tubulares.

Os parâmetros de Cd e Ca são definidos de acordo com as prescrições da API [6].

O programa GTSTRUDL [4] calcula as forças de onda, automaticamente, utilizando as teorias acima descritas: de Stokes 5ª Ordem e de Morison;

3.3. Programa GTSTRUDL

3.3.1. Introdução ao Programa GTSTRUDL

O programa utilizado para a geração e análise deste modelo foi o GTSTRUDL [4], programa internacionalmente adotado no segmento *offshore*, e que também possui forte uso em projetos de estruturas metálicas em geral.

Este programa foi escolhido por possuir uma maior variedade de ferramentas em modelagem de carregamentos ambientais e modelagem do solo. Além disso, o programa apresenta uma série de comandos específicos para análise de vida à fadiga.

3.3.2. Dados de Entrada e descrição das cargas ambientais de onda e de corrente – resumo dos programas WINSELOS e GTSELOS

Os dados ambientais foram fornecidos pelo estudo Metaoceanográfico contido no Anexo 4.

Os programas WINSELOS e GTSELOS são as ferramentas computacionais do Sistema GTSTRUDL[4] para modelagem da carga de ondas.

O primeiro passo para a modelagem das cargas de onda é rodarmos no programa GTSTRUDL [4] o modelo da estática com comandos específicos que gerarão arquivos de entrada para o programa WINSELOS, com a geometria do modelo.

De posse destes arquivos, acessamos o programa WINSELOS e inserimos:

- Os parâmetros geométricos das ondas;
- As unidades a serem adotadas nos cálculos e nos resultados a serem gerados;
- A direção de incidência de cada onda;
- A teoria de onda a ser adotada nos cálculos;
- As propriedades de flutuabilidade dos membros estruturais;

Ao rodarmos este modelo no WINSELOS, é criado um arquivo tipo SEL com as características de flutuabilidade de todos os membros da plataforma e todas as características das ondas a incidirem nela.

O próximo passo é executar o *software* GTSELOS, fornecendo o arquivo SEL como arquivo de entrada. Ao rodar o GTSELOS, é gerado um arquivo tipo LDS onde estão contidas as forças de onda de cada onda incidente na plataforma. Estas forças são calculadas de acordo com a teoria de Morison.

Para aplicarmos as forças de onda, inserimos no modelo estrutural do GTSTRUDL [4] o comando “READ WAVE LOADS <NOMEDOARQUVIO>.LDS”. O programa identificará as cargas de onda contidas no arquivo e listará todas as cargas lidas corretamente. Cada onda definida no WINSELOS gera uma carga de onda. A partir de então, podemos trabalhar com as cargas de ondas da mesma maneira que fazemos com as outras cargas de diferentes origens.

3.3.3. Descrição da Modelagem Computacional para a Análise de Fadiga

Segue o resumo dos passos realizados para criação do modelo da análise de fadiga.

Inserimos os dados referentes à geometria do modelo: coordenadas dos nós e a incidência dos membros. Fornecemos as propriedades estruturais dos membros e dos materiais de acordo com o modelo da estática. Montamos a matriz de rigidez global com estas propriedades. Aplicamos somente o carregamento de onda, pois só ele gera variação da tensão nos membros. Desta forma, garantimos que todos os 16 modelos estruturais do estudo estão recebendo a mesma variação de força em seus membros.

Após a montagem da matriz de rigidez, alteramos os parâmetros da junta. Assim, os cálculos dos SCFs e, conseqüentemente, da vida útil, foram desenvolvidos para as diferentes juntas submetidas às mesmas variações de forças, o que garante o caráter paramétrico do nosso estudo.

A descrição das características geométricas dos membros que influenciam na vida à fadiga está pormenorizada no Capítulo 4, no item 4.2.

3.3.4. Comandos de Fadiga GTSTRUDL

Seguem os comandos utilizados na análise de fadiga:

JOINT COORDINATES

Define os nomes das juntas e suas coordenadas x, y e z. Informa também se a junta é ou não apoio estrutural.

MEMBER INCIDENCE

Define os nomes dos membros e sua incidência.

MEMBER RELEASE

Define a posição de eventuais rótulas.

MEMBER PROPERTIES

Insere as características geométricas e estruturais dos membros.

JOINT TIES

Define as juntas MASTER e SLAVE. Quando dizemos que uma junta é um nó escravo (SLAVE), obrigamos que seus deslocamentos sejam iguais aos deslocamentos do nó mestre (MASTER).

SLAVE RELEASE

Libera os deslocamentos no nó SLAVE na direção indicada.

CONSTANTS

Insere valores de constantes que serão utilizadas nos cálculos.

READ WAVE LOADS FOR FATIGUE NEW FROM FILE 'PGUB1FAD.LDS'

Lê as cargas de onda do arquivo tipo LDS.

STORE S-N DATA YIELD STRESS 34.5

Define o inicio dos dados que descrevem a curva S-N adotada.

END OF S-N DATA

Define o final dos dados que descrevem a curva S-N adotada.

ASSEMBLE FOR FATIGUE

Monta a matriz de rigidez do modelo. Esta matriz é calculada com as propriedades dos membros fornecidas no comando MEMBER PROPERTIES. Caso haja alteração posterior das propriedades dos membros, se quisermos que a matriz de rigidez possua as novas características estruturais, este comando deve ser novamente executado.

CHANGE

Possibilita alterar as propriedades dos membros fornecidas previamente.

ADDITIONS

Confirma a alteração dos dados inseridos no comando CHANGE.

UNITS

Possibilita definir ou alterar as unidades utilizadas nos cálculos.

FATIGUE MEMBER

Define quais membros devem ser considerados para cálculo do SCF como Brace.

SCF VARIABLE EQUATIONS KUANG SMEDLEY MIN SCF 1.8

Define que os fatores de concentração de tensão devem ser calculados utilizando as equações de Kuang e Smedley. Estipula que deve ser adotado no cálculo o valor mínimo de 1.8, caso o SCF calculado seja menor que este.

CHORDS FOR FATIGUE AUTOMATIC APIWSD20 CLASSIFICATION JOINTS

Define que as juntas devem ser classificadas de acordo com a API para o cálculo do SCF.

COMPUTE FATIGUE LIFE DISCRETE BASE PERIOD 31536000

Calcula a vida útil das juntas. É necessário que se diga o período básico de atuação do carregamento de ondas, em segundos, para o cálculo da vida útil. No nosso caso, escolhemos fornecer como base de cálculo um ano.

O valor da vida útil será calculado como um múltiplo do período base definido no comando.

3.3.5 – Dados de Output da Análise de Fadiga

PRINT FATIGUE DATA

Insere no arquivo de saída do programa todos os dados de entrada do modelo. Isto possibilita checá-lo e garantir que não há erros.

LIST FATIGUE LIFE INCREASING RELATIVE TO 20.0

Insere no arquivo de saída todos os resultados da análise realizada pelo comando COMPUTE FATIGUE LIFE. O parâmetro 20 informa o tempo de vida útil esperado para as juntas. Caso o cálculo indique valor menor que o indicado, o programa lista as juntas que não possuem o comportamento desejado.

4. MODELO COMPUTACIONAL UTILIZADO

O modelo estrutural utilizado na Análise Estática, do tipo pórtico espacial, é constituído pelas estruturas principais do convés e da jaqueta, pelos acessórios da jaqueta (ancoradouro, *risers*, etc.), pelas estacas e pelo solo, representado pelas curvas P-Y, T-Z e Q-U. O comportamento não-linear, físico e geométrico (efeito P-λ) do solo é considerado através do cálculo iterativo efetuado pelo programa GTSTRUDL [4].

O modelo estrutural utilizado na Análise de Fadiga é basicamente o mesmo da Análise Estática, exceto pela fundação. Optou-se por representar a fundação por estacas simuladas, ligadas à jaqueta e ao condutor no *mudline*. Esta alteração tem por objetivo a diminuição do tempo da análise computacional. Caso simulássemos o solo simultaneamente à análise da vida à fadiga, o tempo gasto em cada análise computacional seria muito longo (cerca de quatro horas), o que inviabilizaria nosso estudo paramétrico. A fim de representar de forma realista a rigidez do conjunto solo + estacas + estrutura da jaqueta, no lugar das estacas do modelo estático, foram utilizados no modelo de fadiga, membros de mesma inércia e comprimento equivalente ao comprimento de engastamento das estacas originais. Este comprimento foi calculado com base na teoria de DAVISSON e ROBINSON [20] vista no Capítulo 3. Finalmente, todos os graus de liberdade dos nós da base destes membros foram restritos, caracterizando o engaste na base do comprimento equivalente.

O convés possui três níveis, com estrutura semelhante à das plataformas simplificadas. Foi representado no modelo por sua estrutura principal, sendo as chapas, grades e vigas de piso consideradas somente como cargas.

A estrutura da jaqueta é do tipo trípoda, consistindo de um Tubulão Caisson de 1118 mm (44”), que suporta o convés, contraventado por 2 Luvas de 991mm (39”) e pelas diagonais de 508mm (20”). Foi modelada por todos os seus elementos tubulares, considerando a contribuição das estacas internas às Luvas e ao Caisson.

Os condutores e os *risers* foram modelados de modo a transferir as cargas de onda para a plataforma, sem, no entanto, contribuir na rigidez global da estrutura. Para tal, utilizou-se o comando JOINT TIES nas ligações com a estrutura. Para melhor compreensão do comando, ver Capítulo 3.

O ancoradouro é do tipo padrão, de três níveis, projetado para as plataformas simplificadas, tendo sido incluído no modelo.

4.1. Unifilares do Modelo

A Figura 4-1, está apresentada uma perspectiva do modelo Unifilar. Os demais unifilares do modelo estão no Anexo 6 – Unifilares Modelo Estrutural.

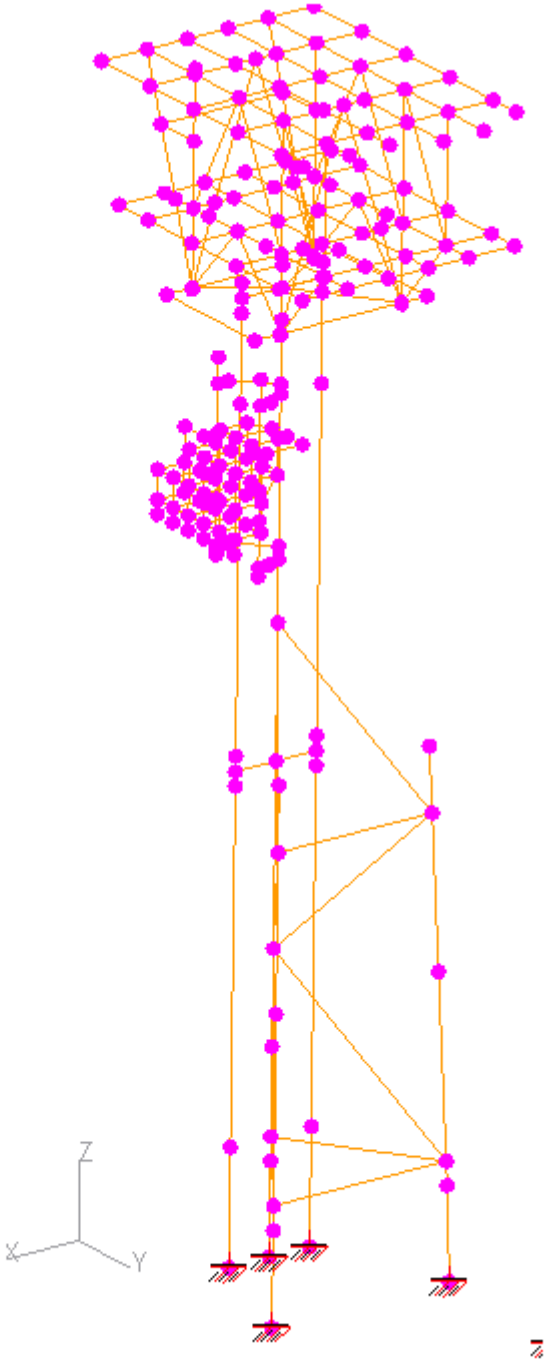


Figura 4-1- Isométrico da Estrutura Modelada

4.2. Propriedades Geométricas

As propriedades adotadas para os membros no modelo são, em geral, as dos trechos centrais, exceto na zona de transição (ZDT). Define-se zona de transição (ZDT) como sendo o trecho onde há variação no nível d'água devido às marés e às ondas. Ora este trecho da estrutura está submerso, ora não. Esta variação permite o surgimento de uma série de organismos aderidos aos membros. Além disso, a corrosão nestes trechos é extremamente acentuada.

Na zona de transição (ZDT) a espessura dos membros foi reduzida em 6,3 mm, para efeito de rigidez e de verificação de tensões. Esta diminuição da espessura procura representar a corrosão acentuada presente na ZDT, de acordo com o recomendado pela API [8].

4.2.1. Propriedades do Tubulão Caisson e Luvas da Jaqueta

Conforme as análises foram sendo desenvolvidas, houve necessidade de considerações particulares sobre as propriedades geométricas dos tubos que compõem a estrutura da jaqueta. No nosso modelo de estudo, há presença de juntas grauteadas de tubo duplo.

Para que este conjunto (tubos + graute) possa ser simulado corretamente pelo programa GTSTRUDL [4], as normas técnicas internacionais recomendam que se substitua o conjunto por elementos com propriedades estruturais equivalentes às do conjunto. Cabe salientar que, conforme o tipo de verificação estrutural a ser desenvolvido, a fórmula de cálculo das propriedades estruturais dos membros equivalentes varia.

A seguir, vemos o cálculo das propriedades estruturais dos membros grauteados da jaqueta, para as diferentes verificações estruturais desenvolvidas neste estudo.

4.2.1.1. Propriedades da Análise Estática – Deslocamentos e Esforços da Estrutura

Para a determinação dos deslocamentos e esforços na estrutura, foram consideradas propriedades das seções das pernas da jaqueta e das estacas considerando o graute somente como elemento de ligação. Portanto, o graute não influencia na rigidez dos membros equivalentes. Assim sendo, os membros do modelo que simulam o conjunto possuem seção transversal tubular calculada da seguinte forma:

$$\text{Área}_{\text{TUBOEQUIV}} = \text{Área}_{\text{TUBOEXTERNO}} + \text{Área}_{\text{TUBOESTACA}} = [\pi\,(\text{Deq}^2 - d^2)] / 4$$

$$\text{Inércia}_{\text{TUBOEQUIV}} = \text{Inécia}_{\text{TUBOEXTERNO}} + \text{Inércia}_{\text{TUBOESTACA}} = [\pi\,(\text{Deq}^4 - d^4)] / 64$$

Onde:

- Deq = diâmetro externo do tubo equivalente
- d = diâmetro interno do tubo equivalente

Tabela 4.1 – Propriedades Equivalentes Tubos + Graute – Caisson – Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura

TUBO44	TUBO30	Área TUB44	Inércia TUB44	Área TUB30	Inércia TUB30	Área TOTAL	Inércia TOTAL	d	Deq	teq
44"X 1,25"	30"x 1,0"	1292,066	1884432,8	578	393461	1870,887	2277882	92,46	104,55	6,05
43,5"X 1,00"	30"x 1,0"	1070,388	1542240,4	578	393461	1649,209	1935690	91,32	102,17	5,43

A densidade destes membros foi alterada de modo a considerar também o peso da cimentação:

Tabela 4.2 – Densidades Equivalentes – Caisson - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura

TUBO	Local	Área membro	Área conjunto	Área graute	DenEquiv
44"X 1,5"	Fora da ZDT	-	1871	7939	180,34
43,5"X 1,25"	ZDT(*)	1346	1649	7939	194,030

(*) Na ZDT foi considerado o peso do tubo de 44" sem corrosão e a densidade equivalente em relação à área reduzida da espessura de corrosão. Assim, trabalhamos a favor da segurança, pois aumentamos o peso e diminuímos a área da seção equivalente do tubo.

Tabela 4.3 – Propriedades Equivalentes Tubos + Graute – Luvas - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura

TUBO39	TUBO30	Área TUB39	Inércia TUB39	Área TUB30	Inércia TUB30	Área TOTAL	Inércia TOTAL	d	Deq	teq
39"X 0,75"	30"x 1,0"	580	685434	578	393461	1158	1078895	81,95	90,39	4,32

A densidade destes membros foi alterada de modo a considerar também o peso da cimentação:

Tabela 4.4 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Deslocamentos e Esforços na Estrutura

TUBO	Local	Área conjunto	Área graute	DenEquiv
39"X 0,75"	Fora da ZDT	1158	6555	214,35

Não existem membros das luvas na ZDT.

Seguem os dados de entrada do modelo:

```
$
$ -----------------
  MEMBER PROPERTIES
$ -----------------
$
$  ESTACAS SIMULADAS
$
10 25 30 1000 2000   PIPE OD 76.2 THICK 2.54
$
$ JAQUETA
$
$
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$ SOMA DAS AREAS E INERCIAS
$
1 11 15 20 21 31  PIPE OD 104.55 THICKNESS 6.05 $ 44 X 1,5 + 30X1,00
41 51 61 71       PIPE OD 102.17 THICKNESS 5.43 $ ZDT - 43,5 X 1,25 + 30X1,00
81                PIPE OD 104.55 THICKNESS 6.05 $ 44X1,5 + 30X1,00
91                PIPE OD 111.76 THICKNESS 3.81 $ 44X1,5
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 32 33 PIPE OD 90.39 THICKNESS 4.32 $ 39X0,75 + 30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.43 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

4.2.1.2. Propriedades da Análise Estática – Puncionamento

Para verificação de tensões de puncionamento foi considerada uma seção de espessura equivalente dada por:

$$Teq = [\ (Text^3 + Tint^3) / Text\ ]^{1/2}$$

Onde:

- Teq = espessura equivalente do tubo que no modelo simulará o conjunto real (tubos + graute);
- Text = espessura do tubo externo;
- Tint = espessura do tubo interno;

Caisson

Tabela 4.5 – Densidades Equivalentes – Caisson - Rodada Estática Puncionamento

T44	T30	Teq	1,7 x T44	Tadotada	Posição
3,81	2,54	4,34	6,48	4,34	Fora da ZDT
3,18	2,54	3,90	5,40	3,90	ZDT

Luvas

Tabela 4.6 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Puncionamento

T39	T30	Teq	1,7 x T39	Tadotada	Posição
1,91	2,54	3,50	3,24	3,24	NÓ SUP
2,54	2,54	3,59	4,32	3,59	NÓ INF

Dados de entrada do modelo:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34      $ 44X1,5 + 30X1,0
41 51 61 71 PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90            $ ZDT - 43,5X1,0 + 30X1,0
81 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34                     $ 44X1,5 + 30X1,00
91 PIPE OD 111.8 THICKNESS 3.81                     $ 44X1,5
$
$ LUVAS
22 23 32 33 PIPE OD 99.06 THICKNESS 3.24  $ 39X0.75 + 30X1,00
2 3 12 13 PIPE OD 100.3 THICKNESS 3.59  $ 39.5X1.00 + 30X1,00
$
```

4.2.1.3. Propriedades da Análise de Fadiga

Para verificação da vida útil da estrutura, foi considerada uma seção de espessura equivalente dada pela equação 4.5-1 da API [6]:

$$Teq = (Text^2 + Tint^2)^{1/2}$$

Onde:

- Teq = espessura equivalente do tubo que no modelo simulará o conjunto real (tubos + graute);
- Text = espessura do tubo externo;
- Tint = espessura do tubo interno;

Esta equação é específica para simulação de propriedades equivalentes de tubos grauteados.

Tabela 4.7 – Densidades Equivalentes – Luvas - Rodada Estática Puncionamento

T39	T30	Teq
1,91	2,54	3,18

Dados de entrada do modelo:

```
$ LUVAS

2 3 12 13 22 23 25 30 32 33 PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 + 30X1,00
```

4.3. Modelagem da Interação Solo-Estrutura:

O modelo da Análise de Fadiga é basicamente o mesmo da Análise Estática, exceto a fundação. Optou-se por representar a fundação por estacas simuladas, ligadas à jaqueta e ao condutor no nível do solo. O comprimento dos membros que simulam as estacas foi determinado pela expressão proposta por DAVISSON e ROBINSON [20]:

$$Leng = 1,8 \times (EI / nh)^{1/5}$$

Onde:

nh = 15000 kN/m^3 (areia) E = 2,1 x10^8 kN/m^2

I = 393461 cm^4 = 39,3461 x 10^{-4} m^4 (ϕ 762 x 25mm)

Leng = 4,01 = 4,00 m

Estes valores foram adotados de acordo com os dados de sondagem da região de implantação da plataforma.

Esta opção foi determinada devido ao fato que a análise de fadiga leva um tempo considerável para ser feita – em torno de 50 minutos. Caso adicionássemos a modelagem do solo com as curvas P-Y, como foi feito na Análise Estática, o tempo de processamento dos dados aumentaria consideravelmente, chegando a quatro horas. Isto inviabilizaria, na prática, o estudo paramétrico que propomos neste trabalho, uma vez que, como será visto no Capítulo 5, são necessárias 16 análises para a conclusão do estudo.

4.4. Carregamentos

Os carregamentos que efetivamente geram danos de fadiga são os carregamentos cíclicos. Apenas eles geram variações de tensões nos membros da plataforma. Portanto, na Análise da Fadiga, os carregamentos atuantes na estrutura serão apenas os carregamentos de onda, uma vez que são os únicos variáveis.

4.4.1. Carregamentos de Onda

Os dados das ondas incidentes foram obtidos do relatório Metaoceanográfico contidos no Anexo 4.

Os perfis de velocidades e de acelerações das partículas da água foram obtidos empregando a teoria de onda mais aplicável, conforme já descrito no Capitulo 3. No nosso caso, a teoria de onda que se mostrou mais aplicável foi a Teoria de Stokes 5ª Ordem [23].

Na Análise Estática, é importante determinarmos a carga máxima de onda. Isto significa determinarmos qual onda dentre as fornecidas pelos “Dados Metaoceanográficos” gera maiores esforços na plataforma.

Entretanto, na Análise de Fadiga, nos interessa a contribuição dos esforços de todas as ondas a que a plataforma está submetida, uma vez que todas as ondas produzem variações de tensão nos membros e contribuem para o aumento do dano.

As ondas foram divididas de acordo com sua altura e período. Resultaram em 11 blocos e quatro direções de incidência. O dano calculado para cada bloco foi acumulado pela regra de MINER [7], de acordo com o percentual de incidência do bloco durante o período de tempo base.

Considerando a vida útil prevista para a plataforma de 20 anos, a vida à fadiga mínima requerida para as juntas da jaqueta é determinada pelos fatores de segurança apresentados na Tabela 4.8:

Tabela 4.8 – Vida a Fadiga Mínima

Localização das juntas	Fator de Segurança = Vida Fadiga / Vida Útil	Vida à Fadiga Mínima
Acima da ZDT	2,0	40 ANOS
Na ZDT e abaixo	3,0	60 ANOS

O motivo pelo qual adotamos um fator de segurança maior para as juntas localizadas na ZDT ou abaixo dela é que nessas regiões há necessidade de mergulhadores para avaliação da integridade estrutural. Na região acima da ZDT a inspeção pode ser feita com maior facilidade.

4.4.1.1. Direções de Incidência de Onda

As ondas foram consideradas incidindo nas direções indicadas na Figura 4-2.

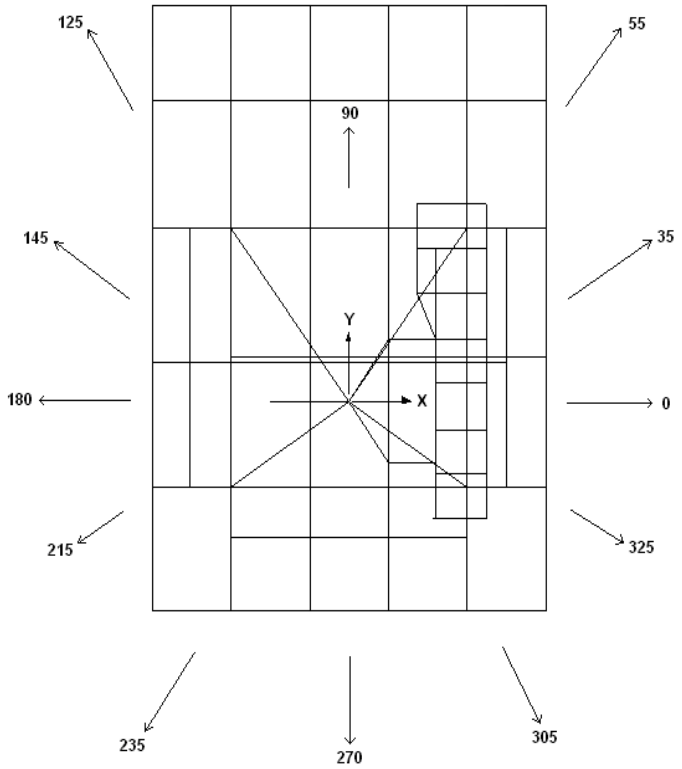


Figura 4-2- Direção da Incidência das Ondas

Na orientação adotada para a plataforma, a direção do Norte verdadeiro é obtida girando-se 90º o eixo X global no sentido horário, conforme mostrado no croquis apresentado na Figura 4-3.

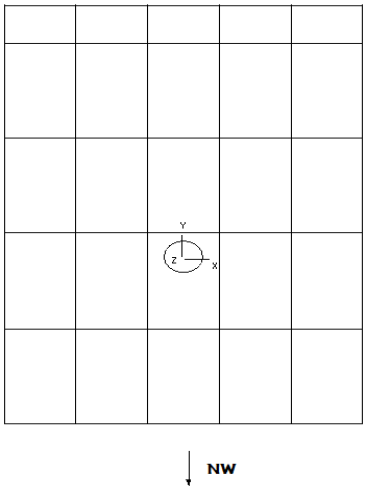


Figura 4-3- Orientação da plataforma em relação ao Norte verdadeiro

Para a Análise de Fadiga, o percentual de ocorrência de ondas por direção apresentado no relatório Metaoceanográfico foi agrupado em quatro direções, somando-se as de menor valor às direções de maior percentual opostas. Assim sendo, teremos os seguintes percentuais de ocorrência por direções fornecidos na Tabela 4.9 e indicados na Figura 4-4.

Tabela 4.9 – Percentual de Ocorrência de Acordo com a Direção de Incidência das Ondas

Direção de Incidência	Percentual de Ocorrência
0º (E)	64,8%
45º (NE)	24,6%
90º (N)	2,8 %
315º (SE)	7,8 %

Obs: As direções de incidências nesta tabela são referentes aos Eixos Globais do GTSTRUDL [4] e ao Norte de projeto e **indicam para onde vão as ondas**.

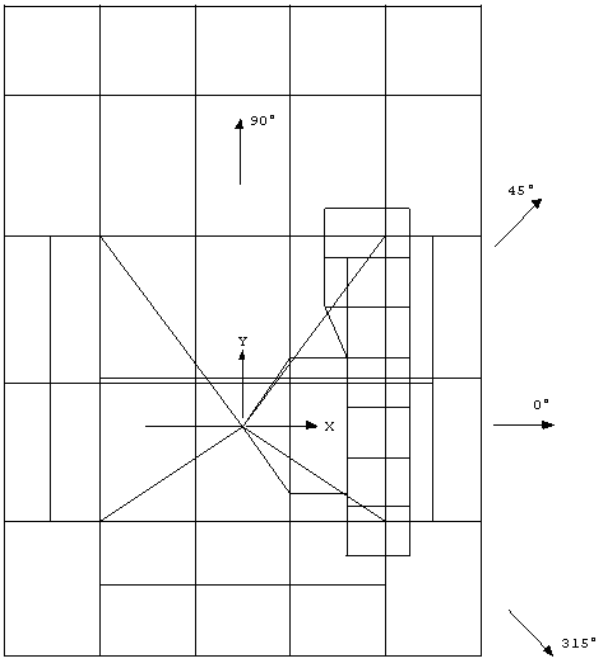


Figura 4-4- Direção de incidência das ondas

4.4.1.2. Blocos de Onda

A Tabela 4.10 resume os blocos de onda utilizados nos cálculos.

Tabela 4.10 – Resumo Blocos de Onda

BLOCO	Faixa de Altura (m) Ondas H (m)	Altura Média (m)	Período (s) Médio Tz (s)	Número de Ondas em 1 Ano			
				0°(E)	45° (NE)	90°(N)	315°(SE)
1	0,00-0,31	0,155	6,4	1229040	466580	53107	147940
2	0,31-0,91	0,61	6,9	1045440	396880	45173	125840
3	0,91-1,52	1,215	7,4	341280	129560	14747	41080
4	1,52-2,13	1,825	7,9	118800	45100	5133	14300
5	2,13-2,74	2,435	8,4	35359	13423	1528	4256
6	2,74-3,35	3,045	8,7	11124	4223	481	1339
7	3,35-3,96	3,655	8,9	3638	1381	157	438
8	3,96-4,57	4,265	9,0	1166	443	50	140
9	4,57-5,18	4,875	9,1	378	144	16	46
10	5,18-5,79	5,485	9,2	118	45	5	14
11	5,79-6,40	6,095	9,2	54	21	2	7

4.4.1.3. Corrente

De acordo com as recomendações da API [6], não foi considerada a presença da corrente no cálculo das cargas de onda na Análise de Fadiga, uma vez que não geram variações de carregamento.

4.5. Cálculo do Dano Acumulado

4.5.1. Determinação dos Esforços

Para cada bloco de onda, as forças nos membros da plataforma foram calculadas para 16 posições da crista relativas ao Caisson. Este passo é feito com a utilização do programa GTSELOS, descrito no Capítulo 3. De posse destas forças das ondas, foram determinados os esforços na estrutura e as respectivas variações de tensões na seção transversal de cada membro pertencente a um nó escolhido para cálculo do dano. Para o projeto da plataforma, escolhemos somente os nós da jaqueta, posto que os nós do convés não estão sujeitos a cargas cíclicas de ondas.

4.5.2. Curvas S-N

Há nas Normas Técnicas internacionais diversas curvas S-N. Para cada detalhe de solda, geometria da ligação e aço, há uma curva S-N específica para a ligação que pretendemos estudar. Se alterarmos quaisquer dos fatores acima descritos, a curva S-N adotada também deve ser alterada de forma a representar a ligação com precisão. Para nossos cálculos, adotamos as curvas S-N prescritas na API [6] para juntas tubulares.

Segundo a API [8], existem duas curvas possíveis para juntas tubulares. O fator que as diferencia é o controle do processo de solda.

Quando existe um controle de qualidade maior na execução das soldas, a curva adotada é a X. Quando a solda não possui este controle de qualidade na sua execução, a curva a ser adotada é a X’.

4.5.3. Classificação das Juntas para Cálculo dos Fatores de Concentração de Tensão

De acordo com as determinações da API [6], foi adotada a formulação de Kuang e Smedley [16,17]. A classificação das juntas e seu respectivo valor de concentração de tensão dependem da geometria da ligação e da direção das forças atuantes nos tubos. Este cálculo é complexo, uma vez que a variedade dos carregamentos de onda faz variar também a classificação das juntas e conseqüentemente o valor do SCF. O programa GTSTRUDL [4] possui ferramentas que possibilitam o cálculo dos fatores de concentração de tensões de acordo com a formulação Kuang e Smedley [16, 17] e considerando um fator mínimo de 1,8.

4.5.4. Determinação da Vida à Fadiga

Os danos, determinados pela relação entre o número de ocorrências e o número de ciclos admissível, obtido da curva S-N com as tensões de pico, foram acumulados pela regra linear de MINER [7].

A vida à fadiga da junta foi calculada por:

$$VU = T / Dmáx$$

Onde:

VU = vida útil da junta

T = período de tempo no qual ocorreram os ciclos

Dmáx = maior valor do dano acumulado, entre os oitos pontos da junta

4.5.5. Resultados da Análise de Fadiga:

Os resultados da Análise de Fadiga para os membros da Jaqueta são apresentados na Tabela 4.11.

Tabela 4.11 – Resultados Análise Fadiga

FATIGUE MEMBER LIFE REPORT -- DISCRETE
==========

MEMBER	JOINT	POINT	CUMULATIVE DAMAGE*1000	PREDICTED LIFE(YRS)
101	100	4	7.1308	140.24
102	8	43.5610	62.96	
102	102	2	16.4446	60.81
200	6	8.4598	118.21	
103	200	1	4.6134	216.76
252	3	10.3801	96.34	
104	252	5	10.5281	94.98
300	8	8.9740	111.43	
201	100	2	8.6086	116.16
103	6	52.5074	19.04	
202	103	4	21.2535	87.05
200	7	10.6999	93.46	
203	200	5	5.2451	190.65
253	2	12.6367	79.13	
204	253	1	11.9272	83.84
300	6	9.6869	103.23	
301	102	3	7.2287	138.34
103	7	7.2682	137.59	
302	252	1	16.0273	62.39
253	5	15.9133	62.84	
241	240	1	1.9983	500.43
241	7	0.0000	9999999.00	
242	240	1	2.0480	488.28
242	3	0.0000	9999999.00	

Conforme vimos anteriormente, seguindo os parâmetros da API [8], e considerando a vida útil prevista para a plataforma sendo igual a 20 anos, a vida à fadiga mínima requerida para as juntas da jaqueta abaixo da ZDT é 60 anos.

Podemos observar que todas as juntas analisadas apresentam vida útil compatível com à pré-determinada pelas premissas de projeto, majoradas com os coeficientes de segurança determinados pela API [8]. A única exceção é a Junta 103 no membro 201. Ela apresenta uma vida útil menor que a vida útil da plataforma, o que é inadmissível.

As razões de tensão obtidas na Análise Estática, nos membros que compõe a junta 103, estão listadas na Tabela 4.12.

Tabela 4.12 – Resultados Análise Estática dos Membros da Junta Problemática

Análise Estática:

```
MEMBER    TABLE       LOADING     SECTION   PROVISION    ACTUAL/            SECTION FORCES           UNITS
CODE      PROFILE     NAME        LOCATION  NAME      ALLOWABLE     FX/MT       FY/MY       FZ/MZ   STATUS
    /---------/-----------/-----------/---------/---------/----------/----------/----------/----------/---------/

201       PRISMATIC   JTOR35        739.112 R3.3.1-2     0.583      531.020     39.208     57.081 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.211     -266.702  22093.299 -14069.542 PASSED
     OD =     50.8000    ID =      48.2600   THI =       1.2700     D/T =    40.0000

202       PRISMATIC   JTOR215      1243.498 R3.3.1-4     0.773     1835.885     13.572     -3.466 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.355     -231.266   1377.145  -7176.499 PASSED
     OD =     50.8000    ID =      48.2600   THI =       1.2700     D/T =    40.0000


301       PRISMATIC   JTOR180       850.000 R3.3.1-3     0.507        3.433    -34.722    -60.653 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.243      516.668 -25776.953  14803.129 PASSED
     OD =     50.8000    ID =      48.2600   THI =       1.2700     D/T =    40.0000

13        PRISMATIC   JTOR35          0.000 3.3.1-4     0.213    -4269.825    -20.667    -22.800 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.263    -4428.848   8906.344 -45280.633 PASSED
     OD =     90.4600    ID =      81.8800   THI =       4.2900     D/T =    21.0862


Maximum Punching Shear Summary Results
 --------------------------------------

   Joint      Chord      Brace      Loading    Geometry   Provision    Unity Ratio   Provision    Unity Ratio   Status
   -----      -----      -----      -------    --------   ---------    -----------   ---------    -----------   ------

   103        3          201        JTOR180    K          4.3.1-5b        0.242      4.1-1           0.247      Passed
   103        3          202        JTOR215    K+Y        4.3.1-5b        0.237      4.1-1           0.136      Passed
   103        3          301        JTOR215    T          4.3.1-5b        0.132      4.1-1           0.247      Passed
   103        13         201        JTOR180    K          4.3.1-5b        0.242      4.1-1           0.247      Passed
   103        13         202        JTOR215    K+Y        4.3.1-5b        0.237      4.1-1           0.136      Passed
   103        13         301        JTOR215    T          4.3.1-5b        0.132      4.1-1           0.247      Passed
```

Logo, concluímos que a geometria dos membros adotada resulta em razões de tensão compatíveis com a segurança, conforme se pode observar na Tabela 4.12.

Como aumentar a vida à fadiga da junta problemática da maneira mais econômica é uma questão importante a ser considerada. Para resolver esta questão, desenvolvemos um estudo paramétrico descrito no Capitulo 5.

5. ALTERNATIVAS DE REFORÇO E APRIMORAMENTO ESTRUTURAL

Confirmado o problema na junta 103, passamos a analisar de que forma poderíamos aumentar a sua vida útil.

5.1. Alteração do Tipo de Aço

Nesta junta, o aço utilizado é de classificação II-A-345. Isto significa que o aço adotado possui ductilidade máxima. Segundo BRANCO [3], a ductilidade do aço atenua consideravelmente o efeito da concentração de tensões no caso de cargas estáticas. Os materiais dúcteis permitem a plastificação localizada na vizinhança da descontinuidade. Com isso, as tensões se redistribuem, diminuindo a concentração. Entretanto, para o dano imposto pela fadiga, a ductilidade não diminui os efeitos da concentração de tensões.

Quanto à possibilidade de variarmos a classificação do aço para a junta adotada e assim aumentarmos a vida à fadiga, ela se mostra ineficaz, uma vez que o aço escolhido já apresenta as melhores curvas S-N para o detalhe utilizado.

5.2. Alteração do Tipo de Solda

O tipo de solda adotado não pode ser alterado. As soldas das juntas tubulares são conhecidas como sendo “boca-de-lobo” ou, em inglês, “tubular welded joints”. Para este tipo de junta, não há possibilidade de variação dos parâmetros da solda. A solda deve ser obrigatoriamente de penetração total, contemplando toda a espessura do tubo. A única variação possível é o controle do perfil de solda durante sua execução.

No nosso caso, a junta já foi projetada como sendo com controle de solda. Isto implica na utilização da curva S-N do tipo X da API [8]. A curva X retorna resultados melhores que os da curva X’, onde a solda é feita sem controle de execução. Portanto, o resultado problemático já reflete os resultados melhores possíveis.

5.3. Alteração da Geometria da Jaqueta

A alteração da geometria da jaqueta poderia fazer com que, ao aplicarmos os carregamentos, as forças se redistribuíssem nos seus elementos estruturais. Uma vez redistribuídas as forças, as tensões atuantes na junta poderiam diminuir significativamente, aumentando a sua vida útil.

Entretanto, para que houvesse a redistribuição das forças aplicadas, necessariamente alteraríamos a matriz de rigidez global da plataforma. Com isso, perderíamos o caráter paramétrico do nosso estudo.

Em termos práticos, esta alteração também não foi considerada viável uma vez que implicaria na re-análise de todas as análises estruturais pregressas da plataforma.

Cabe relembrar que nosso estudo se propõe a analisar as opções viáveis na fase de projeto.

5.4. Alteração da Geometria dos Tubos que Compõem a Junta

Uma vez que as alterações do aço, do tipo de solda e da geometria da jaqueta se mostraram inviáveis, resta-nos a opção de alterarmos a geometria local da junta.

5.4.1. Possibilidades de Alteração – Escolha dos Dados a Serem Adotados nas Análises

Primeiramente, vejamos as possibilidades de alteração da geometria da junta. A junta é representada nas Figuras 5-1 e 5-2:

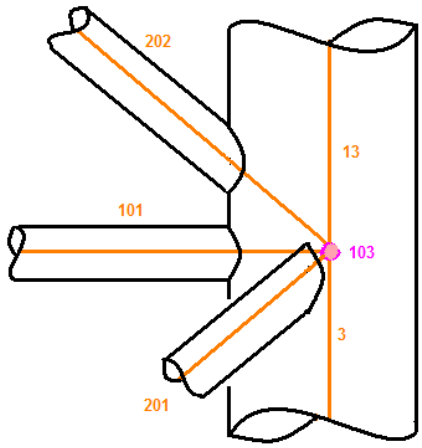


Figura 5-1- Esquema da Junta - Isométrico

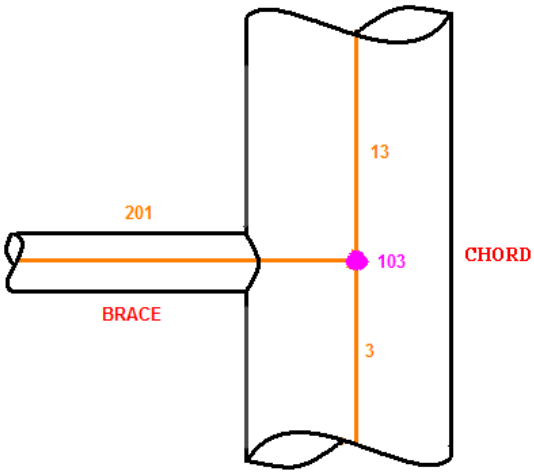


Figura 5-2- Esquema da Junta – Plano do Brace

Os fatores onde há alterações geométricas possíveis são:

- Espessura do Chord
- Diâmetro do Chord
- Espessura do Brace
- Diâmetro do Brace

Entretanto, devemos verificar que os membros 201 e 13 se estendem bem além da vizinhança da junta. Como nos interessa apenas o reforço local, foi utilizado um Can. Esta peça estrutural altera as características do membro apenas no local onde é necessário o reforço. A Figura 5-3 é uma foto deste tipo de peça.

fonte: http://caldeirarias.blogspot.com

Figura 5-3- Foto de um Can

A seguir nas Figuras 5-4 e 5-5 temos dois esquemas: o primeiro representa como seria implantada um Can no Brace de na nossa junta de estudo e segundo, um Can no Chord da mesma junta;

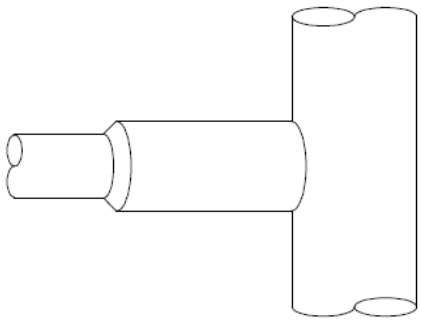


Figura 5-4- Esquema da Junta Estudada com Can no Brace

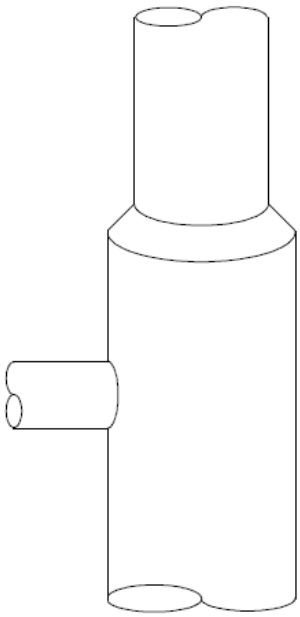


Figura 5-5- Esquema da Junta Estudada com Can no Chord

No modelo estrutural também representamos os Cans. Quando definimos as propriedades geométricas dos membros para o cálculo da vida útil, simulamos a variação imposta pela presença da peça através do comando “VARIABLE”. Com este comando, os membros onde o Can será adicionado possuem propriedades variáveis: as do membro inicial no seu comprimento até o Can e as do Can.

Para que as mudanças pudessem ser analisadas parametricamente, em cada análise estrutural houve alteração de apenas um fator.

Conforme explicado no item 3.3.3, só alteramos os parâmetros da junta após a montagem da matriz de rigidez,. Assim, os cálculos dos SCFs e, consequentemente, da vida útil, foram desenvolvidos para as diferentes juntas submetidas às mesmas variações de forças, o que garante que nosso estudo seja paramétrico. Se alterássemos antes da montagem da matriz de rigidez, haveria redistribuição das forças na estrutura. Cada rodada apresentaria portanto, dois parâmetros diferentes: a geometria e a tensão na junta. Estaríamos perdendo o caráter paramétrico do estudo, pois, em cada rodada,

A variação das espessuras e diâmetros adotados nas análises seguiu os valores disponíveis no mercado brasileiro.

Variamos gradativamente os valores para que a resposta estrutural frente à variação geométrica pudesse ser entendida facilmente. Entende-se por resposta estrutural como sendo a vida útil calculada pelo programa para a junta modificada.

5.4.2. Descrição das Análises Realizadas

De posse de tabelas de tubos padronizados, definimos para nossas análises os seguintes valores para a variação da geometria:

- Espessura do Chord: ¾”; 13/16”; 7/8”; 15/16”; 1”
- Espessura do Brace: ½”; 9/16”; 5/8”; 11/16”; ¾”
- Diâmetro do Chord: 39”; 42”; 44”; 46”; 48”
- Diâmetro do Brace: 20”; 22”; 24”; 26”; 28”

Cada rodada do programa representa uma das variações da geometria da junta. A Tabela 5.1 define as propriedades geométricas de cada rodada.

Tabela 5.1 – Resumo das Rodadas

Rodada	Espessura do Chord (cm)	Diâmetro do Chord (cm)	Espessura do Brace (cm)	Diâmetro do Brace (cm)
R0 (rodada inicial)	1,91	99,1	1,27	50,8
R1	1,91	99,1	1,43	50,8
R2	1,91	99,1	1,59	50,8
R3	1,91	99,1	1,75	50,8
R4	1,91	99,1	1,91	50,8
R5	1,91	99,1	1,27	55,8
R6	1,91	99,1	1,27	60,9
R7	1,91	99,1	1,27	66,0
R8	1,91	99,1	1,27	71,1
R9	2,06	99,1	1,27	50,8
R10	2,22	99,1	1,27	50,8
R11	2,38	99,1	1,27	50,8
R12	2,54	99,1	1,27	50,8

Rodada	Espessura do Chord (cm)	Diâmetro do Chord (cm)	Espessura do Brace (cm)	Diâmetro do Brace (cm)
R13	1,91	106,7	1,27	50,8
R14	1,91	111,8	1,27	50,8
R15	1,91	116,8	1,27	50,8
R16	1,91	121,9	1,27	50,8

5.4.3. Dados de Entrada das Análises Realizadas

Conforme descrevemos no Capítulo 4, a junta analisada é grauteada. Para nossas análises estruturais, lembramos que não é possível modelar o conjunto de dois tubos + graute. É necessário criar um membro que possua as propriedades equivalentes do conjunto. Estas propriedades foram calculadas de acordo com o item 4.2.1.3.

Cabe ressaltar que o tubo da estaca permanece inalterado durante todas as análises. O tubo da estaca tem diâmetro igual a 30” e espessura de 1” (2,54 cm).

No caso do Brace, não há necessidade de cálculo das propriedades equivalentes, uma vez que não há tubo interno grauteado neste membro.

Como vimos no Capitulo 4, para o modelo de fadiga, é adotada a seguinte fórmula para cálculo das propriedades equivalentes do conjunto tubos + graute:

$$Teq = (Text^2 + Tint^2)^{1/2}$$

Onde:

- Teq = espessura equivalente do tubo que no modelo simulará o conjunto real (tubos + graute);
- Text = espessura do tubo externo;
- Tint = espessura do tubo interno;

Assim, fica claro que para a fadiga, a única variável que influencia na propriedade equivalente do conjunto é a espessura. Portanto, somente quando variamos a espessura do Chord, há variação nas propriedades do membro que representa o conjunto.

Devido à necessidade de modelarmos o conjunto dos tubos + graute, os valores para espessura do Chord da Tabela 5.1 não são os inseridos no modelo. No modelo, inserimos como espessura do Chord a espessura equivalente do conjunto tubos + graute, calculada para os valores do Chord da Tabela 5.1. A seguir apresenta-se a Tabela 5.2, com as propriedades equivalentes para cada rodada inseridas no modelo.

Tabela 5.2 – Resumo Propriedades Equivalentes Adotadas na Rodadas

Rodada	Espessura do Chord (cm)	Espessura Equivalente do Chord (cm)	Espessura do Brace (cm)
R0 (rodada inicial)	1,91	3,18	1,27
R1	1,91	3,18	1,43
R2	1,91	3,18	1,59
R3	1,91	3,18	1,75
R4	1,91	3,18	1,91
R5	1,91	3,18	1,27
R6	1,91	3,18	1,27
R7	1,91	3,18	1,27
R8	1,91	3,18	1,27
R9	2,06	3,28	1,27
R10	2,22	3,38	1,27
R11	2,38	3,48	1,27
R12	2,54	3,59	1,27
R13	1,91	3,18	1,27
R14	1,91	3,18	1,27
R15	1,91	3,18	1,27
R16	1,91	3,18	1,27

Para melhor compreensão da análise, a Figura 5-6 apresenta um esquema unifilar da junta problemática, onde a numeração dos membros e nós se torna mais clara.

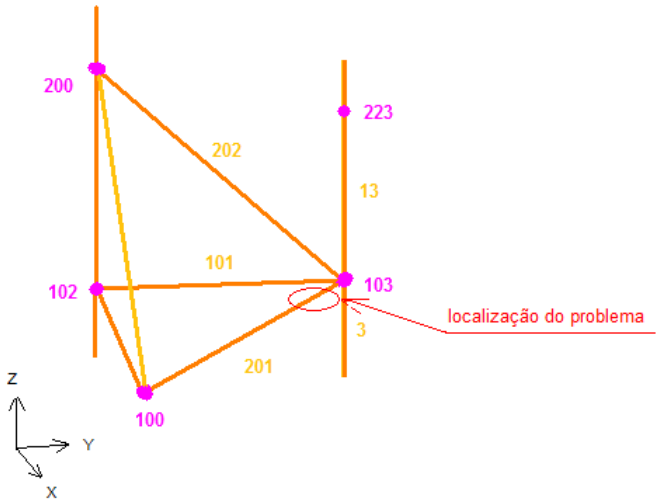


Figura 5-6- Unifilar Isométrico da Junta Problemática

No Anexo 8 estão os dados de entrada das rodadas realizadas:

5.4.4. Resultados das Análises

A Tabela 5.3 apresenta os resultados da vida útil para as análises.

Tabela 5.3 –Resultados Rodadas

RODADA	VIDA ÚTIL DA JUNTA 103 (ANOS)	TIPO DE ALTERAÇÃO REALIZADO
R0 (rodada inicial)	19,18	-
R1	19,04	Espessura Brace
R2	18,86	Espessura Brace
R3	18,18	Espessura Brace
R4	17,03	Espessura Brace
R5	26,19	Diâmetro Brace
R6	37,42	Diâmetro Brace
R7	55,39	Diâmetro Brace
R8	85,08	Diâmetro Brace
R9	22,97	Espessura Chord
R10	27,31	Espessura Chord
R11	32,28	Espessura Chord
R12	38,47	Espessura Chord
R13	17,76	Diâmetro Chord
R14	16,76	Diâmetro Chord
R15	15,14	Diâmetro Chord
R16	13,78	Diâmetro Chord

O aumento da espessura do Chord e o aumento do diâmetro do Brace apresentaram resultados maiores para a vida útil da junta que o valor inicial. Entretanto, temos que considerar os coeficientes de segurança definidos nas premissas de projeto. No primeiro caso, se considerarmos a majoração pelos coeficientes de segurança, os resultados não atendem ao mínimo exigido. No segundo caso, mesmo com a majoração pelos coeficientes de segurança, obtemos resultados cuja vida útil da junta atende aos parâmetros das premissas de projeto.

Duas das alterações diminuíram a vida útil da junta. Isto ocorreu nos casos de aumento do diâmetro do Chord e aumento da espessura do Brace.

5.4.5. Relevância da Redistribuição de Tensões

Conforme vimos anteriormente, em nossas análises de fadiga utilizamos a matriz de rigidez igual a do modelo original. Assim, garantimos que apenas um parâmetro varie em cada análise. Contudo, alterações na junta geram redistribuições de esforços na estrutura que podem ser significativas para a variação de tensões, e conseqüentemente

para a análise de fadiga. Faz-se necessário então verificar a relevância da alteração local na redistribuição dos esforços na estrutura.

Confrontamos os resultados da análise estática do modelo inicial com a análise estática de um dos modelos alterado. Como o modelo R08 foi o que apresentou resultados mais relevantes para nosso problema inicial, escolheu-se este para a verificação.

Ao alterarmos a rigidez dos membros de uma junta, alteramos a distribuição das forças nos membros que a compõem. Quando aumentamos a rigidez de um dos membros, a tendência é que uma parcela maior das forças incidentes passe a fluir por este membro mais rígido. Assim, a razão de tensão deste membro aumenta, enquanto as dos demais membros da junta diminuem.

Na Tabela 5.4, temos os resultados para as razões de tensão das análises.

Tabela 5.4 –Razões de Tensões Análises Estática

MEMBRO	RT - R0	RT - R08	ΔRT	ΔRT (%)
13 (Chord)	0,213	0,207	-0,006	-2,8%
201 (Brace)	0,583	0,609	0,026	4,4%

Na rodada R08, aumentamos o diâmetro do Brace. Conseqüentemente, espera-se que a RT deste membro aumente, enquanto que a do Chord diminua. Isto foi observado na comparação das análises.

Em relação à relevância da alteração local na redistribuição dos esforços na estrutura, observamos que percentualmente as variações foram iguais a 2,8% e 4,4%. Estes valores foram considerados suficientemente pequenos permitindo a classificação desta redistribuição de esforços como irrelevante ao resultado da vida útil da junta.

A seguir, estão as saídas do programa para as duas análises estáticas:

R0 (inicial):

```
MEMBER    TABLE       LOADING     SECTION   PROVISION    ACTUAL/            SECTION FORCES           UNITS
CODE      PROFILE     NAME        LOCATION  NAME      ALLOWABLE     FX/MT      FY/MY      FZ/MZ   STATUS
    /---------/-----------/-----------/---------/---------/----------/----------/----------/----------/---------/

201       PRISMATIC   JTOR35        739.112 R3.3.1-2     0.583      531.020     39.208     57.081 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.211     -266.702  22093.299 -14069.542 PASSED
     OD =     50.8000    ID =      48.2600   THI =       1.2700     D/T =    40.0000

13        PRISMATIC   JTOR35          0.000 3.3.1-4      0.213    -4269.825    -20.667    -22.800 CM   KN
APIWSD20  PIPE                              3.3.1D C     0.263    -4428.848   8906.344 -45280.633 PASSED
     OD =     90.4600    ID =      81.8800   THI =       4.2900     D/T =    21.0862
```

R08:

```
MEMBER    TABLE       LOADING     SECTION   PROVISION    ACTUAL/            SECTION FORCES           UNITS
CODE      PROFILE     NAME        LOCATION  NAME      ALLOWABLE     FX/MT      FY/MY      FZ/MZ   STATUS
    /---------/-----------/-----------/---------/---------/----------/----------/----------/----------/---------/

201       VARIABLE    JTOR35          0.000 R3.3.1-2     0.609      521.710     49.721     75.927 CM   KN
```

```
APIWSD20  PIPE                                3.3.1D C     0.211     -246.455 -23791.822  16661.406 PASSED
     OD =     50.8000    ID =      48.2600   THI =       1.2700     D/T =    40.0000

13        PRISMATIC   JTOR35          0.000 3.3.1-4      0.207    -4266.497    -17.280    -24.002 CM   KN
APIWSD20  PIPE                                3.3.1D C     0.263    -4769.893  11113.636 -39231.066 PASSED
     OD =     90.4600    ID =      81.8800   THI =       4.2900     D/T =    21.0862
```

6. CONCLUSÕES

O objetivo deste trabalho foi, através de um estudo de caso, definir durante a fase de projeto, quais as melhores maneiras de diminuir a concentração de tensões nas juntas tubulares soldadas sujeitas a carregamentos cíclicos.

Variando os fatores que influenciam na concentração de tensão, procuramos quais seriam os mais eficientes na redução de seus valores e conseqüentemente no aumento da vida útil da junta.

Analisamos todos os parâmetros possíveis de alteração. Concluímos que somente a variação dos parâmetros da geometria da junta era viável. Sempre mantivemos nosso estudo paramétrico e nos preocupamos com a aplicabilidade prática das alterações propostas.

Dentre as quatro alterações propostas, duas apresentaram resultados para a vida útil da junta menor que a vida útil inicial. Isto ocorreu nos casos de aumento do diâmetro do Chord e aumento da espessura do Brace. Sendo assim, estas alterações foram consideradas ineficazes aos objetivos deste estudo.

O aumento da espessura do Chord apresentou resultados maiores para a vida útil da junta que o valor inicial. Entretanto, se consideramos os coeficientes de segurança definidos nas premissas de projeto, os resultados não atendem ao mínimo exigido.

A única alteração que apresentou resultados cuja vida útil da junta atende aos parâmetros das premissas de projeto foi o aumento do diâmetro do Brace.

O resumo dos resultados pode ser visto na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 –Resumo Resultados Rodadas

RODADA	VIDA ÚTIL DA JUNTA 103 (ANOS)	TIPO DE ALTERAÇÃO REALIZADO	VIDA ÚTIL MÍNIMA	ATENDE A VIDA UTIL MÍNIMA?
R0 (rodada inicial)	19,18	-	60 anos	NÃO
R1	19,04	Espessura Brace	60 anos	NÃO
R2	18,86	Espessura Brace	60 anos	NÃO
R3	18,18	Espessura Brace	60 anos	NÃO
R4	17,03	Espessura Brace	60 anos	NÃO
R5	26,19	Diâmetro Brace	60 anos	NÃO
R6	37,42	Diâmetro Brace	60 anos	NÃO
R7	55,39	Diâmetro Brace	60 anos	NÃO
R8	85,08	Diâmetro Brace	60 anos	SIM
R9	22,97	Espessura Chord	60 anos	NÃO
R10	27,31	Espessura Chord	60 anos	NÃO

RODADA	VIDA ÚTIL DA JUNTA 103 (ANOS)	TIPO DE ALTERAÇÃO REALIZADO	VIDA ÚTIL MÍNIMA	ATENDE A VIDA UTIL MÍNIMA?
R11	32,28	Espessura Chord	60 anos	NÃO
R12	38,47	Espessura Chord	60 anos	NÃO
R13	17,76	Diâmetro Chord	60 anos	NÃO
R14	16,76	Diâmetro Chord	60 anos	NÃO
R15	15,14	Diâmetro Chord	60 anos	NÃO
R16	13,78	Diâmetro Chord	60 anos	NÃO

A Figura 6-1 representa um esquema da geometria da rodada R08, única que apresentou vida útil compatível com as exigências mínimas da norma:

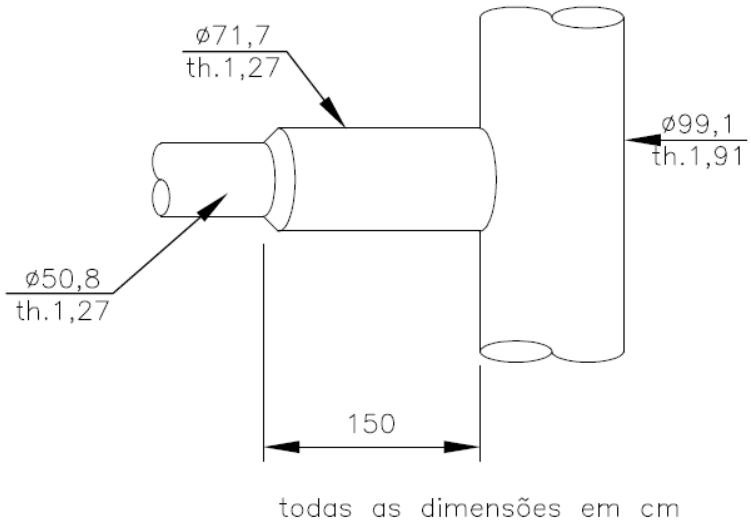


Figura 6-1- Configuração Geométrica Rodada R08

A diferença entre os resultados das análises não pode ser fruto da redistribuição de cargas nos membros da plataforma. Isto fica claro uma vez que variamos as propriedades dos tubos apenas na região próxima da junta, e depois da montagem da matriz de rigidez pelo programa. Em todas as análises, a aplicação das cargas foi feita em modelos com matrizes de rigidez iguais às do modelo inicial. Portanto, em todas as análises mantivemos a mesma variação de tensão em todos os membros. A diferença entre as tensões atuantes na rodada da análise estática do modelo inicial e do modelo rodada R8 foram analisadas no item 5.4.5 e se mostraram irrelevantes.

Concluímos que a diferença entre os resultados provém da variação do SCF. Entretanto, provar matematicamente esta variação exige um volume de cálculo que exige métodos computacionais.

Tomamos como referência onze blocos de onda incidindo, cada um, em quatro direções de incidência de onda. Portanto, temos 44 blocos de onda efetivamente atuando

na plataforma. Para cada bloco, o programa calcula os esforços resultantes da passagem da onda em dezesseis diferentes posições de crista. Temos, portanto, 704 esforços diferentes que podem atuar na plataforma.

Para cada um destes 704 esforços, é necessário que classifiquemos as juntas em tipo X, Y, T ou K. Uma vez classificada a junta, é necessário que definamos qual equação se adapta melhor ao tipo da junta, se é a equação de Kuang ou a de Smedley. Por fim, temos que calcular os valores do SCF para os dois tubos, Chord e Brace. Como o valor do SCF varia de acordo com a natureza do esforço, precisamos calcular seus valores para os esforços axial, momento no plano e momento fora do plano. Ao final da análise, teríamos que calcular 4.224 diferentes valores de SCF. Se pensarmos nas 16 análises deste estudo, teríamos que calcular 67.584 valores de SCF, que se somados aos 4.224 valores calculados para a rodada inicial, resultariam em 71.808 equações. Um volume tão grande de cálculo exige ajuda computacional.

Sugerimos, como próximos passos deste estudo, o desenvolvimento de um programa computacional que calcule e compare os diferentes valores dos SCFs para cada uma das 71.808 possibilidades. Assim, poderíamos analisar com maior profundidade a influência da variação da geometria no cálculo do SCF.

Tendo em vista que a junta analisada se encontra em ambiente altamente corrosivo, também sugerimos o desenvolvimento de um estudo sobre a influência da corrosão na vida útil a fadiga da junta problemática.

Um estudo experimental poderia ser desenvolvido para comprovação dos resultados computacionais obtidos. As influências do diâmetro e da espessura do tubo observados por BRANCO [3] poderiam ser comprovadas.

Outra possibilidade de complementação do presente trabalho é a determinação da vida útil à fadiga de acordo com a Teoria da Mecânica da Fratura e a comparação dos resultados obtidos nos dois casos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] ANP - *Portal de internet: Agência Nacional de Petróleo*. Disponível em: <http://www.anp.gov.br/?pg=57621&m=&t1=&t2=&t3=&t4=&ar=&ps=&cachebust=1314270399727>. Acesso em: 23 ago. 2011, 20:57:00.

[2] FOX, R. W.; MCDONALD, A. T., ***Introdução à Mecânica dos Fluidos***, LTC, 5ª Ed., Rio de Janeiro, Brasil, 2001.

[3] BRANCO, C. A. G. M.; FERNANDES, A. A.; CASTRO, P. M. S. T., ***Fadiga de Estruturas Soldadas***. Fundação Calouste Gulbenkian, 2ª ed. Lisboa, Portugal, 1986.

[4] GTSTRUDL, ***User Reference Manual – versão 29.1.vol. 01*** Georgia Institute of Technology, Georgia, USA, 2007

[5] ABESC - *Portal de internet:* ***Manual do Concreto Dosado em Central***. Disponível em: < http://pt.scribd.com/doc/56685841/ABESC-Manual-Do-Concreto >. Acesso em: 23 ago. 2011, 21:40:00.

[6] API RP 2A, ***Recommended Practices for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Structures – Working Stress Design***. American Petroleum Institute, 21st ed. Washington, USA, 2000.

[7] MINER, M.A; "Cumulative Damage in Fatigue", ***Journal of Applied Mechanics***, vol. 67, pp. A159-A-164, Dez. 1945.

[8] API RP 2A, ***Recommended Practices for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Structures – Working Stress Design***. American Petroleum Institute, 20th ed. Washington, USA, 1993.

[9] AISC, ***Steel Construction Manual***, American Institute of Steel Construction, 13th ed. Chicago, USA, 2005.

[10] AWS D1.1/D1.1, ***Structural Welding Code Steel,*** American Welding Society, 22nd ed., Miami, USA, 2010.

[11] N-1852, ***Estruturas Oceânicas – Fabricação e Montagem de Unidades Fixas*** Normas Técnicas Petrobras, Rev. F., CONTEC, 2006.

[12] N-1678, ***Estruturas Oceânicas – Aço*** Normas Técnicas Petrobras, Rev. F., CONTEC, 2006.

[13] DANIEL FRAGA PINTO, LUIZ CLÁUDIO CÂNDIDO, LEONARDO BARBOSA, "Propagação De Trinca Por Fadiga Em Juntas Soldadas de Aço Inoxidável Ferrítico Aisi 444 Soldado com o Consumível Austenítico AISI 316lsi". ***8º Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica,*** Cusco, Peru, 23 - 25 out. 2007.

[14] GTSTRUDL, ***User Reference Manual – versão 29.1.vol. 08*** Georgia Institute of Technology, Georgia, USA, 2007

[15] MORISON J R, O'BRIEN M D, JOHNSON J W, AND SCHAAF S A, “The Force Exerted by Surface Waves on Piles”, ***Petrol Trans AIME***, 1950.

[16] KUANG, J.G. *et al*. “Stress Concentration in Tubular Joints”, ***Society of Petroleum Engineers Journal***, Aug. 1977

[17] SMEDLEY P A and FISHER P J ***A review of stress concentration factors for tubular complex joints*** Integrity of Offshore Structures-4, Glasgow, UK, 1990

[18] EFTHYMIOU, M., “Development of SCF Formulae and Generalized Influence Functions for use in Fatigue Analysis”, Recent Developments in Tubular Joint Technology, OTJ’88, London, UK, 1988.

[19] WORDSWORTH, A.C, “Experimental determination of stresses at tubular T and X joints”, ***Joint Australasian Welding and Testing Conference***, Perth, Austrália, 1977

[20] DAVISSON, M. T.; ROBINSON, K. E. “Bending and buckling of partially embedded piles”. In: ***Conference On Soil Mechanics And Foundation Engineers***, 6., Proceeding... ISSMFE, 1965. v. 2, pp. 243-246, Montreal, Canadá, 1965.

[21] AIRY, G. B., “Tides and Waves”, ***Encyc. Metrop***., Article 192, pp 241-396, 1845.

[22] GTSTRUDL, ***User Reference Manual – versão 29.1.vol. 07*** Georgia Institute of Technology, Georgia, USA, 2007

[23] STOKES, G. G., “On the Teory of Oscillatory Wave”, ***Trans. Camb. Phil. Soc.***, v. 8, pp 441-455, 1847.

[24] SKJELBREIA L, HENDRICKSON J, “Fifth Order Gravity Wave Theory”. ***Proc. 7th Conf. Coastal Eng***, 1961.

Endereços relacionados:

http://www. metalica.com.br

http://caldeirarias.blogspot.com

ANEXO 1 – DESENHO DO PROJETO DA PLATAFORMA

ANEXO 2 - ANÁLISE DA DIFUSÃO DE VÓRTICES

Neste item foi analisada a possibilidade de ocorrência de difusão de vórtices ressonantes nos tubos da jaqueta, devido à onda e corrente. Esta análise foi retirada da Memória de Cálculo original da plataforma, portanto, não foi desenvolvida no presente trabalho. Uma vez que a API [6] aconselha o seu desenvolvimento, achou-se interessante incluí-la nos anexos, para apreciação do leitor.

Como os elementos críticos para esta análise são os de maior esbeltez (relação L/D mais elevada), efetuamos a avaliação do condutor, em um modelo simplificado.

Nesta verificação foram utilizados os critérios estabelecidos pela DnV - Classification Notes 30.5.

1 - FREQÜÊNCIA NATURAL

O condutor (ϕ762x25mm) apóia-se nas guias nas elevações El (+) 7.250, El (-) 8.500 e no solo a partir do nível da El (-)36.000 (considerando-se a erosão igual a 2,0m).

<u>Cálculo das Massa Total do Condutor:</u>

- tubo (ϕ762x25) - pt = 4,456 kN/m
- água interna (ϕ470) - pi = 4,001 kN/m
- água externa (ϕ668) - pe = 6,710 kN/m
- incrustação marinha - pmg =1,859 kN/m

Assim, sendo, o somatório das massas é:

- Massa total p = 17,026 kN/m

<u>Cálculo da Freqüência Natural do Condutor</u> (ϕ762x25mm)

$$f_n = (9{,}87 / 2\pi) * (E I g / pL^4)^{1/2}$$

Onde:

E = 21 000 kN/cm^2

I = 393 449 cm^4 (somente do revestimento de 762x25mm)

g = 981 cm/s^2

p = 0,17026 kN/cm

Vão entre as 1ª e 2ª guias

Considerado biapoiado por ser mais conservador

L=1575cm

Daí;

$$f_n = 4{,}37 \text{ Hz}$$

Vão entre as 2ª guia e o solo

Considerado biapoiado por ser mais conservador

L=2750cm

Daí;

$$f_n = 1{,}43 \text{ Hz}$$

2- DADOS DE ONDA E CORRENTE

Para a verificação da ocorrência da difusão de vórtices ressonante foi considerado um período de recorrência máximo de 1 ano (condição ambiental de operação). Assim sendo, considerou-se os seguintes dados ambientais:

Corrente:

- v_{sup} = 1,35 m/s
- v_{fundo} = 0,48 m/s

Onda:

- H = 6,10 m
- T = 9,0 s

Inseriu-se os dados ambinetais no programa GTSELOS, e assim obteve-se os seguintes perfis de velocidades:

Somente Onda

```
WAVE SURFACE ELEVATION
======================

                    UNITS  METERS METRIC TONS SEC DEG RAD/SEC RAD/SEC**2

    WAVE -- HEIGHT =    6.10 PERIOD =    9.00 DEPTH =   38.51

   NOTE:  ELEVATION IS POSITIVE UPWARD (NEGATIVE INERTIAL Z DIRECTION).
          MEASURED FROM STILL WATER SURFACE.
```

TIME	TIME/PERIOD	DISTANCE	SURFACE ELEVATION
0.58	0.064	-8.00	2.976
0.51	0.056	-7.00	3.057
0.43	0.048	-6.00	3.129
0.36	0.040	-5.00	3.191
0.29	0.032	-4.00	3.242
0.22	0.024	-3.00	3.282
0.14	0.016	-2.00	3.310
0.07	0.008	-1.00	3.328
0.00	0.000	0.00	3.333
-0.07	-0.008	1.00	3.328
-0.14	-0.016	2.00	3.310
-0.22	-0.024	3.00	3.282
-0.29	-0.032	4.00	3.242
-0.36	-0.040	5.00	3.191
-0.43	-0.048	6.00	3.129
-0.51	-0.056	7.00	3.057
-0.58	-0.064	8.00	2.976
-0.65	-0.072	9.00	2.885
-0.72	-0.080	10.00	2.786
-0.79	-0.088	11.00	2.678
-0.87	-0.096	12.00	2.563

```
WAVE PARTICLE KINEMATICS -- WRT WAVE DIRECTION
==============================================

                    UNITS  METERS METRIC TONS SEC DEG RAD/SEC RAD/SEC**2

    CURRENT VELOCITY, IF DEFINED, IS INCLUDED.

    WAVE -- HEIGHT =    6.10 PERIOD =    9.00 DEPTH =   38.51

    NOTE:  1. VERTICAL COMPONENTS ARE POSITIVE UPWARD (NEGATIVE INERTIAL Z DIRECTION).
           2. HORIZONTAL COMPONENTS ARE POSITIVE IN THE DIRECTION OF WAVE TRAVEL.
```

TIME	ELEVATION	PARTICLE VELOCITY		PARTICLE ACCELERATION	
		HORIZ	VERT	HORIZ	VERT
0.00	44.610	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
	41.840	2.60098	0.00000	0.00000	-1.47048
	41.840	2.60093	0.00000	0.00000	-1.47045
	38.510	2.20246	0.00000	0.00000	-1.27009
	30.000	1.46119	0.00000	0.00000	-0.84215
	25.500	1.19162	0.00000	0.00000	-0.66203

```
            20.000     0.94751     0.00000      0.00000    -0.47754
            12.800     0.73937     0.00000      0.00000    -0.28097
            10.000     0.68662     0.00000      0.00000    -0.21439
             6.500     0.64015     0.00000      0.00000    -0.13636
             4.000     0.61941     0.00000      0.00000    -0.08308
             0.000     0.60688     0.00000      0.00000     0.00000

       1934       $$
       1935       $ FINISH
NORMAL TERMINATION FROM GTSELOS
```

Onda + Corrente:

```
WAVE SURFACE ELEVATION
======================

                    UNITS  METERS METRIC TONS SEC DEG RAD/SEC RAD/SEC**2

    WAVE -- HEIGHT =    6.10 PERIOD =    9.00 DEPTH =   38.51

   NOTE:  ELEVATION IS POSITIVE UPWARD (NEGATIVE INERTIAL Z DIRECTION).
          MEASURED FROM STILL WATER SURFACE.

 TIME        TIME/PERIOD                DISTANCE           SURFACE ELEVATION
------       -----------                --------           -----------------

 0.58            0.064                    -8.00                 2.976
 0.51            0.056                    -7.00                 3.057
 0.43            0.048                    -6.00                 3.129
 0.36            0.040                    -5.00                 3.191
 0.29            0.032                    -4.00                 3.242
 0.22            0.024                    -3.00                 3.282
 0.14            0.016                    -2.00                 3.310
 0.07            0.008                    -1.00                 3.328
 0.00            0.000                     0.00                 3.333
-0.07           -0.008                     1.00                 3.328
-0.14           -0.016                     2.00                 3.310
-0.22           -0.024                     3.00                 3.282
-0.29           -0.032                     4.00                 3.242
-0.36           -0.040                     5.00                 3.191
-0.43           -0.048                     6.00                 3.129
-0.51           -0.056                     7.00                 3.057
-0.58           -0.064                     8.00                 2.976
-0.65           -0.072                     9.00                 2.885
-0.72           -0.080                    10.00                 2.786
-0.79           -0.088                    11.00                 2.678
-0.87           -0.096                    12.00                 2.563

WAVE PARTICLE KINEMATICS -- WRT WAVE DIRECTION
==============================================

                    UNITS  METERS METRIC TONS SEC DEG RAD/SEC RAD/SEC**2

    CURRENT VELOCITY, IF DEFINED, IS INCLUDED.

    WAVE -- HEIGHT =    6.10 PERIOD =    9.00 DEPTH =   38.51

    NOTE:  1. VERTICAL COMPONENTS ARE POSITIVE UPWARD (NEGATIVE INERTIAL Z DIRECTION).
           2. HORIZONTAL COMPONENTS ARE POSITIVE IN THE DIRECTION OF WAVE TRAVEL.

  TIME     ELEVATION     PARTICLE VELOCITY     PARTICLE ACCELERATION
                         HORIZ       VERT         HORIZ       VERT
  ----     ---------     -----       ----         -----       ----
```

```
 0.00     44.610     0.00000     0.00000      0.00000     0.00000
          41.840     3.95091     0.00000      0.00000    -1.47048
          41.840     3.95086     0.00000      0.00000    -1.47045
          38.510     3.48316     0.00000      0.00000    -1.27009
          30.000     2.56495     0.00000      0.00000    -0.84215
          25.500     2.20181     0.00000      0.00000    -0.66203
          20.000     1.84334     0.00000      0.00000    -0.47754
          12.800     1.48550     0.00000      0.00000    -0.28097
          10.000     1.37454     0.00000      0.00000    -0.21439
           6.500     1.25529     0.00000      0.00000    -0.13636
           4.000     1.18257     0.00000      0.00000    -0.08308
           0.000     1.08688     0.00000      0.00000     0.00000

      1949       $$
      1950       $ FINISH
NORMAL TERMINATION FROM GTSELOS
```

Assim, temos a seguinte tabela com o resumo das velocidades (m/s):

trecho	El.(mm)	h - limites do trecho (m)	h(m)	v onda (m/s)	v onda + corrente (m/s)	v corrente (m/s)
1º	(-)8500 a (+)7250	25,500 a41,250	41,840	2,60	3,95	1,35
2º.	(-)36000 a (-)8500	-2,000 a25,500	25,500	1,19	2,20	1,01
			12,800	0,73	1,49	0,76
			6,500	0,64	1,26	0,62

Cabe ressaltar que na tabela acima, consideramos h = 0,00m correspondente ao fundo (el (-) 34000)

3 - PARÂMETROS DO ESCOAMENTO

Neste item são calculados os parâmetros de escoamento.

Re = Número de Reynolds = $v\ D / \eta$

v_R = velocidade reduzida = $v / (f_n\ D)$

k_s = parâmetro de estabilidade: = $2\ m\ \delta / (\rho\ D^2)$

k_c = Número de Keulegan-Carpenter = $V_m\ T / D$

Onde:

D = 0,762 + 0,06 x 2 = 0,882 m

η = viscosidade cinemática da água = $1{,}13 \times 10^{-6}$ m/s

L1=1575cm (Vão entre as 1ª e 2ª guias)

L2=2750cm (Vão entre as 2ª guia e o solo)

CASO 1: Vão entre as 1ª e 2ª guias

Verificação da ressonância para Corrente

Para que ocorra difusão de vórtices ressonantes devemos ter:

Na direção do fluxo:

- $1{,}0 < v_R < 3{,}5$
- $k_s < 1{,}8$

Da tabela de velocidades máximas, temos:

vmax = 1,35 m/s

Calculando-se a velocidade reduzida:

$v_R = 1{,}35 / (4{,}37 \times 0{,}882) = 0{,}35 < 1{,}0 \rightarrow$ não ocorre

Na direção perpendicular ao fluxo:

- $3{,}0 < v_R < 16{,}0$

$v_R = 0{,}35 < 3{,}0 \rightarrow$ não ocorre

Verificação da ressonância para Onda + Corrente

Na direção do fluxo:

- $1{,}0 < v_R < 3{,}5$
- $k_s < 1{,}8$

Da tabela de velocidades máximas, temos:

vmax = 3,95 m/s

$v_R = 3{,}95 / (4{,}37 \times 0{,}882) = 1{,}02 \approx 1{,}0 \rightarrow$ não ocorre

Na direção perpendicular ao fluxo:

- $4{,}0 < v_R < 8{,}0$

$v_R = 1{,}02 < 4{,}0 \rightarrow$ não ocorre

CASO 2: Vão entre as 2ª guia e o solo

Neste trecho serão adotadas as velocidades na EL(-)8500 por serem os maiores valores atuantes.

Verificação da ressonância para Corrente

Para que ocorra difusão de vórtices ressonantes devemos ter:

Na direção do fluxo:

- $1,0 < v_R < 3,5$
- $k_s < 1,8$

Da tabela de velocidades máximas, temos:

$v_{-8,5} = 1,01$ m/s

Calculando-se a velocidade reduzida:

$v_R = 1,01 / (1,43 \times 0,882) = 0,80 < 1,0 \rightarrow$ não ocorre

Na direção perpendicular ao fluxo:

- $3,0 < v_R < 16,0$

$v_R = 0,80 < 3,0 \rightarrow$ não ocorre

Verificação da ressonância para Onda + Corrente

Na direção do fluxo:

- $1,0 < v_R < 3,5$
- $k_s < 1,8$

Calculando-se a velocidade reduzida:

$v_R = 2,20 / (1,43 \times 0,882) = 1,74$

Calculando-se o parâmetro de estabilidade:

$k_s = 2\ m\ \delta / (\rho\ D^2)$

Onde:

mc = p / g = 17,026 / 9,81 = 1,736 t/m

CD = 1,05 (membros c/ incrustação)

$\delta = \delta_s + \delta_n$

$\delta_s = 2\Pi\xi = 0{,}126$ (amortecimento estrutural 2%)

$\delta_h = \rho\ D\ c_D\ v / (2m_c\ f_n) = 1{,}025 \times 0{,}882 \times 1{,}05 \times 2{,}20\ (2 \times 1{,}736 \times 1{,}43) = 0{,}420$

Assim,

$\delta = 0{,}126 + 0{,}420 = 0{,}547$

$Ks = 2 \times 1{,}736 \times 0{,}547 / (1{,}025 \times 0{,}882^{\ 2}) = 2{,}38 > 1{,}8$

Com vr = 1,74 e Ks = 2,38 não ocorre vórtice ressonante.

Verificação para $v_R = 1{,}0 \rightarrow v = 1{,}0 \times 1{,}43 \times 0{,}882 = 1{,}26$ m/s, então:

Cálculo do Ks correspondente:

$\delta_h = \rho\ D\ c_D\ v / (2m_c\ f_n) = 1{,}025 \times 0{,}882 \times 1{,}05 \times 1{,}26 / (2 \times 1{,}736 \times 1{,}43) = 0{,}240$

$\delta = 0{,}126 + 0{,}240 = 0{,}366$

$Ks = 2 \times 1{,}736 \times 0{,}366 / (1{,}025 \times 0{,}882^2) = 1{,}59 \rightarrow$ **podem ocorrer vórtices**

Cálculo da v_R para Ks = 1,8:

$Ks = 1{,}8 = 2 \times 1{,}736 \times \delta / (1{,}025 \times 0{,}882^2)$

Onde:

$\delta = 0{,}413$

$\delta_h = 0{,}413 - 0{,}126 = 0{,}287$

$\delta_h = 0{,}287 = 1{,}025 \times 0{,}882 \times 1{,}05 \times v / (2 \times 1{,}736 \times 1{,}43)$

Daí,

$v = 1{,}50$ m/s

$v_R = 1{,}50 / (1{,}43 \times 0{,}882) = 1{,}19 \rightarrow$ **podem ocorrer vórtices**

Portanto, neste vão, podem ocorrer vórtices no trecho sujeito a velocidades entre 1,26 m/s (v_R = 1,00 e Ks = 1,59) a 1,50 m/s (v_R = 1,19 e Ks = 1,8).

No perfil de velocidades, verificamos que essas velocidades ocorrem entre as elevações (-)21.200 e (-)27.500 (h= 6,500 e h=12,800, respectivamente).

Na direção perpendicular ao fluxo:

- $4{,}0 < v_R < 8{,}0$

$v_R = 1{,}74 < 4{,}0 \rightarrow$ não ocorre

4 - CONCLUSÃO

Em todos os trechos estudados os valores dos parâmetros indicaram a não ocorrência de vórtices ressonantes, exceto para aquele entre as elevações (-)21.200 e (-)27.500.

Como o comprimento desse trecho é menor do que ¼ do vão, entendemos que a possibilidade de ocorrência de vórtex ressonante no mesmo é remota o suficiente para considerarmos adequada a configuração de suportes dos condutores.

ANEXO 3 - ANÁLISE DINÂMICA

Neste item, está apresentada uma análise para avaliar o efeito dinâmico da passagem das cargas de onda pela plataforma. Esta análise foi retirada da Memória de Cálculo original da plataforma, portanto, não foi desenvolvida no presente trabalho. Uma vez que a API [6] aconselha o seu desenvolvimento, achou-se interessante incluí-la nos anexos, para apreciação do leitor.

Inicialmente, foi feita uma análise de vibração livre para a determinação dos principais modos de vibração e respectivas freqüências naturais da plataforma.

Caso o período natural obtido seja superior a três segundos, as forças de inércia serão consideradas significativas. Neste caso, de acordo com a API, devem ser aplicadas à estrutura cargas dinâmicas de onda, como carregamentos estacionários, desenvolvidos em séries de Fourier.

1 – MODELO ESTRUTURAL

O modelo desta análise é o mesmo utilizado na Análise de Fadiga, incluindo a fundação.

2 – DISTRIBUIÇÃO DAS MASSAS

As massas do modelo são computadas automaticamente utilizando a densidade e propriedades dos membros (ver propriedades dos membros) através do comando;

INERTIA OF JOINT CONSISTENT

As massas dos demais carregamentos gravitacionais são convertidas através do comando;

INERTIA OF JOINT FROM LOADS -

'PPNMODCV' 'SOBRECARGA' ALL DOF

A massa d'água externa co-vibrante com a estrutura está considerada através da alteração da densidade dos membros.

Tubo principal (Caisson): T44X1,5" + T30X1,0" + grout

		Amembro	Aconjunto	Agrout	AgExter	DenEquiv
44"X1,5"			1871	7939	9810	234,08
43,5"X1,25"	ZDT(**)	1649	1871	7939	9810	265,55
30"X1,00"	PARTE ENTERRADA(*)		578	3972	0	243,42

Luvas: T39X0,75 + T30X1,0 + grout

TUBO	Local	Amembro	Aconjunto	Agrout	AgExter	DenEquiv
39"X0,75"			1158	6555	7713	282,63
30"X1,00"	PARTE ENTERRADA(*)		579	3981	0	243,58

Condutor : T30X1,00"

Aaço = 578 cm^2 Aag int = 3981 cm^2 Aag ext = 4560 cm^2

Den = [78,5 x 0,0578 + 10,25 x (0,3981 + 0,4560)] / 0,0578 = 229,96 kN / m^3

3 - RESULTADOS DA ANÁLISE

A seguir estão representados os resultados da análise:

3.1 - MODOS DE VIBRAÇÃO E PERÍODO NATURAL

```
    EIGENVALUES

MODE------EIGENVALUE-------FREQUENCY-------FREQUENCY--------PERIOD-------STATUS-/
        ((RAD/SEC)**2)     (RAD/SEC)       (CYC/SEC)       (SEC/CYC)

   1     7.299310D+00    2.701723D+00    4.299926D-01    2.325621D+00    ACTIVE
   2     8.062219D+00    2.839405D+00    4.519053D-01    2.212853D+00    ACTIVE
   3     2.341989D+01    4.839410D+00    7.702160D-01    1.298337D+00    ACTIVE
   4     5.980458D+01    7.733342D+00    1.230800D+00    8.124800D-01    ACTIVE
   5     1.037166D+02    1.018413D+01    1.620855D+00    6.169582D-01    ACTIVE
   6     1.121113D+02    1.058826D+01    1.685175D+00    5.934103D-01    ACTIVE
   7     1.804876D+02    1.343457D+01    2.138178D+00    4.676880D-01    ACTIVE
   8     2.535058D+02    1.592187D+01    2.534044D+00    3.946262D-01    ACTIVE
   9     2.543057D+02    1.594697D+01    2.538038D+00    3.940051D-01    ACTIVE
  10     2.562926D+02    1.600914D+01    2.547934D+00    3.924749D-01    ACTIVE
```

3.2 – RESUMO DAS MASSAS

```
UNITS  M    KN   DEG  DEGF SEC
/--------/----------------/----------------/----------------/
  GLOBAL   CENTER OF MASS
   AXIS      COORDINATE       TOTAL MASS      TOTAL WEIGHT
/--------/----------------/----------------/----------------/
    X       0.1114160         662.0222         6492.221
    Y        1.734210         662.0220         6492.219
    Z       -10.24847         661.3549         6485.676
/--------/----------------/----------------/----------------/
```

4 – FATOR DE AMPLIFICAÇÃO DINÂMICA

Observamos que o maior período natural da plataforma é igual a 2,32 s.

Como o período natural obtido para a estrutura da plataforma é inferior a três segundos, entendemos que não surgem forças de inércia significativas quando ocorre a passagem

das ondas pela plataforma. Por este motivo, não foram aplicados quaisquer fatores de amplificação nas cargas de onda.

ANEXO 4 – DADOS METAOCEANOGRÁFICOS

Devido a exigências de confidencialidade dos dados fornecidos pela contratante do projeto original da plataforma, não foi possível anexar o relatório de dados metaoceanográficos integralmente. Entretanto, dada sua importância para nossas análises, foi permitido que os dados de onda e corrente fossem anexados. Os dados de vento e condições meteorológicas do local não foram considerados relevantes, e, portanto, não foram incluídos neste anexo.

CONVENÇÕES ADOTADAS

1.1 Sistema de Unidades

Foi adotado o Sistema Internacional de Unidades para a elaboração das análises, diagramas, tabelas e gráficos constantes desta especificação.

1.2 Direções de Ondas, Ventos e Correntes

- onda - direção de onde vem;
- vento - direção de onde vem;
- corrente - direção para onde vai.

DADOS OCEANOGRÁFICOS LOCAIS

2.1 Marés

Os níveis da água são referenciados ao Nível de Redução da DHN.

- Maré Astr. Máxima + Maré Atm. Máxima 4,0 m
- Maré Astronômica Máxima 3,4 m
- Preamar Média de Sizígia 3,0 m
- Nível Médio do Mar 1,5 m
- Baixamar Média de Sizígia 0,0 m
- Maré Astronômica Mínima - 0,4 m
- Maré Astr. Mínima + Maré Atm. Mínima - 1,0 m
- Faixa de Variação de Sizígia 3,8 m
- Faixa de Variação Máxima 5,0 m

2.2 – Ondas

2.2.1 Parâmetros Característicos das Ondas, em função dos Períodos de Retorno (anos),em relação ao nível médio do mar:

	PERÍODO DE RETORNO (ANOS)					
	1	10	20	30	50	100
HS-Altura Significativa (m)	3,2	3,7	3,9	4,0	4,2	4,4
TZ-Período médio zero ascedente (s)	8,5	8,6	8,6	8,6	8,7	8,7
HMAX-Altura Máxima (m)	6,1	7,2	7,6	7,9	8,2	8,2
THMAX-Período Associado a HMAX (s)	9,0	9,2	9,2	9,3	9,3	9,4

2.2.2 Porcentagem Média Anual de Ocorrência de Alturas Significativas

ALTURAS SIGNIFICATIVAS DE ONDAS (Hs)		
Hs (metros)	NÚMERO	PORCENTAGEM
0,5 - 1,0	184	22,44
1,0 - 1,5	497	60,61
1,5 - 2,0	137	16,71
2,0 - 2,5	2	0,24
TOTAL	820	100,00

PERÍODO: 19.08 a 24.08.78 / 29.08.78 a 28.02.79

2.2.3 Período Médio por Classe de Altura Individual de Onda

ALTURA INDIVIDUAL DE ONDA (m)	PERÍODO MÉDIO (s)
0,00 - 0,31	6,4
0,31 - 0,91	6,9
0,91 - 1,52	7,4
1,52 - 2,13	7,9
2,13 - 2,74	8,4
2,74 - 3,35	8,7
3,35 - 3,96	8,9
3,96 - 4,57	9,0
4,57 - 5,18	9,1
5,18 - 5,79	9,2
5,79 - 6,40	9,2
6,40 - 7,01	9,3
7,01 - 7,62	9,3
7,62 - 8,23	9,4

PERÍODO MÉDIO ANUAL $\rightarrow$ T = 6,8 seg

2.2.4 Porcentagem Média de Ocorrência Anual de Direções de onda

DIREÇÃO DE ONDA	PORCENTAGEM DE OCORRÊNCIA
N	2.1
NE	24.1
E	64.3
SE	7.0
S	0.7
SW	0.5
W	0.5
NW	0.8

2.2.5 Dados de Onda para Fadiga - Abordagem Determinística

NÚMERO MÉDIO DE OCORRÊNCIA ANUAL DE ONDAS POR CLASSES DE ALTURA	
CLASSE DE ALTURA (m)	NÚMERO DE ONDAS
0,00 - 0,31	1.896.667
0,31 - 0,91	1.613.333
0,91 - 1,52	526.667
1,52 - 2,13	183.333
2,13 - 2,74	54.567
2,74 - 3,35	17.166
3,35 - 3,96	5.614
3,96 - 4,57	1.800
4,57 - 5,18	584
5,18 - 5,79	182
5,79 - 6,40	59
6,40 - 7,01	19
7,01 - 7,62	6

2.3 Corrente

2.3.1 Valores de Corrente Associados a Períodos de Retorno (intensidade em m/s)

	ANOS					
Profundidade	1	10	20	30	50	100
Superfície	1,35	1,57	1,63	1,67	1,72	1,79
Fundo	0,48	0,56	0,58	0,60	0,62	0,64

2.3.2 Porcentagem Média de Ocorrência Anual de Correntes por Faixa de Direção (velocidade média em m/s)

DIREÇÃO	% DE OCORRÊNCIA	VEL. MED. SUP.	VEL. MED. FUNDO
N	8.8	0,24	0,12
NE	5.3	0,21	0,09
E	33.1	0,61	0,27
SE	6.8	0,24	0,12
S	2.7	0,09	0,06
SW	4.1	0,18	0,09
W	24.0	0,76	0,37
NW	15.2	0,55	0,24

ANEXO 5 – TABELA RESUMO RODADAS E RESULTADOS

Rodada	Dnom		Deq estatica	Tnom		Teq estatica	Teq fadiga	d		t		comprim. l can (cm)	vida a fadiga
	polegada	cm		polegada	cm			polegada	cm	polegada	cm		
R0	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	20	50,8	1/2	1,27	-	19,18
R1	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	20	50,8	9/16	1,43	150	19,04
R2	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	20	50,8	5/8	1,59	150	18,86
R3	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	20	50,8	11/16	1,75	150	18,18
R4	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	20	50,8	3/4	1,91	150	17,03
R5	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	22	55,8	1/2	1,27	150	26,19
R6	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	24	60,9	1/2	1,27	150	37,42
R7	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	26	66	1/2	1,27	150	55,39
R8	39	99,1	90,39	3/4	1,91	4,32	3,18	28	71,1	1/2	1,27	150	85,08
R9	39	99,1	90,9	13/16	2,06	4,48	3,28	20	50,8	1/2	1,27	250	22,97
R10	39	99,1	91,37	7/8	2,22	4,63	3,38	20	50,8	1/2	1,27	250	27,31
R11	39	99,1	91,81	15/16	2,38	4,79	3,48	20	50,8	1/2	1,27	250	32,28
R12	39	99,1	92,21	1	2,54	4,95	3,59	20	50,8	1/2	1,27	250	38,47
R13	42	106,7	95,23	3/4	1,91	4,25	3,18	20	50,8	1/2	1,27	250	17,76
R14	44	111,8	98,64	3/4	1,91	4,19	3,18	20	50,8	1/2	1,27	250	16,76
R15	46	116,8	102,18	3/4	1,91	4,14	3,18	20	50,8	1/2	1,27	250	15,14
R16	48	121,9	105,83	3/4	1,91	4,08	3,18	20	50,8	1/2	1,27	250	13,78

ANEXO 6 – UNIFILARES MODELO ESTRUTURAL

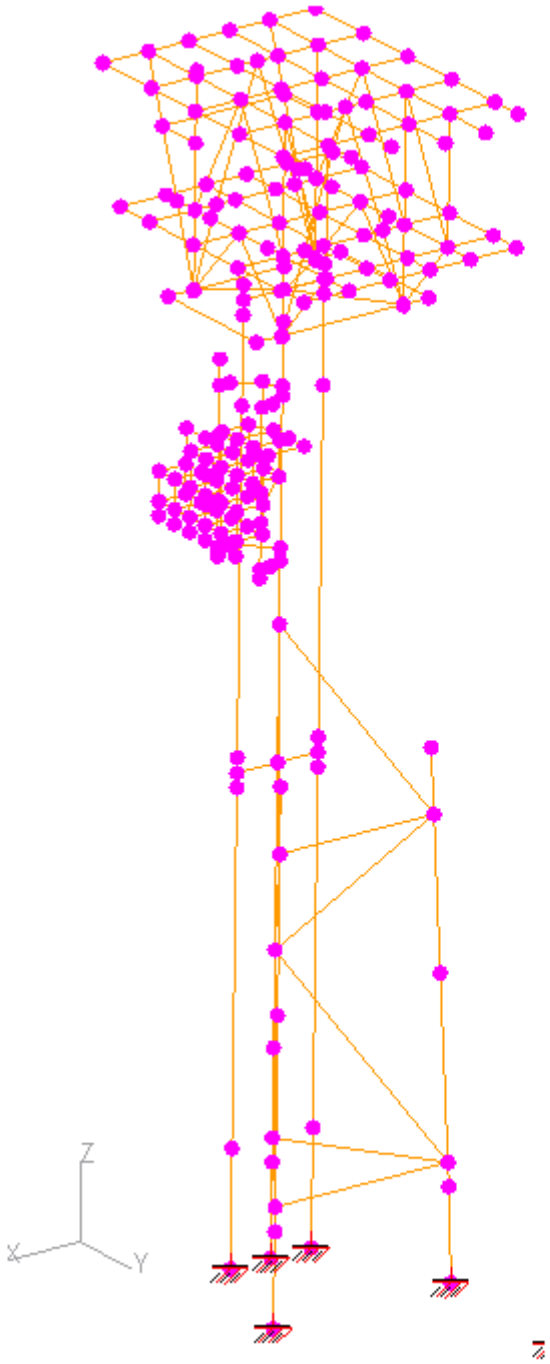


Figura 0-1- Isométrico da Estrutura Modelada

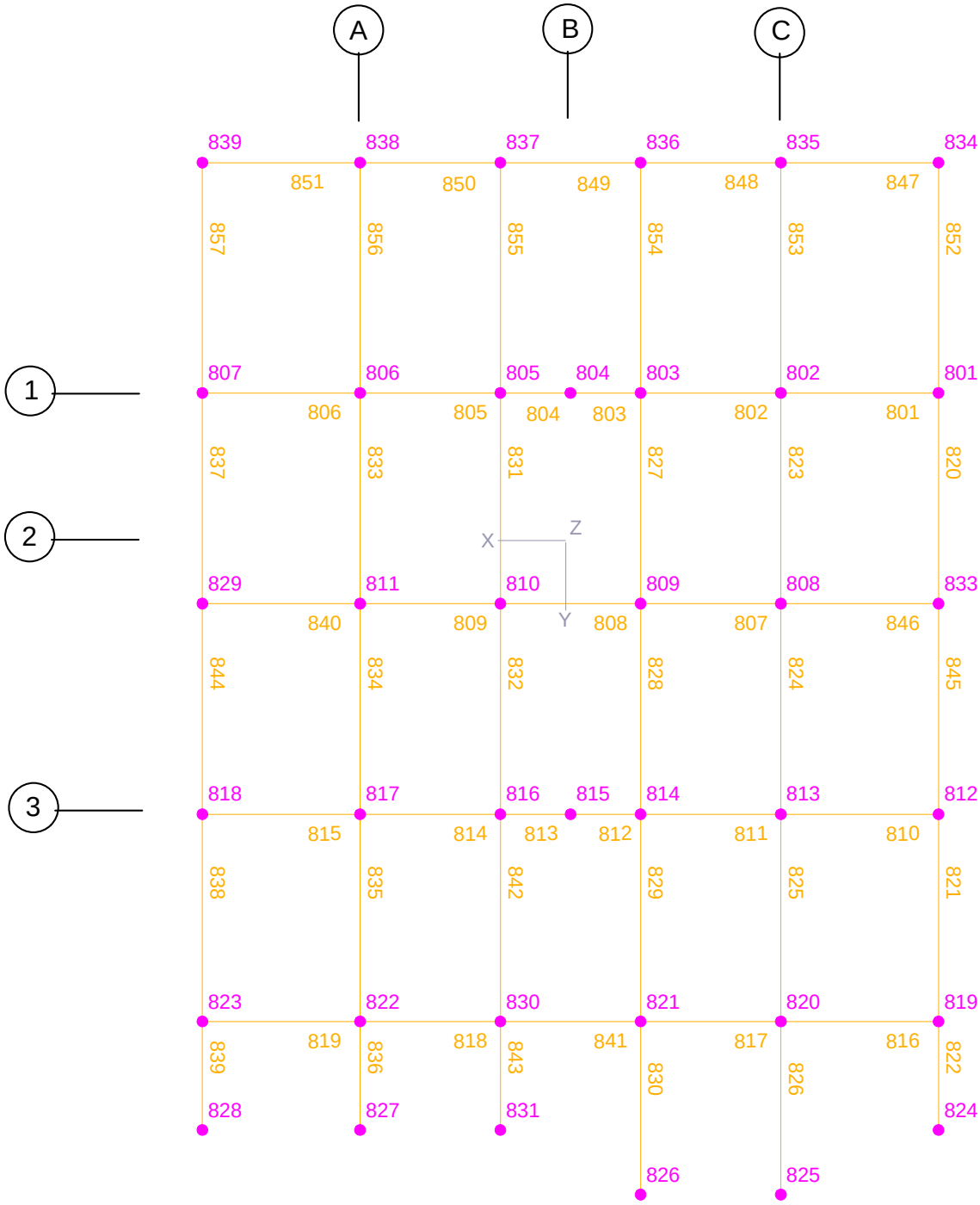


Figura 0-2- Convés Superior - EL (+) 14350 - PLANO XY

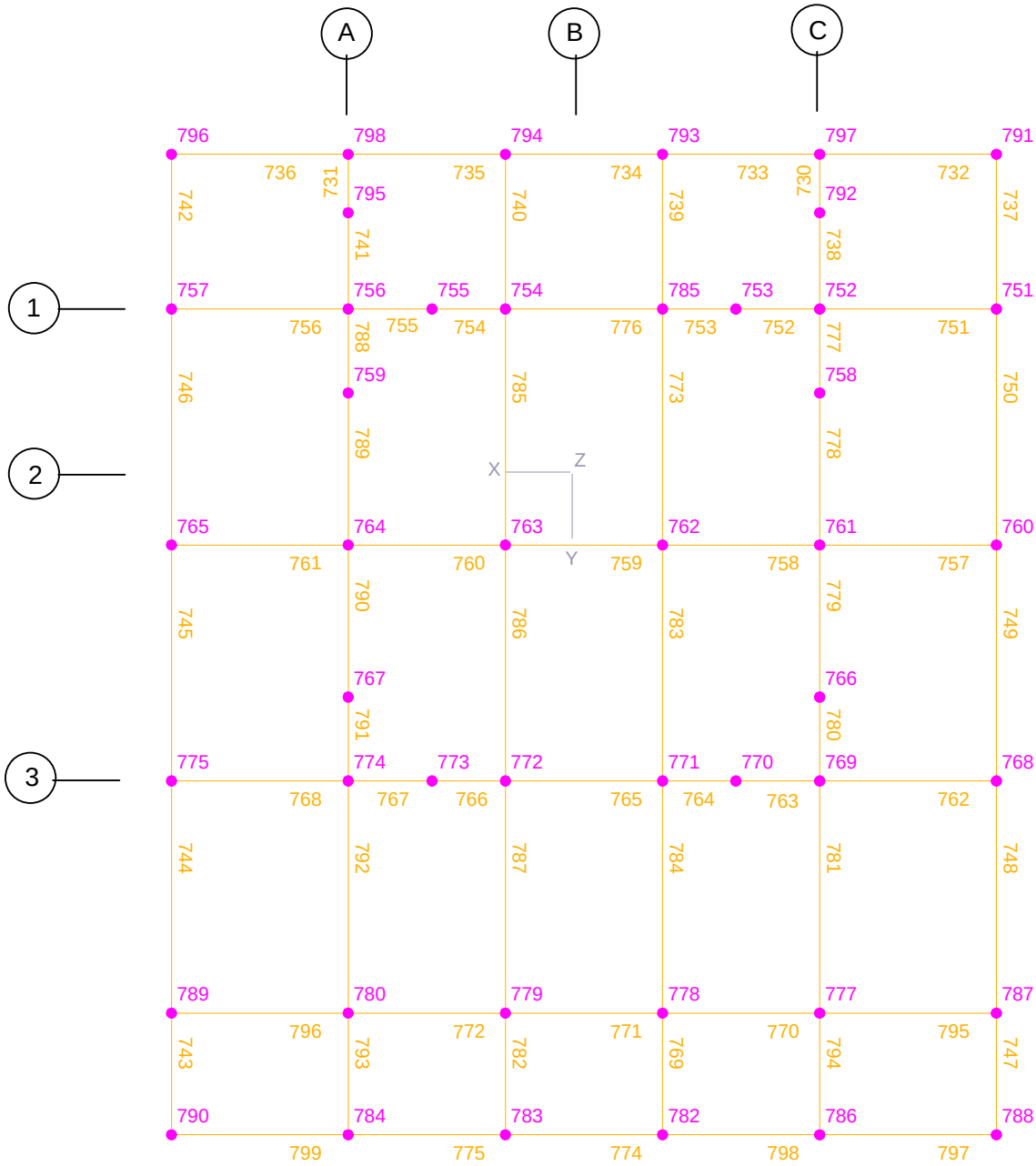


Figura 0-3- Convés Intermediário - EL (+) 9900 - PLANO XY

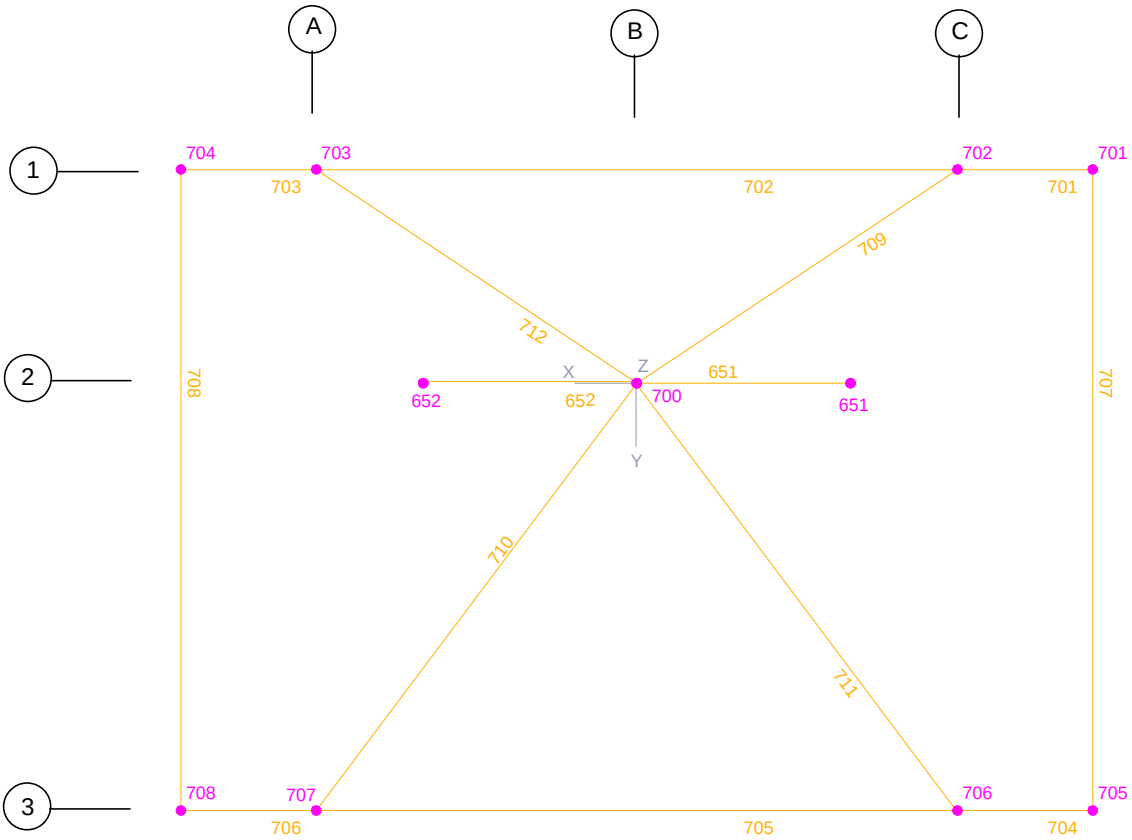


Figura 0-4- Convés Inferior - EL (+) 7250 - PLANO XY

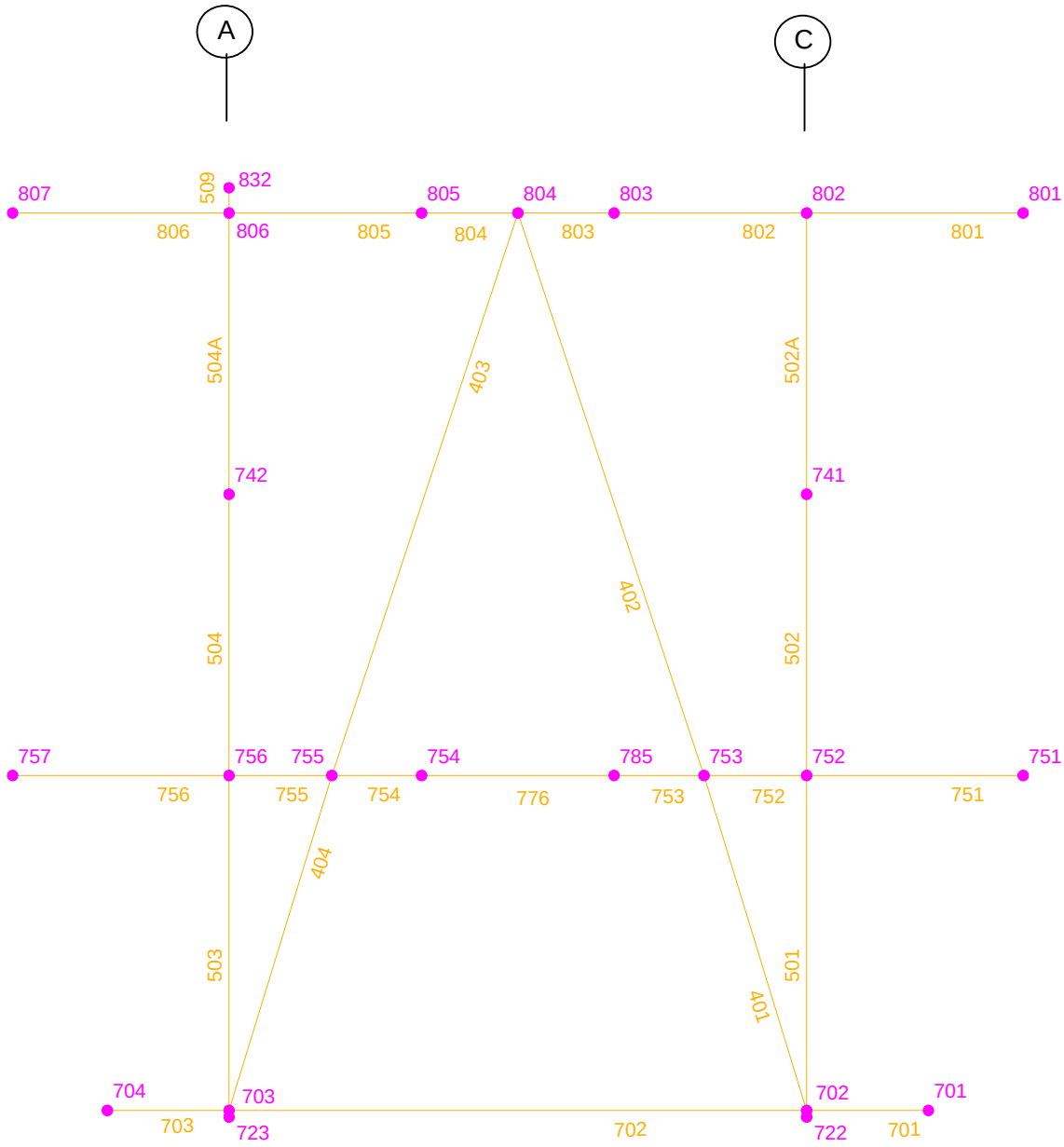


Figura 0-5- Elevação no Eixo 1 - PLANO XZ

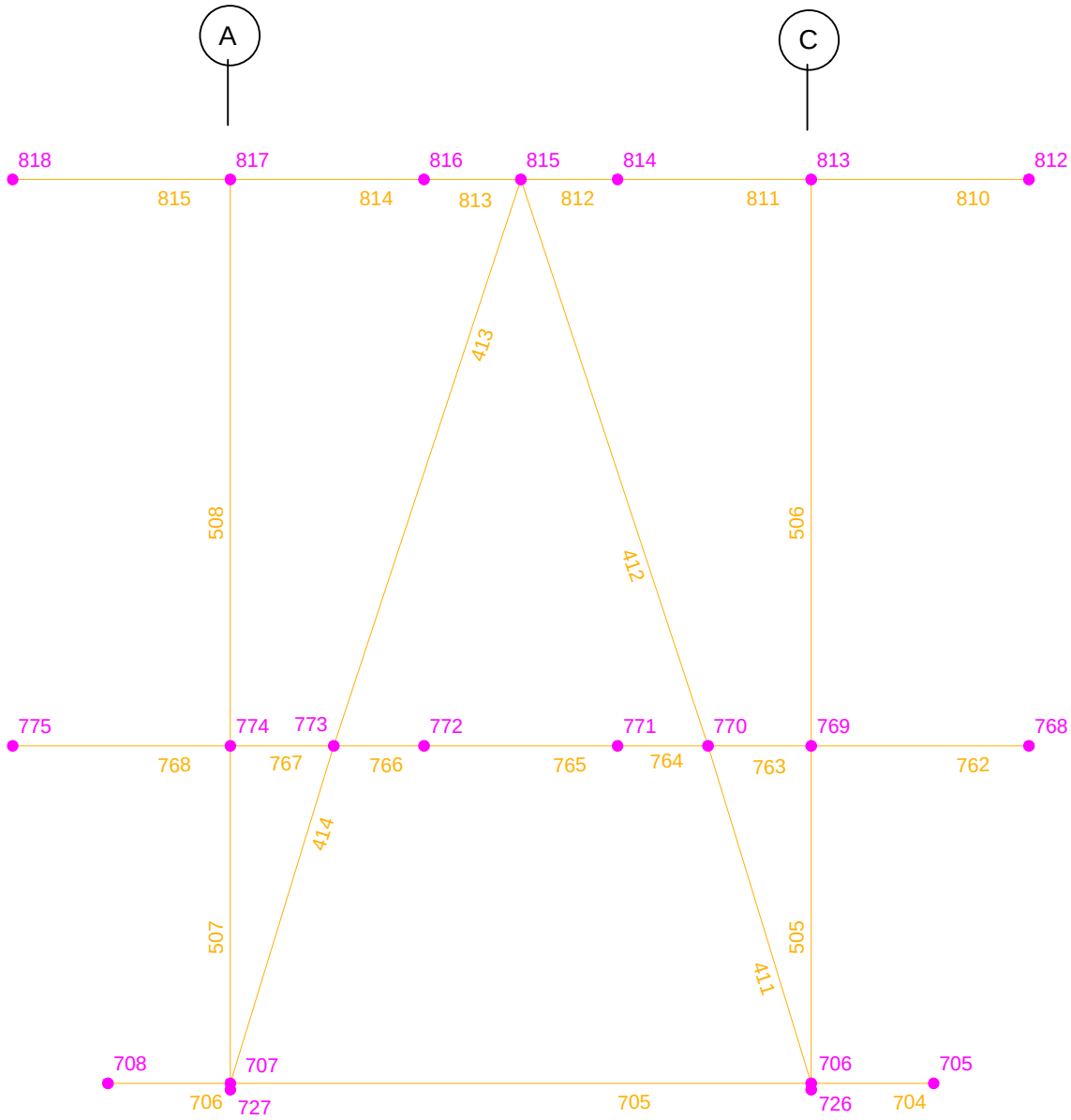


Figura 0-6- Elevação no Eixo 3 - PLANO XZ

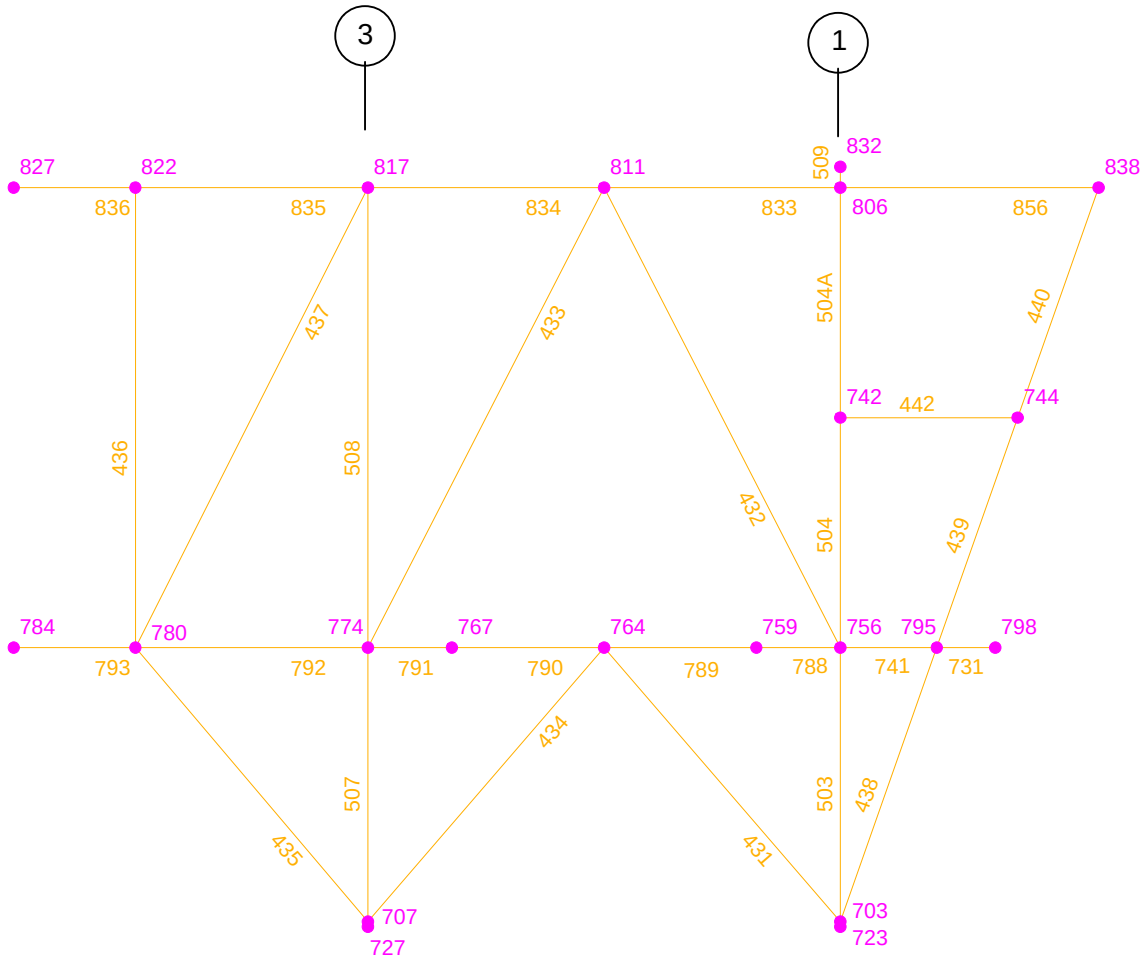


Figura 0-7- Elevação no Eixo A - PLANO YZ

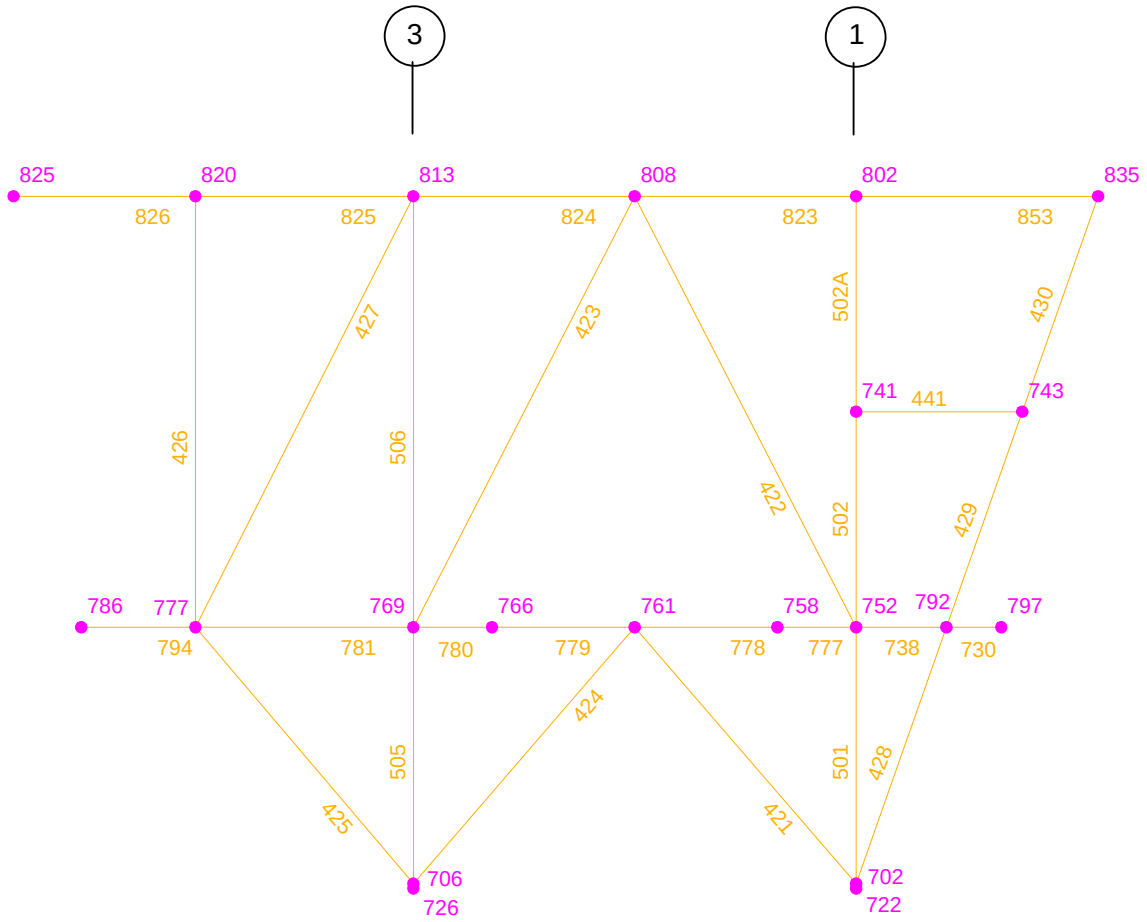


Figura 0-8- Elevação no Eixo C - PLANO YZ

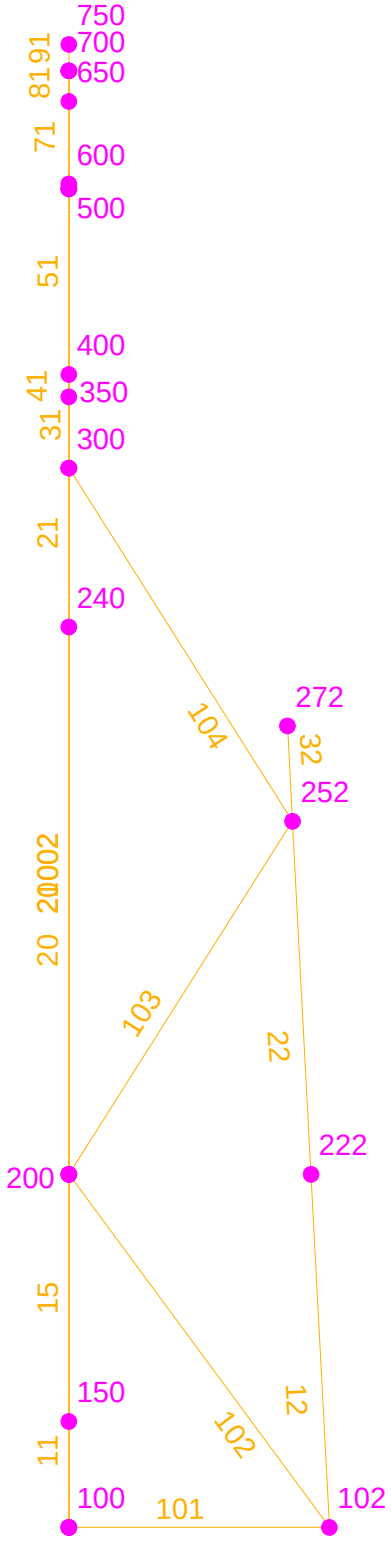


Figura 0-9- Jaqueta – face A

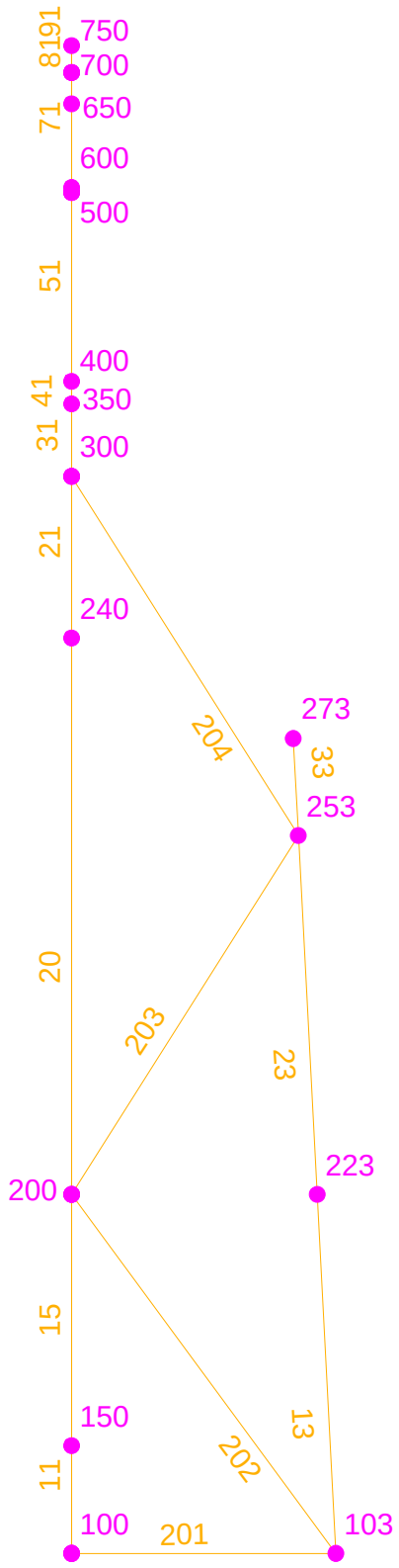


Figura 0-10- Jaqueta – face B

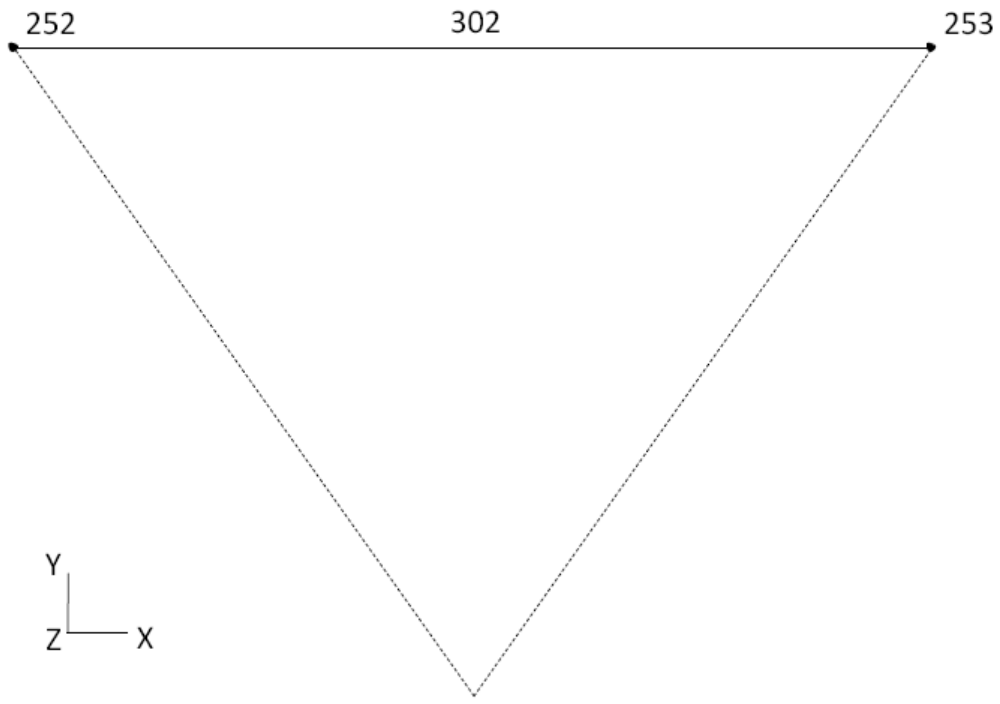


Figura 0-11- Jaqueta – EL (-)1400 – plano XY

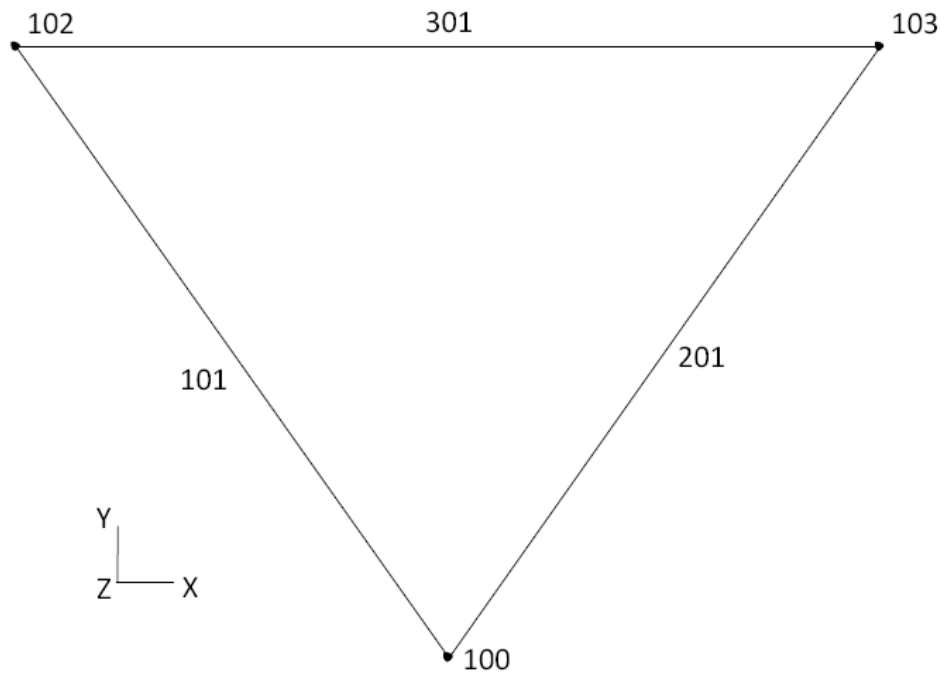


Figura 0-12- Jaqueta – EL (-)3400 – plano XY

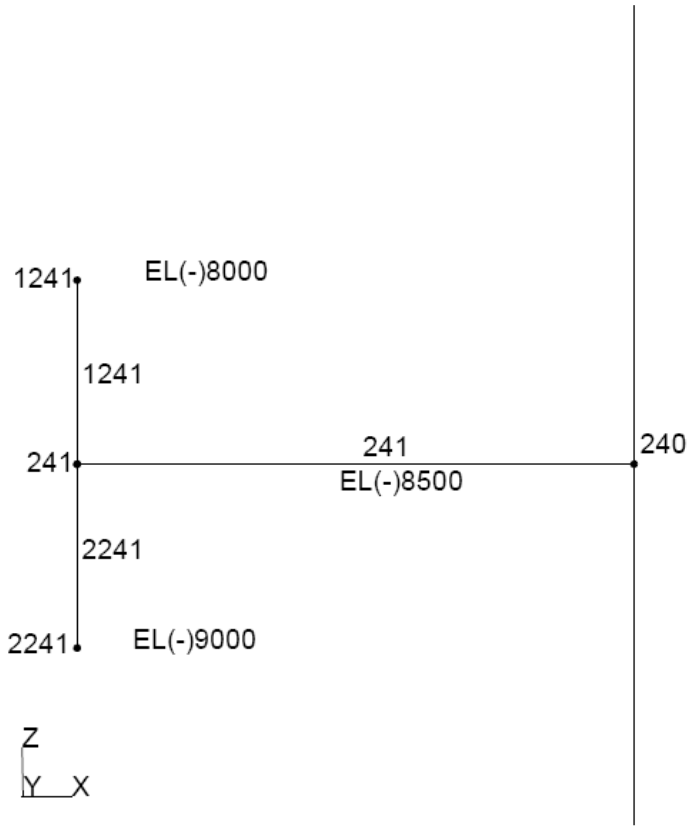


Figura 0-13- Guia dos Condutores A - plano XZ

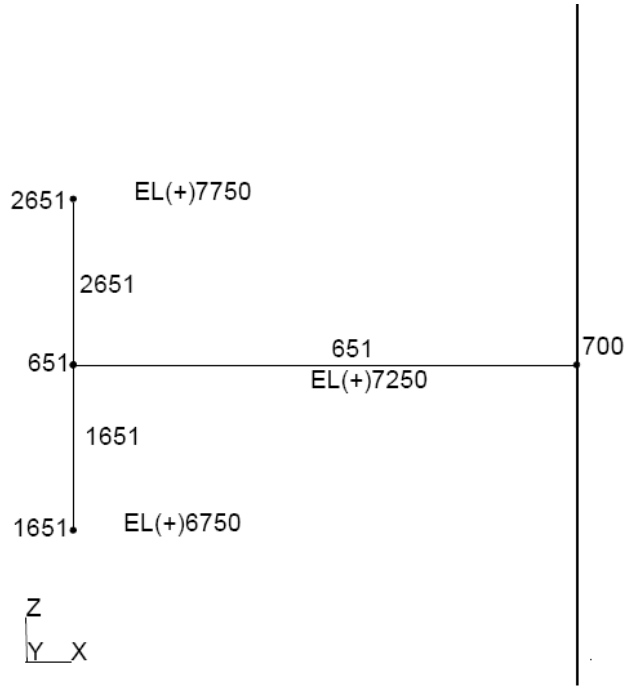


Figura 0-14- Guia dos Condutores B - plano XZ

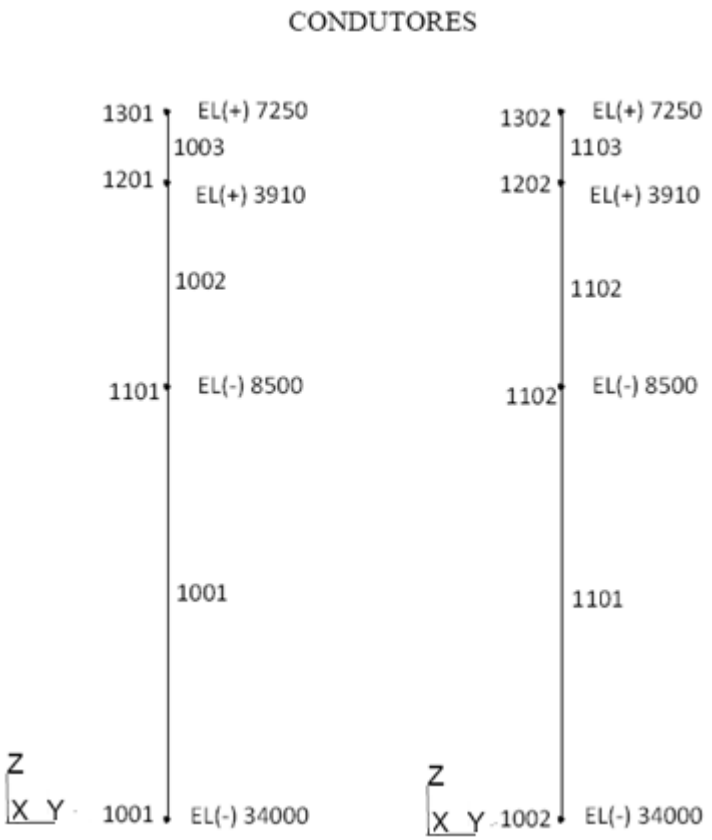


Figura 0-15- Guia dos Condutores - PLANO XZ

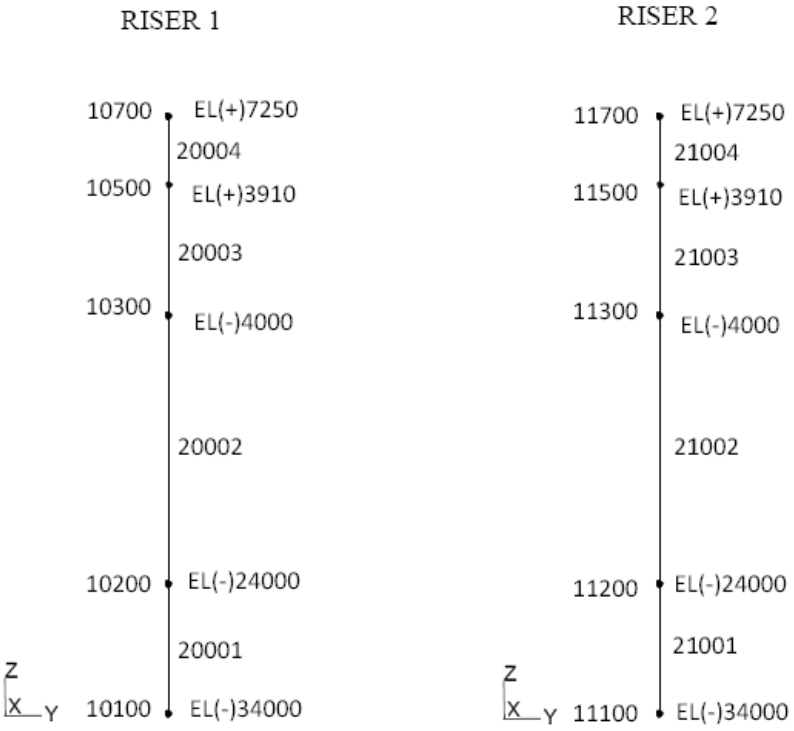


Figura 0-16- Risers - plano XZ

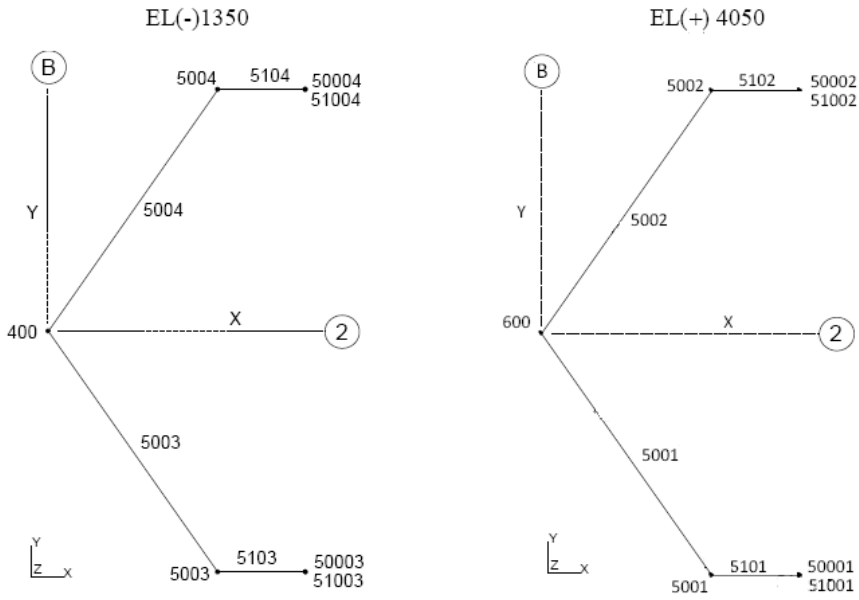


Figura 0-17- Ancoradouros - plano XY

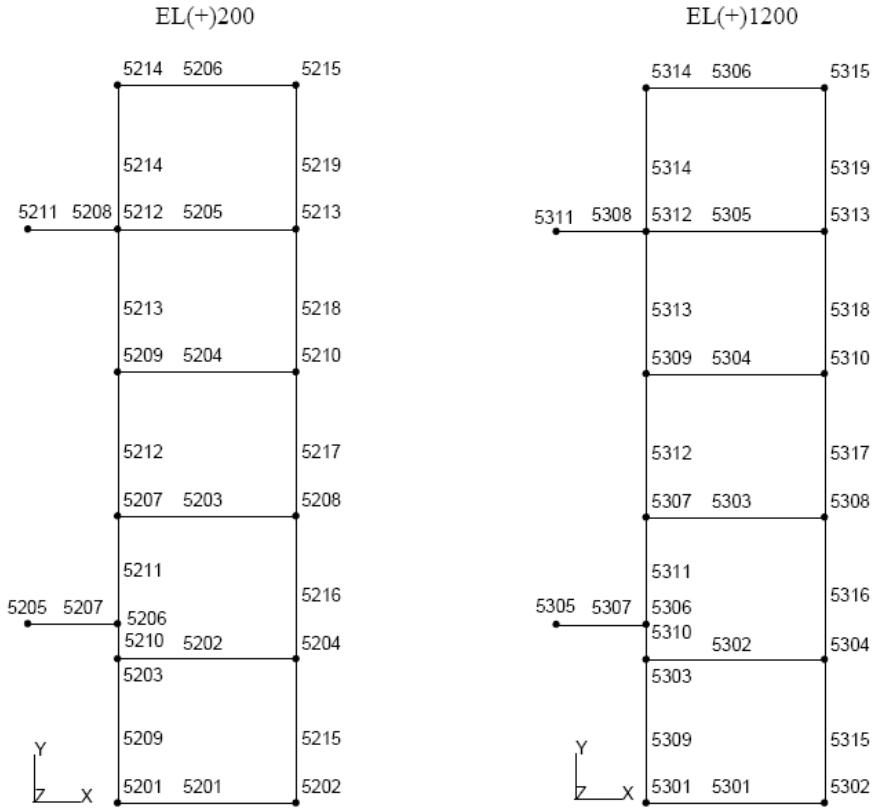


Figura 0-18- Ancoradouros - plano XY

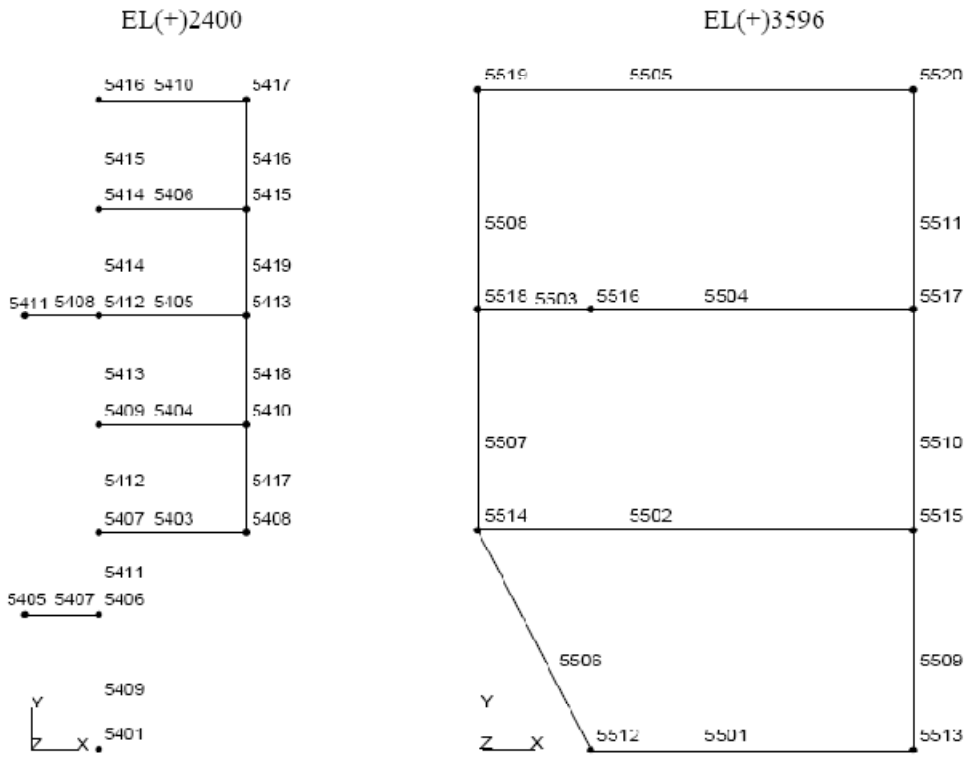


Figura 0-19- Ancoradouros – Plano XY

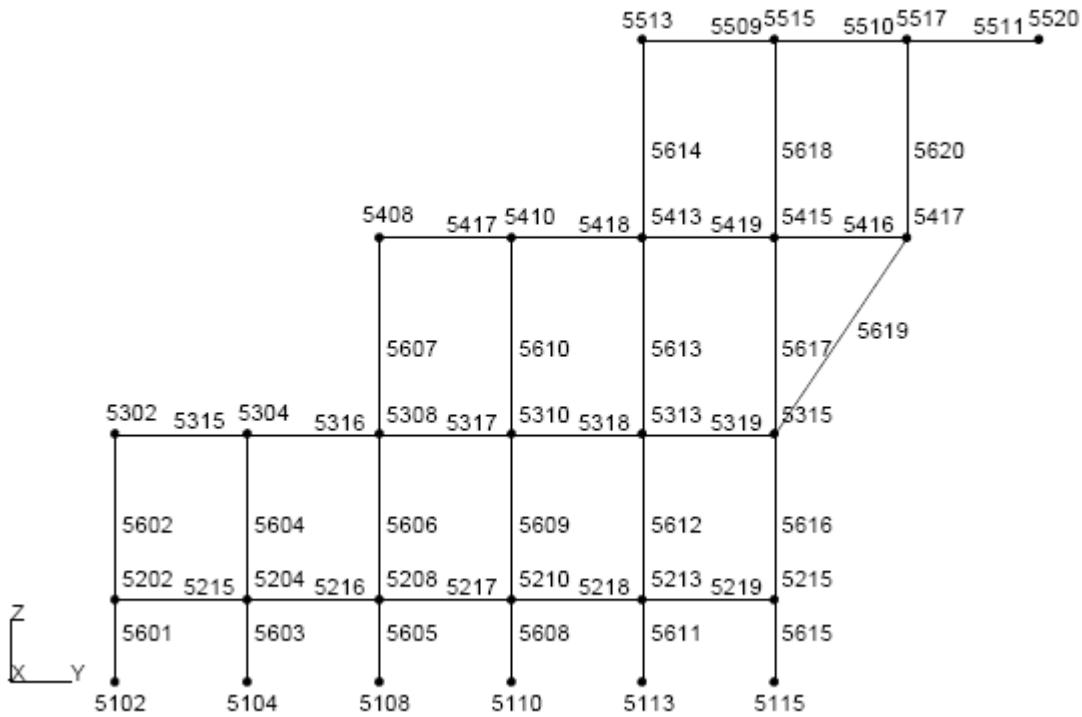


Figura 0-20- Ancoradouros – Plano YZ

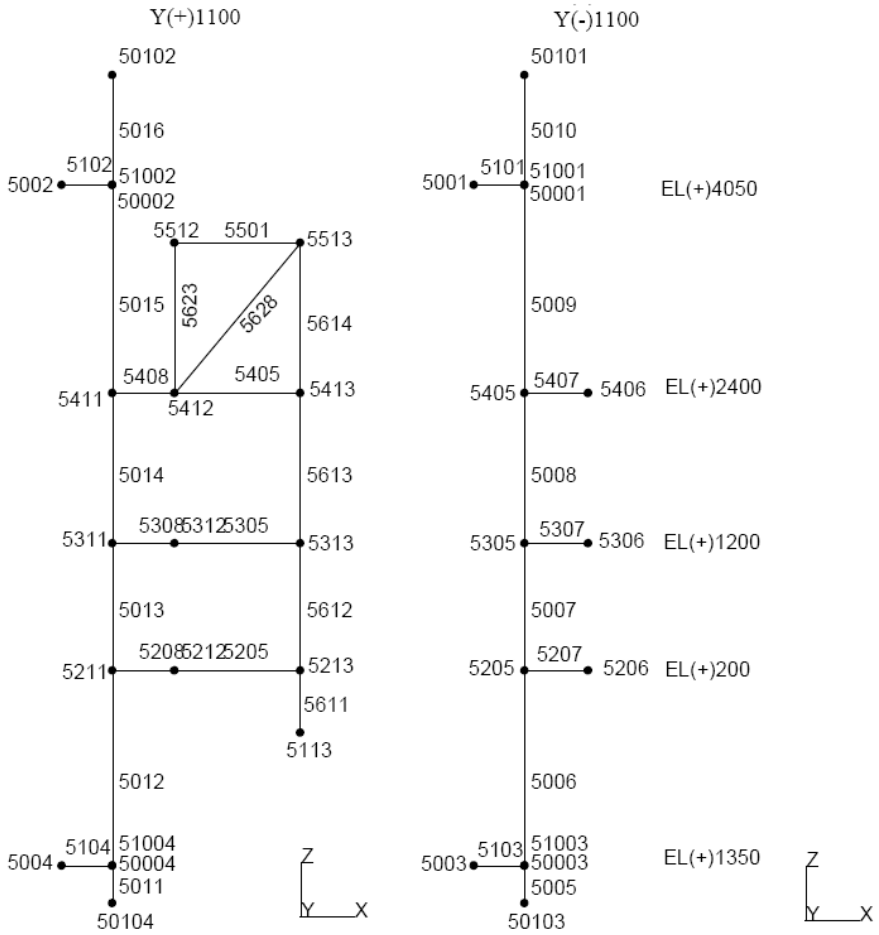


Figura 0-21- Ancoradouros – Plano XZ

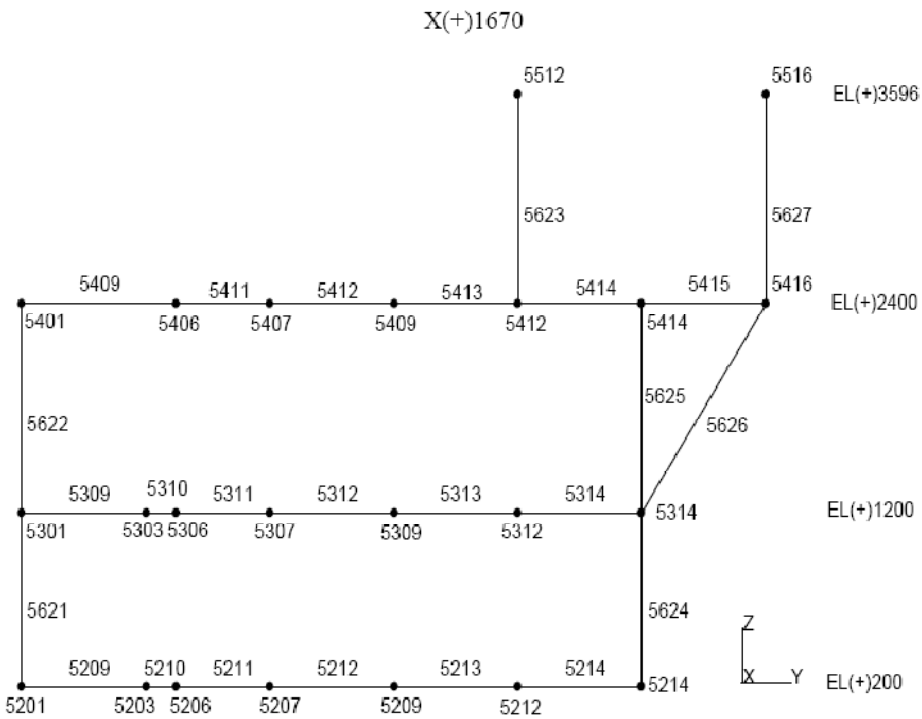


Figura 0-22- Ancoradouros – Plano YZ

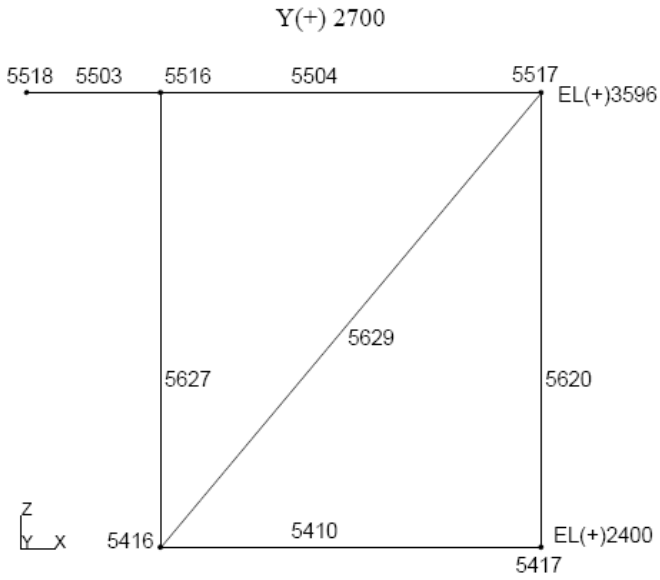


Figura 0-23- Ancoradouros – Plano YZ

ANEXO 7 – DADOS DE ENTRADA DAS RODADAS

R0:

```
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31           PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
41 51 61 71                   PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90 $ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                         PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.27 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
```

R1:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31           PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
41 51 61 71                   PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90 $ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                         PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.43 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R2:

```
CHANGE
```

```
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31           PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
41 51 61 71                   PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90 $ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                         PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.59 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R3:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31   PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34       $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71           PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90       $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34       $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18     $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.75 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R4:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71          PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
```

```
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.91 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R5:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71          PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 55.8 THICK 1.27 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R6:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71          PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 60.9 THICK 1.27 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R7:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71          PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,0

$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 66.0 THICK 1.27 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R8:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31  PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71          PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91                PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 3 12 13 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39X0.75 +
30X1,00
$
$ DIAGONAIS
101 TO 103 202 203 301 302   PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
$
201  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICKNESS 1.27
SEG 2    PIPE OD 71.1 THICK 1.27 LENGTH 150.0
$
104 204  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 50.8 THICK 1.60
SEG 2    PIPE OD 50.8 THICK 1.905 LENGTH 250.0
$
```

R9:

```
CHANGE

MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
```

```
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.28
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 99.1 THICK 3.28 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R10:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31           PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
41 51 61 71                   PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT -
43,5X1,25 + 30X1,00
81 91                         PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 +
30X1,00
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.38
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 99.1 THICK 3.38 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R11:

```
CHANGE

MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.48
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 99.1 THICK 3.48 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R12:

```
CHANGE

MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
```

```
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.59
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 99.1 THICK 3.59 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R13:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 106.7 THICKNESS 3.18
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 106.7 THICK 3.18 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R14:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 111.8 THICKNESS 3.18
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 111.8 THICK 3.18 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R15:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
```

```
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 116.8 THICKNESS 3.18
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 116.8 THICK 3.18 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```

R16:

```
CHANGE
MEMBER PROPERTIES
$ CONJUNTO CAISSON 44”x1,5” + CONDUTOR DE 30"X1"
$
1 10 11 15 20 21 31 PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
41 51 61 71         PIPE OD 110.5 THICKNESS 3.90         $ ZDT - 43,5X1,25 +
30X1,00
81 91               PIPE OD 111.8 THICKNESS 4.34         $ 44X1,5 + 30X1,00
$
$ LUVAS
2 12 22 23 25 30 32 33  PIPE OD 99.1 THICKNESS 3.18          $ 39 X0.75 +
30X1,00
$
3 PIPE OD 121.9 THICKNESS 3.18
$
13  VARIABLE
SEG 1    PIPE OD 121.9 THICK 3.18 LENGTH 250.0
SEG 2    PIPE OD 99.1 THICK 3.18
```