

FADIGA DE CICLONES DE UNIDADES DE FCC SOB AÇÃO
FLUIDO-DINÂMICA

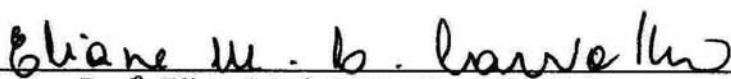
Nelson Patrício Júnior

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

Aprovada por:



Prof. Ronaldo Carvalho Battista, Ph.D.



Prof.ª Eliane Maria Lopes Carvalho, D.Sc.



Prof. Fernando Alves Rochinha, D.Sc.



Prof. José Luis Drummond Alves, D.Sc.



Prof. Sérgio Hampshire de Carvalho Santos, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

NOVEMBRO DE 2004

PATRÍCIO JÚNIOR, NELSON

Fadiga de ciclones de unidades de FCC
sob ação fluido-dinâmica [Rio de Janeiro]
2004

XI, 152 p. 29,7 cm (COPPE UFRJ, M.Sc.,
Engenharia Civil, 2004)

Tese – Universidade Federal do Rio de
Janeiro, COPPE

1. Fadiga
2. Dinâmica Estrutural
3. Ciclone
4. FCC

I. COPPE UFRJ II. Título (série)

*À minha esposa Tânia,
aos meus filhos Guilherme e Fernanda,
aos meus pais Nelson e Leda,
e a minha irmã Marta.*

Agradecimentos

Ao professor Ronaldo Battista pelos valiosos ensinamentos transmitidos, dedicação, amizade e orientação deste trabalho de tese;

À professora Eliane Carvalho por sua amizade, incentivo e valiosa colaboração para o prosseguimento deste trabalho;

À minha família pela compreensão e incentivo;

Aos colegas da turma, Emerson, Walber, Jonylson, Adcleides e Guilherme pelo companheirismo, incentivo e apoio ao longo desse período de mestrado. Em especial ao Emerson e ao Walber pelo auxílio com a programação;

Aos colegas do CENPES; Freire, Medeiros, Fusco, Sergio Barreiros, Ricardo Serfaty, Nogueira, Ediberto, Vilhena, Sandes, Ricardo Lima e Brum pelo constante apoio, bem como no fornecimento de dados, informações, artigos, digitalização de curvas e elaboração de desenhos utilizados neste trabalho;

Aos gerentes do CENPES Guerra e Roberto pela oportunidade de realizar esta tese de mestrado;

A todos aqueles que, de uma forma ou de outra, contribuíram para a realização deste trabalho e que não foram, aqui, citados. Muito obrigado!

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

FADIGA DE CICLONES DE UNIDADES DE FCC SOB AÇÃO
FLUIDO-DINÂMICA

Nelson Patrício Júnior

Novembro/2004

Orientador: Ronaldo Carvalho Battista

Programa: Engenharia Civil

Os ciclones são equipamentos instalados dentro de grandes vasos de pressão em refinarias da indústria do petróleo para fazer a separação de mistura de gás com catalisador fluidizado em unidades que produzem gasolina de alta octanagem e gás liquefeito de petróleo (GLP), através do rentável processo de Craqueamento Catalítico Fluido (*Fluid Catalytic Cracking* – FCC).

Os ciclones têm componentes tubulares esbeltos de eixo vertical, os quais no regenerador operam parcialmente submersos em fluido catalítico em movimento muito turbulento. Vibrações induzidas pela ação fluido-dinâmica têm levado esses componentes à ruptura por fadiga e conseqüentes prejuízos industrial e comercial.

No presente trabalho várias técnicas e métodos são combinados para realizar a modelagem numérica da estrutura de ciclones sob ação fluido-dinâmica; e com o auxílio desse modelo analisar o comportamento dinâmico estrutural e estimar vida útil à fadiga das juntas soldadas dos travejamentos e dos componentes tubulares esbeltos da estrutura de ciclones. As respostas dinâmicas dessa estrutura com componentes tubulares sujeitos a vibrações induzidas pelo fluido turbulento são obtidas por meio da modelagem analítica-numérica-computacional, utilizando para isto, parâmetros disponíveis na literatura técnica, e de resultados de medições experimentais das variações aleatórias de pressões geradas pelo movimento do fluido catalisador.

Uma estrutura real de ciclones que apresentou falhas precoces por fadiga é utilizada como caso de análise, e os dados da documentação das falhas servem para validar qualitativamente a modelagem adotada e também corroborar quantitativamente as estimativas de vida útil à fadiga.

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

FATIGUE IN CYCLONES OF FCC UNITS DUE TO FLUID DYNAMIC
LOADING

Nelson Patrício Júnior

November/2004

Advisor: Ronaldo Carvalho Battista

Department: Civil Engineering

Cyclones are equipments assembled inside of huge pressure vessels in refineries of the petroleum industry so as to separate catalyst from gas streams in the profitable FCC (Fluid Catalytic Cracking) units which produce large portions of gasoline and liquefied petroleum gas (LPG).

This work combines several techniques and methods, develops a numerical model of the cyclones structure subjected to fluid dynamic loadings; and with this has been evaluated the structural dynamic behavior and estimated the fatigue life of welded joints of bracings and of the slender tubular parts of the cyclones, which are partially immersed in catalyst fluidized bed in turbulent motion. The dynamic responses of the slender tubular parts of the cyclones subjected to vibration induced by the turbulent fluid motion were obtained with an analytical-numerical-computational model, by using parameters available in the technical literature and the results of experimental measurements of the random fluctuations of pressure generated by the fluid motion.

A real cyclone structure which failed prematurely was adopted as the case model, and the data log of the failures is used to validate qualitatively the developed numerical modeling and also to corroborate quantitatively the fatigue life estimative.

ÍNDICE

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

I.1- Descrição sumária do problema em foco	1
I.2- Motivação e objetivo do trabalho	4
I.3- Escopo do trabalho	5

CAPÍTULO II - DESCRIÇÃO SIMPLIFICADA DE UMA UNIDADE DE CRAQUEAMENTO CATALÍTICO FLUIDO (*Fluid Catalytic Cracking - FCC*)

II.1 – Descrição sumária do processo	6
II.2 - Histórico da evolução do processo de FCC	7
II.3 - Projetistas de unidades de FCC.....	7
II.4 - Unidades de FCC na PETROBRAS e no BRASIL.....	8
II.5 - Descrição sumária de um conversor de uma unidade de FCC	8
II.6 - Descrição da estrutura de ciclones do regenerador	18

CAPÍTULO III - DESCRIÇÃO DAS AÇÕES SOBRE CICLONES

III.1 - Introdução.....	22
III.2 - Ação dinâmica aleatória	23
III.2.1 – Excitações aleatórias estacionárias	24
III.2.2 – Pressões aleatórias em leitos fluidizados	25
III.2.3 – Forças de arrasto e de inércia.....	28
III.2.3.1 – Equação de Morison.....	29
III.3 – Ações devidas aos efeitos das altas temperaturas	33

CAPÍTULO IV - DESCRIÇÃO DA MODELAGEM UTILIZADA PARA A ANÁLISE DO SISTEMA ESTRUTURAL

IV.1 - Considerações iniciais	42
IV.2 – Respostas dinâmicas	43
IV.3 - Descrição dos modelos.....	47
IV.4 - Descrição dos elementos utilizados.....	55
IV.5 - Descrição das condições de contorno dos modelos.....	58

CAPÍTULO V - PROCESSO E ANÁLISE DE FADIGA

V.1 – Introdução	59
V.2 – Conceito físico de ruptura por fadiga.....	60
V.3 – Metodologias de projeto e avaliação à fadiga	62
V.4 - Avaliação de fadiga baseada nas Curvas S-N.....	64
V.4.1 - Regra de Palmgren-Miner.....	65
V.4.2 - Determinação da tensão atuante para a análise de fadiga	66
V.4.3 - Curvas S-N utilizadas	70
V.5 - Estimativa de vida útil à fadiga no Domínio do Tempo	72
V.6 - Estimativa de vida útil à fadiga no Domínio da Freqüência	75
V.6.1 - Estimador de amplitude máxima de tensão.....	76

V.6.2 - Cálculo do dano acumulado.....	79
V.7 – Procedimento adotado para a análise de Fadiga.....	81
V.7.1 - Introdução.....	81
V.7.2 - Considerações Gerais.....	81
V.7.3 - Seleção dos pontos críticos da estrutura ciclônica para análise de fadiga.....	82
V.7.4 - Determinação do carregamento de fadiga.....	82
V.7.5 – Automatização dos cálculos.....	82
V.8 - Incertezas do cálculo de estimativa de vida à Fadiga.....	84

CAPÍTULO VI - APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO- ESTRUTURAL E ANÁLISE DOS RESULTADOS

VI.1 – Histórico do problema em foco.....	86
VI.2 – Desenvolvimento da análise estrutural.....	91
VI.3- Resultados numéricos das análises de vibrações livres.....	92
VI.3.1 – Freqüências e modos naturais de vibração.....	92
VI.3.2 – Modos naturais de vibração resultantes do Modelo I.....	96
VI.3.3 – Modos naturais de vibração resultantes do Modelo II.....	101
VI.4 – Determinação da direção de aplicação do carregamento.....	108
VI.5 – Determinação da Função Resposta em Freqüência (FRF) da estrutura.....	110
VI.5.1 – Análises realizadas.....	110
VI.5.1.1 – Extremidade da perna do ciclone primário.....	110
VI.5.1.2 – Ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio.....	112
VI.5.1.3 – Transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio.....	113
VI.6 – Determinação da Função Densidade Espectral de Potência (DEP) do carregamento.....	114
VI.7 – Determinação da Resposta da estrutura.....	115
VI.7.1 – Situação original: Modelo I.....	116
VI.7.1.1 - Ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio.....	116
VI.7.1.2 – Transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio.....	117
VI.7.2 – Situação após a queda dos travejamentos: Modelo II.....	118
VI.8 – Análise de fadiga.....	118
VI.8.1 – Interação Fadiga-Fluência.....	119
VI.8.2 – Resultados.....	120
VI.9 – Comentários adicionais.....	123
VI.10 – Força de reação horizontal dinâmica imposta pelos ciclones no regenerador.....	123

CAPÍTULO VII - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

VII.1 – Conclusões.....	128
VII.2 – Sugestões.....	129

REFERÊNCIAS	131
--------------------------	-----

ANEXO A	135
ANEXO B	141
ANEXO C	144
ANEXO D	149

ABREVIACOES

FRF	função resposta em frequência
FCC	“ <i>Fluid Catalytic Cracking</i> ” (Craqueamento Catalítico Fluido)
GLP	gás liquefeito de petróleo
MEF	método dos elementos finitos
PAC	“ <i>Petrobras Advanced Converter</i> ”
DEP	densidade espectral de potência
FFT	“ <i>Fast Fourier Transform</i> ”
TD	transformada discreta de Fourier
3D	três dimensões
GL	grau de liberdade

SIMBOLOGIA

\bar{a}	parâmetro da curva S-N do material
C	matriz de amortecimento global da estrutura
C_a	coeficiente de massa adicional
C_d	coeficiente de arrasto
c_j	amortecimento modal referente ao j-ésimo modo
C_m	coeficiente de inércia
d	número de desvios padrões abaixo da média
D	fração de vida consumida pela fadiga
$Dano$	fator de dano do material
D_{BL}	dano causado por um processo banda larga
D_e	diâmetro externo do cilindro
F	vetor de forças externas atuantes na estrutura
F_0	força resultante
F_a	força de arrasto
F_i	vetor constante de força aplicada
Fin	força de inércia
f_j	força generalizada para o j-ésimo modo
f_{jc}	amplitude do carregamento complexo do j-ésimo modo
i	número imaginário ($\sqrt{-1}$)
k_j	rigidez. modal referente ao j-ésimo modo

K	matriz de rigidez elástica global da estrutura
m	parâmetro da curva S-N do material
M	matriz de massa global da estrutura
m_0 e m_2, m_4	momentos de densidade espectral de ordem zero, dois e quatro
m_n	momento de densidade espectral de ordem n
m_j	massa modal referente ao j -ésimo modo
N	número de ciclos necessários para causar danos por uma amplitude de tensão constante
N_c	o número de picos
n_f	número de faixas de divisão do espectro
n_i	número de ciclos de uma determinada variação de tensão i
N_i	número de ciclos correspondente ao limite de fadiga dado pelas curvas S-N que ocasiona a falha do material para um nível de variação de tensão constante S_i
n_r	número de picos que excede σ
N_z	número de cruzamento de zero ascendente
p	número de ciclos em fadiga
$p(\sigma)$	densidade de probabilidade
$P(\sigma)$	distribuição de picos positivos de tensão
q	número de níveis de tensão para a análise de fluência
R	fração de vida consumida pela fluência
s	desvio padrão
S_1, S_2, S_3	tensões principais, sendo $S_1 > S_2 > S_3$
$S(f)$	densidade espectral de potência em função da frequência de excitação cíclica
$S(\omega)$	densidade espectral de potência em função da frequência de excitação circular
$S_F^{\text{Pres}}(f)$	densidade espectral de potência da excitação dinâmica em termos pressão
$S_R^\sigma(f)$	densidade espectral de potência da resposta em termos de tensões na estrutura
S_x, S_y, S_z	tensões normais nas direções x, y e z
t	tempo
t_i	tempo em determinada temperatura de operação associado a um nível de tensão i

tr_i	tempo correspondente ao limite de ruptura em determinada temperatura de operação dada pelas curvas de fluência do material
T_s	tempo total do registro
T_z	período médio de cruzamento de zero
U	vetor de deslocamento da estrutura
\dot{U}	vetor de velocidade da estrutura
\ddot{U}	vetor de aceleração da estrutura
U_c	vetor de deslocamentos em coordenadas nodais
U_i	vetor constante de deslocamento
\dot{w}_0	velocidade da partícula fluida
\ddot{w}_0	aceleração da partícula fluida
\dot{w}	velocidade em um ponto da estrutura
\ddot{w}	aceleração em um ponto da estrutura
y_j	deslocamento modal para o j-ésimo modo
\dot{y}_j	velocidade modal para o j-ésimo modo
\ddot{y}_j	aceleração modal para o j-ésimo modo
y_{jc}	amplitude do deslocamento complexo do j-ésimo modo
$\Delta\sigma$	amplitude de tensão constante para causar dano a fadiga
ε	taxa de amortecimento
ε_B	parâmetro determinante da largura de banda do espectro
ε_j	taxa de amortecimento para o j-ésimo modo
ϕ_j, ϕ_j^T	autovetor e o seu transposto para o j-ésimo modo
λ	fator de correção do dano para um processo banda larga
ρ	massa específica da partícula fluida
σ_{VM}	tensão de von Mises
σ_{rmax}	tensão máxima
σ_{rms}	valor médio quadrático da variação de tensão atuante
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}$	tensões cisalhantes
ω_N	frequência circular de excitação
ω_j	frequência natural para o j-ésimo modo

INTRODUÇÃO

I.1- Descrição sumária do problema em foco

Apresenta-se a seguir a descrição sumária do problema em foco que trata de fadiga de ciclones de unidades de FCC sob ação fluido-dinâmica. Aos leitores já familiarizado com este equipamento e com o processo de FCC, recomenda-se que se dirijam diretamente ao Capítulo III, após a leitura deste Capítulo I.

Os ciclones são equipamentos de caldeiraria muito empregados na área de refino da indústria do petróleo com a função de realizar a separação de mistura de gás com catalisador fluidizado em unidades que produzem gasolina e gás liquefeito de petróleo (GLP) através do processo de Craqueamento Catalítico Fluido (*Fluid Catalytic Cracking* – FCC). Os ciclones geralmente operam em vários pares, dependendo da capacidade da unidade, e estão sempre presentes no interior dos dois principais vasos de pressão verticais (regenerador e vaso separador) das unidades de craqueamento, sendo fabricados com chapas soldadas de aço inoxidável austenítico (18Cr-8Ni) série 304H e revestidos internamente, quase que na sua totalidade, por material refratário antierosivo de alta resistência à abrasão. A figura I.1 representa em perspectiva cinco pares de ciclones no interior de um vaso regenerador.

Os ciclones são estruturas sujeitas a ações dinâmicas de natureza aleatória que ocorrem no interior do vaso regenerador devido ao processo de injeção de ar necessário para fazer a regeneração e fluidização do leito de catalisador que fora separado pelos ciclones, provocando grande turbulência nestes leitos. Qualquer falha estrutural de ciclones provoca uma interrupção na produção de unidade de FCC e a conseqüente parada da unidade em caráter de emergência para manutenção; fato este que implica em um mínimo de cinco dias sem produção, devido aos procedimentos operacionais de partida e parada de unidade, além de centenas de milhares de dólares de prejuízo diário de lucro cessante. Soma-se a isso os dias e os custos necessários para o reparo dos ciclones e de outros equipamentos eventualmente danificados em conseqüência da

erosão devido à alta concentração de catalisador que não fôra retirado do gás, atuando como abrasivo severo em determinadas regiões da unidade.

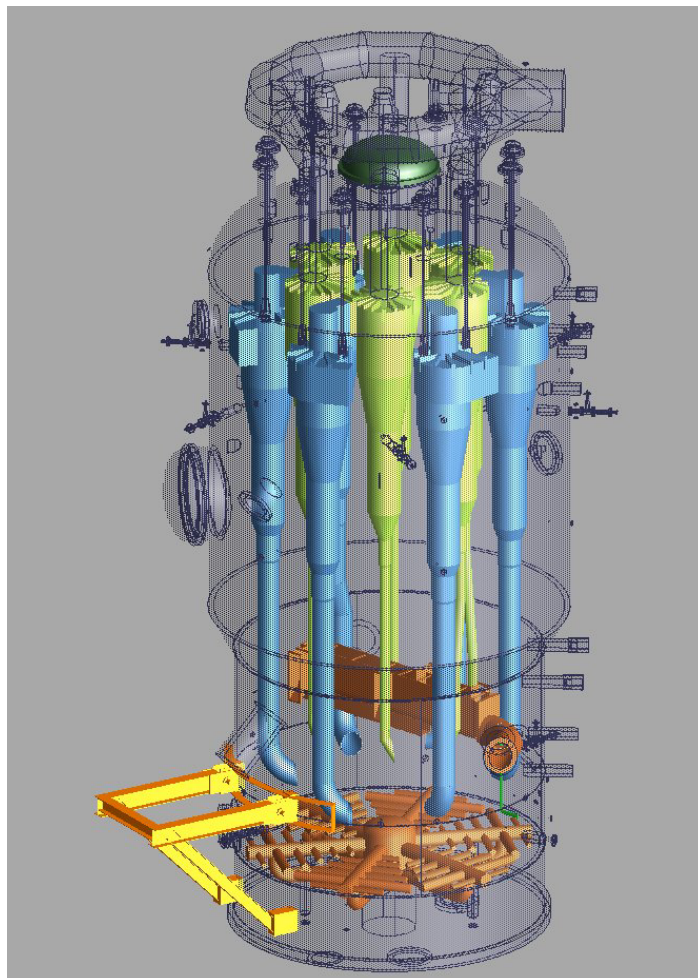


Figura I.1 – Conjuntos de ciclones montados aos pares no interior um vaso regenerador de unidade de FCC.

Uma grave consequência da falha estrutural em ciclones, é a possibilidade de poluição da atmosfera e até mesmo da contaminação das comunidades vizinhas por finos particulados de catalisador, tal como ocorreu em agosto de 2001 nas cidades de Duque de Caxias e Campos Elíseos, onde fica situada a refinaria Duque de Caxias (REDUC) no estado do Rio de Janeiro, fato que expõe o refinador a ações indenizadoras e multas por parte dos órgãos ambientais.

Assim sendo, os ciclones podem ser considerados como um dos componentes críticos de uma unidade de FCC, já que, operando parcialmente imersos em catalisador fluidizado, o comportamento e a integridade estrutural destes são afetadas pelo grande

número de solicitações variáveis impostas pela ação dinâmica de fluido catalisador em movimento turbulento no interior do vaso regenerador.

A análise dos ciclones é, em geral, realizada de forma desacoplada da análise do vaso regenerador.

Os ciclones são projetados pendurados na tampa superior dos vasos regeneradores e tem sua parte inferior, chamada de perna (*dipleg*), parcialmente imersa no leito do catalisador. As principais características do projeto de ciclones é que eles trabalham em alta temperatura (670 a 760°C), necessitando ser fabricados com aços especiais. Sofrem fluência sob ação do peso próprio e intensa erosão por parte da mistura abrasiva de gás-catalisador; fato que obriga o emprego de revestimento interno refratário antierosivo de altíssima resistência à abrasão em grande parte dos seus sub-componentes.

Como consequência da ação da temperatura, surgem também os efeitos de dilatação térmica, que obriga ao projetista a não restringi-la fisicamente, pois caso isso ocorra, elevadas tensões térmicas surgem causando deformações indesejáveis na estrutura que podem comprometer sua funcionabilidade. Sendo assim, os ciclones tendem a ser estruturas bem flexíveis.

Na fase de projeto, é importante verificar que as frequências dos modos naturais de vibração dos ciclones não se aproximem da faixa de frequências de excitação (isto é, das frequências fundamentais dominantes do leito fluidizado de catalisador do vaso regenerador), para evitar a amplificação dinâmica da resposta em termos de deslocamento e variações das tensões, que podem acarretar a falha por fadiga das juntas soldadas e detalhes com concentração de tensões nas pernas dos ciclones.

Os ciclones têm comportamento mecânico caracterizado, em geral, por baixa tensão de tração atuante em todas as soldas circunferenciais, grandes deslocamentos e deflexões de sua perna, devido ao seu longo comprimento e esbeltez, e a pequena rigidez a flexão no trecho não refratado.

O uso de três a quatro níveis de travejamentos horizontais simples entre os pares de ciclone e de guias no costado cilíndrico do vaso regenerador tem sido uma prática de projeto, que reduz o deslocamento das extremidades das pernas e também o nível de variação das tensões de tração no cordão de solda no cone de transição, que faz a

ligação entre as pernas refratadas e sem refratamento, minimizado o efeito de fadiga nesse componente e o aumentando a vida útil da estrutura.

I.2- Motivação e objetivo do trabalho

Em abril de 2001 entrou em operação na refinaria RLAM (Mataripe-BA) a segunda unidade de FCC de resíduos projetada e patenteada pela PETROBRAS - PAC^{RC} (*Petrobras Advanced Converter*), cujo projeto foi concebido para operar com carga contendo 100% de resíduo atmosférico proveniente das unidades de destilação e de outros processos de refino que utilizam os petróleos pesados produzidos na Bacia de Campos, conforme descrito em detalhes por FUSCO *et al.* (2000).

Um ano após a partida, a unidade parou em emergência devido à queda de diversas pernas de ciclones de segundo estágio ocorrida por fadiga após o rompimento de seus intertravamentos horizontais e guias. Os ciclones das unidades de FCC modelo PAC^{RC} são projetados com pernas bem mais longas que os ciclones de unidades de FCC convencionais, devido à necessidade do processo.

Este trabalho tem como objetivo principal analisar o comportamento dinâmico das pernas tubulares dos ciclones parcialmente imersas em fluido catalítico de regenerador de unidades de FCC de refinarias de petróleo, usando como modelo a estrutura de um par de ciclones do vaso regenerador da unidade de FCC de resíduos da refinaria RLAM da PETROBRAS, onde ocorreu falha prematura de seus ciclones.

A análise do comportamento dinâmico estrutural é realizada com os resultados obtidos por meio de modelagem analítica-numérica-computacional das respostas dinâmicas dessas hastes tubulares sujeitas a vibrações introduzidas pelo movimento turbulento do fluido no qual estão imersas, utilizando para isto, resultados disponíveis na literatura técnica de medições experimentais de grandezas características do movimento do fluido catalisador.

O trabalho tem como objetivos finais a estimativa da vida útil à fadiga desses componentes e propostas de soluções alternativas para este problema de vibrações excessivas.

I.3- Escopo do trabalho

O conteúdo deste trabalho é apresentado em sete capítulos, incluindo esta introdução.

O capítulo II apresenta um histórico e descrição geral de uma unidade de FCC com seus principais equipamentos, explicando o funcionamento dos ciclones e descrevendo as estruturas. Para os ciclones analisados neste trabalho, descrevem-se os fatores que influenciam o comportamento estrutural dinâmico.

O capítulo III descreve os esforços estáticos e as ações dinâmicas atuantes nos ciclones, bem como as metodologias típicas empregadas para a determinação das cargas aleatórias em leitos turbulentos de particulados, assim como as simplificações adotadas.

O capítulo IV apresenta a modelagem analítica-numérica-computacional da estrutura dos ciclones em três dimensões (3D) utilizada para a realização das análises do comportamento dinâmico estrutural. Nesse trabalho foi utilizado o método dos elementos finitos através do programa comercial ANSYS versão 7.1 (ANSYS, 2003a, 2003b, 2003c, 2003d) para obter o campo de tensões atuantes.

O capítulo V apresenta os conceitos de fadiga de juntas soldadas e detalhes geométricos da estrutura, bem como as metodologias empregadas para análise de fadiga, tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência (BATTISTA, 1999 e CARVALHO *et al.*, 2004).

No capítulo VI são apresentadas e analisadas as respostas dinâmicas da estrutura e os resultados das estimativas de fadiga.

No capítulo VII apresentam-se os comentários finais e as conclusões deste trabalho, além de sugestões para desenvolvimento futuros.

CAPÍTULO II

DESCRIÇÃO SIMPLIFICADA DE UMA UNIDADE DE CRAQUEAMENTO CATALÍTICO FLUIDO (*Fluid Catalytic Cracking - FCC*)

II.1 – Descrição sumária do processo

O principal objetivo do processo de FCC é a obtenção de gasolina e GLP. O processo básico de uma unidade de FCC é quebrar as moléculas pesadas da carga (gasóleos e resíduos), de baixo valor comercial, geradas em outros processos de refino de petróleo, como por exemplo o processo de destilação. Esta quebra de moléculas é feita através do uso de catalisador em alta temperatura, para gerar moléculas mais leves, principalmente com átomos de três a doze carbonos (GLP e gasolina) com maior valor comercial. Durante o processamento ocorrem também reações indesejáveis, porém em menor escala, que geram gases mais leves com um e dois carbonos (gás combustível), ocorrendo também à formação de coque que vai se depositando na superfície do catalisador ao longo das reações do processo.

A deposição de coque no catalisador dificulta as reações de quebra de moléculas pois reduz a área de contato do mesmo com a carga, e desta forma o catalisador vai sendo desativado. Por isso, o catalisador precisa se movimentar para que outro fluxo de catalisador mais ativo encontre a carga que é injetada em forma de *spray* e realize as reações desejadas. O catalisador inativo e os produtos gerados são encaminhados a um vaso de separação, que retém o catalisador enviando-o a um vaso de regeneração e os produtos na forma de gás de hidrocarbonetos vão para uma torre de fracionamento para separação das frações geradas.

A regeneração do catalisador é feita através da queima de coque com o ar. Neste processo de regeneração do catalisador as reações são exotérmicas, e os gases de combustão gerados nesta reação, por estarem com temperatura acima de 690°C, possuem um potencial energético muito elevado. Por isso, estes gases são direcionados para a seção de recuperação de calor, para gerar vapor em uma caldeira ou para a geração de energia elétrica em um turbo-gerador.

II.2 - Histórico da evolução do processo de FCC

Os processos comerciais de craqueamento (quebra de cadeia de moléculas maiores em menores) surgiram no início século XX nos EEUU para atender às necessidades de demandas de gasolina da indústria automobilística no que diz respeito à quantidade suficiente como também à exigência de qualidade. Antes do surgimento dos processos de craqueamento, toda a gasolina produzida era obtida pelo processo de destilação atmosférica, e a quantidade e a qualidade da gasolina produzida dependia basicamente do tipo de petróleo processado. Devido à grande necessidade de gasolina de aviação durante a Segunda Guerra Mundial, o governo americano emitiu uma recomendação obrigatória com força de lei, conhecida como “Recomendação 41”, que estabelecia que as principais companhias de petróleo nos EEUU deveriam unir seus conhecimentos sobre refino, principalmente em craqueamento catalítico, associando durante 10 anos suas pesquisas e suas experiências com o objetivo de criação da primeira unidade de craqueamento catalítico em leito fluidizado, que entrou em operação em 25/05/1942 na refinaria da *Standard Oil (Esso – atual ExxonMobil Corporation)* de Bateau Rouge (Lousiana/USA). Os estudos, as pesquisas, os investimentos e os avanços na área de catalisadores não pararam, e à medida que a estabilidade e atividade dos catalisadores produzidos aumentaram, iniciou-se uma migração do craqueamento catalítico em leito fluidizado para o craqueamento catalítico em riser.

O FCC é hoje um processo muito utilizado pelas refinarias de todo o mundo, principalmente devido ao aspecto econômico, pois transforma frações do processo de refino que têm baixo valor comercial, tais como óleo combustível e vários resíduos de outras unidades de processo, em produtos de alto valor comercial, principalmente GLP e gasolina, tornando este processo altamente lucrativo para a refinaria.

II.3 - Projetistas de unidades de FCC

Atualmente existem poucas companhias projetistas de unidades de FCC no mundo, sendo as três principais: *Kellogg*, *UOP* e *Stone&Webster*. Além destas existem também outras companhias que detêm tecnologia própria de FCC, mas na grande maioria das vezes apenas realizam projetos e modificações em suas próprias refinarias, que é o caso da: *Shell*, *ExxonMobil*, *Amoco*, *Texaco*, *IFP/Total* e *PETROBRAS*.

Cada uma delas desenvolveu seus próprios projetos com diferentes arranjos relativos entre os principais equipamentos e componentes internos, gerando várias patentes para as suas unidades de FCC, bem como para seus equipamentos e internos. Essas patentes são resultados de estudos, pesquisas e experiências realizadas em laboratórios, modelos analíticos, plantas pilotos, protótipos em escala reduzida e modelos em vidro ou acrílico, em conjunto com a experiência e o retorno de informações dado pelas unidades em operação nas refinarias, convênios com universidades e institutos de pesquisa.

II.4 - Unidades de FCC na PETROBRAS e no BRASIL

A PETROBRAS possui 13 unidades de FCC em operação, sendo duas delas unidades de RFCC (FCC para resíduos). Existe uma outra unidade de RFCC em construção com previsão de operação para 2005. Elas estão distribuídas nas dez refinarias administradas pela Área de Abastecimento. Existem também cinco refinarias no exterior administradas pela Área Internacional, sendo duas na Bolívia, que são de propriedade da PETROBRAS, porém sem unidades de FCC instaladas, e três na Argentina, onde duas são de propriedade da PETROBRAS e apenas uma dessas possui unidade de FCC e na terceira a PETROBRAS é apenas operadora e detém 28,5% do capital (sem unidade de FCC).

No Brasil existem mais duas pequenas refinarias da iniciativa privada: Refinaria de Manguinhos no Rio de Janeiro e Ypiranga em Canoas-RS, sendo que apenas a refinaria da Ypiranga possui uma unidade de FCC.

II.5 - Descrição sumária de um conversor de uma unidade de FCC

O Conversor de uma unidade de FCC é representado pelo Regenerador, Vaso Separador e todas as interligações e equipamentos que estão conectados a eles.

A figura II.1 mostra o modelo de conversor desenvolvido e patenteado pela PETROBRAS (PAC^{RC}) indicando seus principais equipamentos e componentes. Existem diversas configurações de conversores de unidades de FCC, e cada firma projetista tem sua própria patente, porém o princípio de funcionamento de todos eles é bem parecido, pelo fato de que em todos eles o catalisador trabalha em ciclo de

operação fechado: reagindo (reação endotérmica), separando-se, regenerando-se (reação exotérmica), separando-se e circulando novamente para reagir.

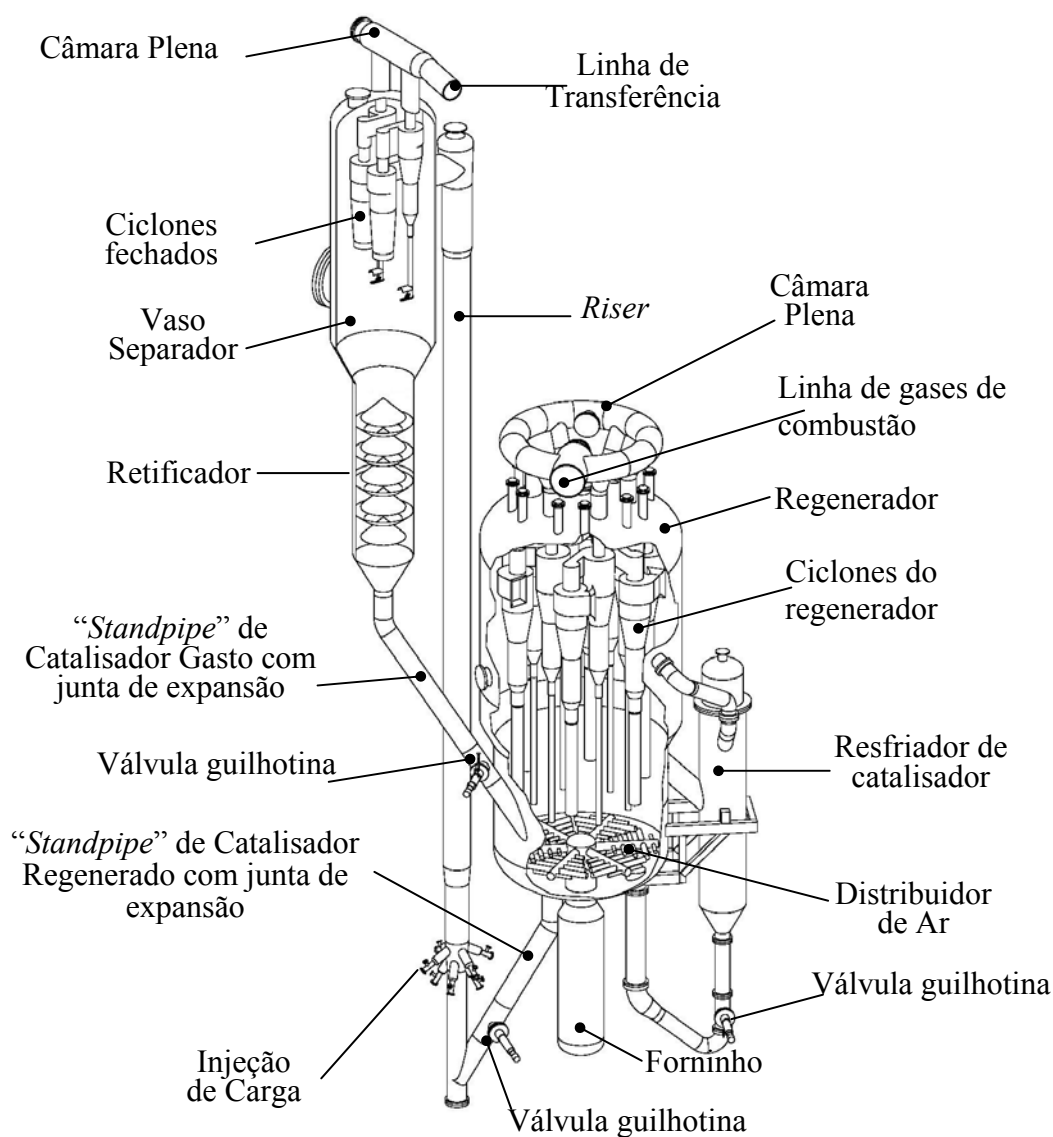


Figura II.1 – Esquema básico de um conversor de unidade de FCC modelo PAC^{RC}.

A carga das unidades de FCC (gasóleo e resíduos) é injetada no conversor na base do RISER (equipamento de reação tubular) pelos bocais de injeção de carga. Nesses bocais ocorre a atomização da carga por meio de vapor, de modo que carga seja injetada no riser em alta velocidade com o menor tamanho possível de gotículas de óleo para que o encontro com o catalisador ativo (regenerado) seja o mais eficiente possível.

A temperatura que o catalisador chega à base do *riser* é em torno de 700 °C, fazendo com que a carga que é introduzida aquecida em torno 200 a 300°C vaporize-se instantaneamente. Então a mistura gerada de hidrocarbonetos vaporizados e catalisador ascende o *riser* realizando as reações endotérmicas de craqueamento catalítico no percurso ascendente. A temperatura dos gases no final da reação na saída do riser ao entrar no vaso separador situa-se entre 490 a 550°C (dependendo do tipo da carga, do catalisador e do interesse de gerar mais GLP ou gasolina).

O *riser*, portanto, além de reator é também responsável por conduzir esta mistura até o VASO SEPARADOR.

Depois de passar pelo *riser* é necessário que haja uma rápida separação entre o catalisador e os hidrocarbonetos gerados, com o objetivo de enviar os hidrocarbonetos sem catalisador para a área de fracionamento e reaproveitar o catalisador para nova reação. Outro motivo para que haja esta separação rápida da mistura hidrocarboneto-catalisador é evitar a reação indesejável de craqueamento térmico, pois aumentaria a geração de gás combustível em detrimento dos produtos nobres de maior valor comercial do craqueamento (GLP e gasolina) que acabaram de ser gerados.

Esta separação de sólidos em alguns conversores (aqueles não possuem sistema de ciclones fechados comentado mais adiante), é feita primeiramente pela desaceleração súbita da mistura craqueada, através da descarga do riser para o interior vaso separador (figura II.2).

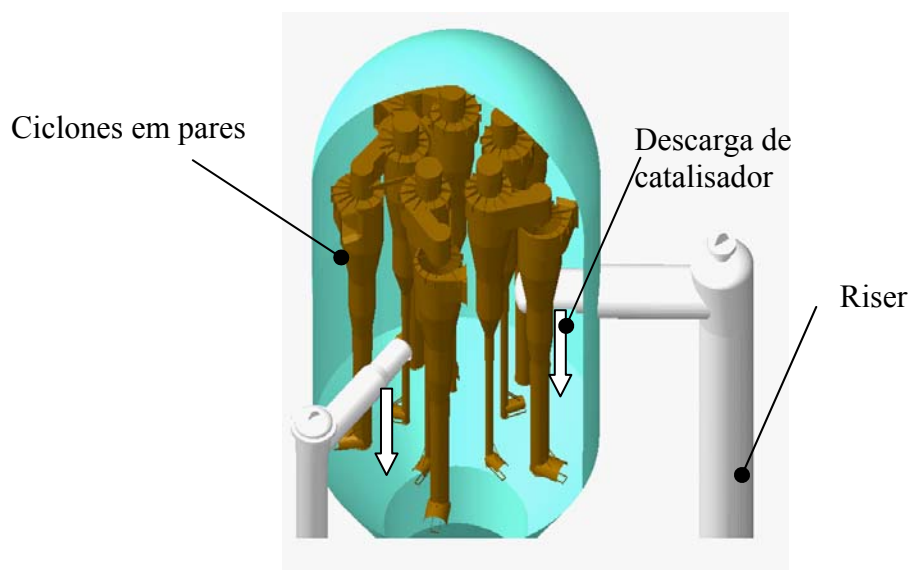


Figura II.2 – Detalhe da descarga dos *Risers* em um vaso separador sem sistema de ciclones fechados.

Esta primeira separação inercial é responsável aproximadamente por 70% da eficiência de separação do processo. A outra parte do catalisador sobe junto com a corrente gasosa, para ser retido por equipamentos de separação pendurados no topo do vaso separador denominados CICLONES (figura II.3), que são os principais responsáveis pela separação da mistura dos gases com o catalisador provenientes da reação ocorrida no *riser*. Normalmente, no vaso separador há um conjunto de ciclones aos pares para realizar a separação da mistura. Os ciclones operam com um pequeno diferencial de pressão negativo em relação ao vaso separador ($0,007 \text{ N/mm}^2$) e são equipamentos simples dotados de uma configuração geométrica capaz de realizar a separação através da força centrífuga e da grande diferença de peso específico existente entre os gases e o catalisador. O catalisador em velocidade ao entrar nos ciclones é arremessado contra a parede e cai por gravidade para a perna dos ciclones e dela para o fundo do vaso separador.

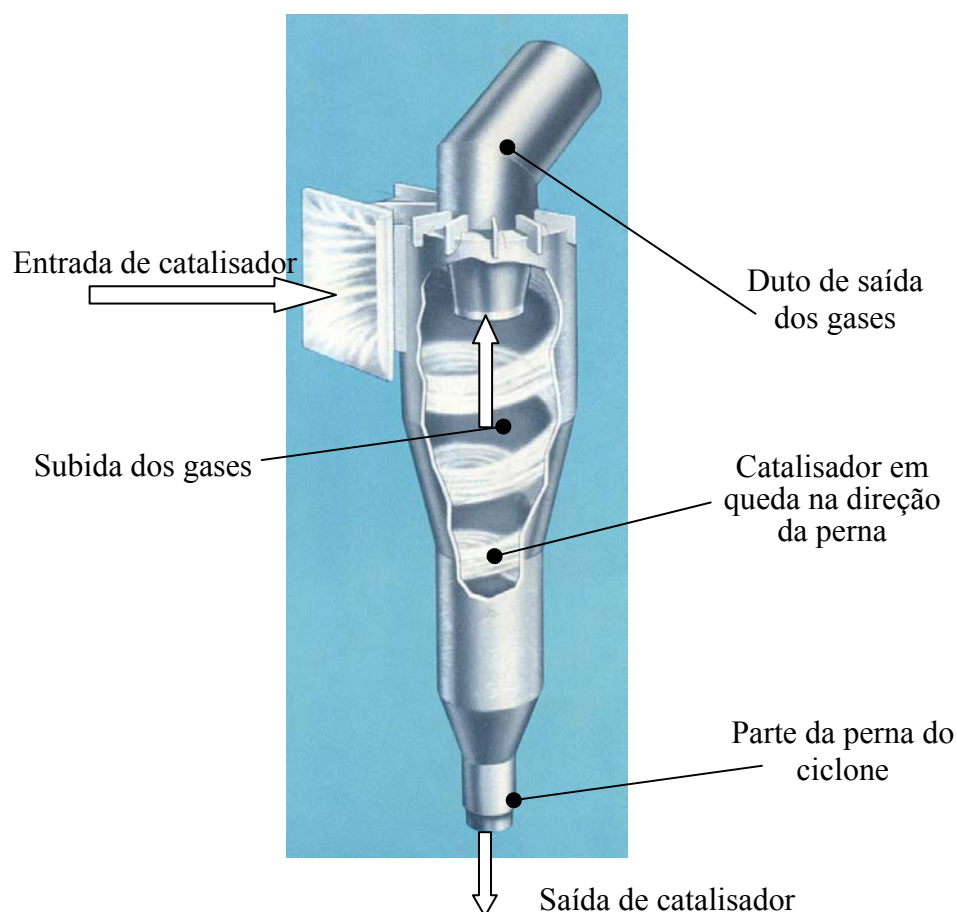


Figura II.3 – Detalhe da separação da mistura de catalisador e gases dentro de um ciclone (apenas parte da perna está mostrada).

Já os gases sobem encontrando na parte superior dos ciclones um duto central de saída por onde são levados para a CÂMARA PLENA, para de lá serem conduzidos para a LINHA DE TRANSFERÊNCIA, que é a tubulação responsável por levar a mistura dos gases gerados no *riser* para a torre de fracionamento para iniciar o processo de separação dos produtos.

No vaso separador praticamente não existe leito catalisador, portanto as extremidades inferiores desses ciclones não ficam imersas em leito fluidizado.

A partir da necessidade de evitar o passeio dos hidrocarbonetos no vaso separador, para minimizar o craqueamento térmico, em meados da década de 80, surgiu o sistema de separação com ciclones fechados e neste sistema a mistura de hidrocarbonetos com o catalisador não é lançada diretamente interior do vaso separador, pois já na saída do riser é instalado o sistema de ciclones responsáveis pela separação, fazendo com que a separação da mistura se processe imediatamente sem necessidade de passar pelo interior do vaso separador. Este sistema de ciclones fechados conforme FUSCO *et al.* (2000) é fundamental para o processo de cargas oriundas de petróleos pesados, tais como, os da Bacia de Campos, pois com o passar do tempo, a carga das unidades de FCC começou a se modificar devido ao aumento dessas frações mais pesadas, chamadas de resíduos, que foram tendo sua participação cada vez mais crescente, a ponto de, já no final do século XX, muitos projetos de novas unidades de FCC foram feitos para operação com 100% de carga de resíduo, como são os casos das novas unidades de FCC das refinarias da PETROBRAS: RECAP; RLAM e REFAP (em fase de montagem).

Após a reação de craqueamento, o catalisador fica impregnado de coque arrastado ou retido e também com uma parcela dos vapores de hidrocarbonetos leves que fica alojada nos espaços interparticulares do catalisador.

Do fundo do vaso separador o catalisador escoar para o RETIFICADOR (“*stripper*”), cuja função de processo é promover a máxima retirada dos gases de hidrocarbonetos, que foram arrastados pelo catalisador ou ficaram impregnados nele, para que esses gases não sejam queimados no regenerador, o que acarretaria temperaturas mais elevadas no regenerador do que as necessárias.

Os internos do retificador são tradicionalmente um conjunto de chapas defletoras cônicas com inclinações alternadas denominadas de chicanas.

No fundo do retificador são instalados um ou dois anéis de vapor com vários furos de *spray*, que operam continuamente em contracorrente com o fluxo de catalisador que desce do vaso separador. As chicanas são responsáveis pela promoção do contato do vapor d'água com o catalisador; quanto melhor for o contato, melhor será a retificação (remoção dos gases de hidrocarbonetos leves no catalisador). O vapor de retificação com os gases removidos sobem, passam pelos ciclones e se juntam a corrente dos gases de craqueamento, seguindo para a seção de fracionamento.

O catalisador coqueado, também chamado de catalisador gasto, após ser retificado desce pelo fundo do retificador e segue para o regenerador através de uma tubulação de grande porte chamada de “*STANDPIPE*” DE CATALISADOR GASTO. O “*standpipe*” de catalisador gasto possui uma junta de expansão para acomodar as dilatações térmicas diferenciais entre o vaso separador e o regenerador e uma da válvula guilhotina (“*slide valve*”) de controle de nível de catalisador no retificador.

Chegando ao REGENERADOR é realizada a remoção do coque do catalisador gasto, de modo a devolver sua atividade. Essa reação de regeneração é uma reação química exotérmica e acontece através da queima desse coque na presença de ar gerando catalisador regenerado e gases de combustão com grande quantidade de energia térmica que é utilizada em outros equipamentos da unidade de FCC, gerando vapor em caldeira ou gerando energia elétrica em turbo-gerador. O catalisador advindo do retificador chega com temperatura entre 490 a 550°C e após o descoqueamento a temperatura do catalisador regenerado fica em torno de 690 a 760°C para retornar à base do *riser* e completar o ciclo.

O ar responsável pela queima do coque no catalisador e sua fluidização é soprado no fundo do regenerador através de um DISTRIBUIDOR DE AR projetado para distribuir o ar da forma mais homogênea possível na base do regenerador, porém, mesmo assim, o leito fluidizado sempre possui regiões com alguma diferença de queima e conseqüentemente temperaturas não homogêneas em determinadas regiões ao longo de sua altura. Por isso, existem várias configurações de projeto, podendo ser um anel tipo ferradura ou ser tipo uma espinha de peixe (conhecido como “*pipegrid*”), ou ser de um tampo perfurado entre outros possíveis. Alguns projetistas de FCC realizam este processo em duas etapas: 1° e 2° estágios de regeneração, sugerindo que com o segundo estágio, a regeneração se torna mais eficiente antes do catalisador retornar para o *riser*.

A figura II.4 mostra duas configurações de distribuidores de ar encontrados nas refinarias da PETROBRAS.

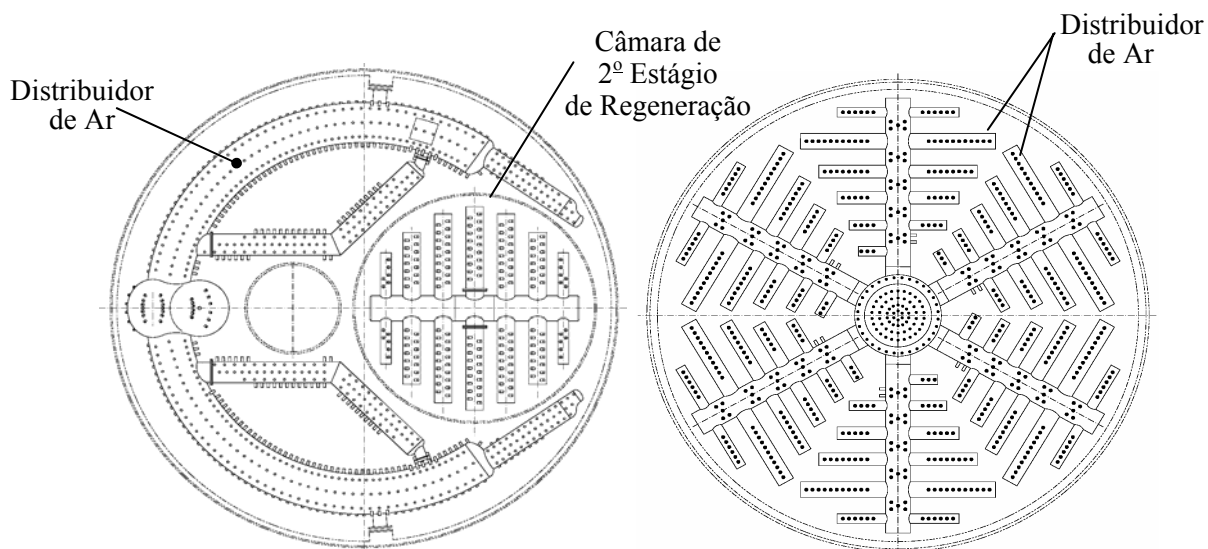


Figura II.4 – Modelos de distribuidores de Ar (Ferradura e Espinha de Peixe).

O equipamento responsável pela injeção de ar no regenerador através do distribuidor de ar para fluidizar o leito de catalisador é um compressor de baixa pressão e elevada vazão, conhecido como SOPRADOR DE AR (“*blower*”), geralmente acionado por turbina a vapor.

O ar que é injetado no regenerador pelo compressor de ar através do distribuidor de ar e os gases de combustão gerados, provocam a formação de bolhas no leito de catalisador que produz um efeito semelhante ao de um líquido em ebulição (ZENZ e OTHMER, 1960). Esta região é chamada fase densa, cuja massa específica do leito turbulento fluidizado situa-se próximo a 350 kg/m^3 . A vazão de ar é uma variável importante para a fluidização do leito, de modo a permitir a eficiente queima do coque impregnado no catalisador. WILSON (1997) em seu livro indica velocidades recomendadas de operação.

Há também, acima do leito fluidizado de catalisador, uma região chamada de fase diluída onde os gases de combustão e o ar são predominantes. Porém, nesta região existe ainda uma quantidade razoável de catalisador que foi arrastado pelos gases e será

quase que totalmente recuperada (~99,995%) pelo conjunto de CICLONES DO REGENERADOR. Esses ciclones operam pendurados no topo do vaso regenerador, normalmente em vários pares, suas pernas são longas e ficam parcialmente imersas no leito turbulento fluidizado. Sua descrição detalhada encontra-se no item II.6.

Para a partida das unidades de FCC, antes da entrada de carga, como o catalisador introduzido no regenerador encontra-se frio, é necessário que o ar injetado no distribuidor de ar forneça o calor necessário para aquecer o catalisador, bem como todo o ambiente do conversor. O equipamento responsável pelo aquecimento do ar é o forno aquecedor de ar, conhecido como FORNINHO, instalado na linha de entrada do ar no fundo do regenerador. Este equipamento só é usado durante a partida da unidade.

Da mesma forma que no lado reacional, os gases que saem dos ciclones, neste caso gases de combustão, serão coletados por uma CÂMARA PLENA, que também pode estar interna ou externa ao regenerador. Da câmara plena estes gases são lançados em uma tubulação de grande diâmetro conhecida como LINHA DE GASES DE COMBUSTÃO (“*flue gas line*”), que é responsável por conduzir os gases para a seção de recuperação de calor.

A área de recuperação de calor pode-se ter uma das duas rotas para o aproveitamento da energia térmica: gerador de vapor em caldeira de CO ou gerador de energia elétrica.

Na rota da geração de vapor em caldeira de CO, antes dos gases chegarem à caldeira de CO, é necessário reduzir sua pressão para compatibilizar com a do interior da caldeira, onde a pressão é próxima da atmosférica. O sistema tradicionalmente utilizado é constituído de uma ou duas válvulas de controle de pressão em série do tipo guilhotina, e de uma torre com vários pratos perfurados conhecida como CÂMARA DE ORIFÍCIOS. Esse conjunto gera uma perda de carga na corrente dos gases de combustão e também faz o controle da pressão no interior do regenerador.

Os gases de combustão ricos em monóxido de carbono chegam à caldeira de CO, onde é adicionado ar através dos queimadores para completar as reações de combustão com o CO gerando CO₂. Como estas reações são exotérmicas, a temperatura dos gases dentro da caldeira chega próximo a 1000°C, gerando uma grande quantidade de vapor d’água à alta pressão, que é normalmente aproveitado na própria unidade de FCC, podendo acionar as turbinas das grandes máquinas do FCC: o soprador de ar (“*blower*”) e o compressor de gases da área de fracionamento, ou até mesmo ser enviado para outra

unidade para ser consumido. Os gases exauridos saem da caldeira e são lançados na atmosfera pela chaminé.

No caso de haver algum problema na caldeira de CO, a unidade de FCC teria que parar por causa da caldeira. Por isso, há a necessidade de isolar a caldeira de CO dos gases de combustão através de um atalho que pode ser feito através do POTE DE SELAGEM ou por uma válvula de duas vias (*“diverter valve”*). Ambos os equipamentos têm a mesma finalidade: direcionar os gases de combustão para a caldeira de CO ou enviá-los diretamente para a chaminé.

Na rota de geração de energia elétrica, os gases de combustão são levados pela linha de transferência para o sistema de TERCEIRO ESTÁGIO DE CICLONES (*“third stage system”* – TSS), que tem como função principal reduzir a quantidade de catalisador presente nos gases de combustão que serão enviados ao TURBO-GERADOR para evitar desgaste, desbalanceamento e dano no rotor do equipamento. O sistema de TSS também pode ser utilizado com o objetivo de reduzir a emissão de finos de catalisador para a atmosfera em unidades que não possuem um turbo-gerador.

O turbo-gerador é um equipamento destinado a gerar energia elétrica a partir de uma turbina a gás acionada pelos gases de combustão do FCC. Para se ter uma idéia da quantidade de energia elétrica produzida, o turbo-gerador instalado na unidade FCC U-39 da RLAM pode gerar 33MW, enquanto que a refinaria consome em torno de 42MW; ou seja, o turbo é responsável pela geração de 78% da energia consumida pela refinaria. Uma válvula de grande diâmetro automatizada é responsável pelo isolamento do turbo-gerador, para ele poder entrar em manutenção sem necessidade de parar toda a unidade de FCC.

A figura II.5 ilustra um arranjo esquemático com os principais componentes da área de craqueamento de uma unidade de FCC e suas interligações.

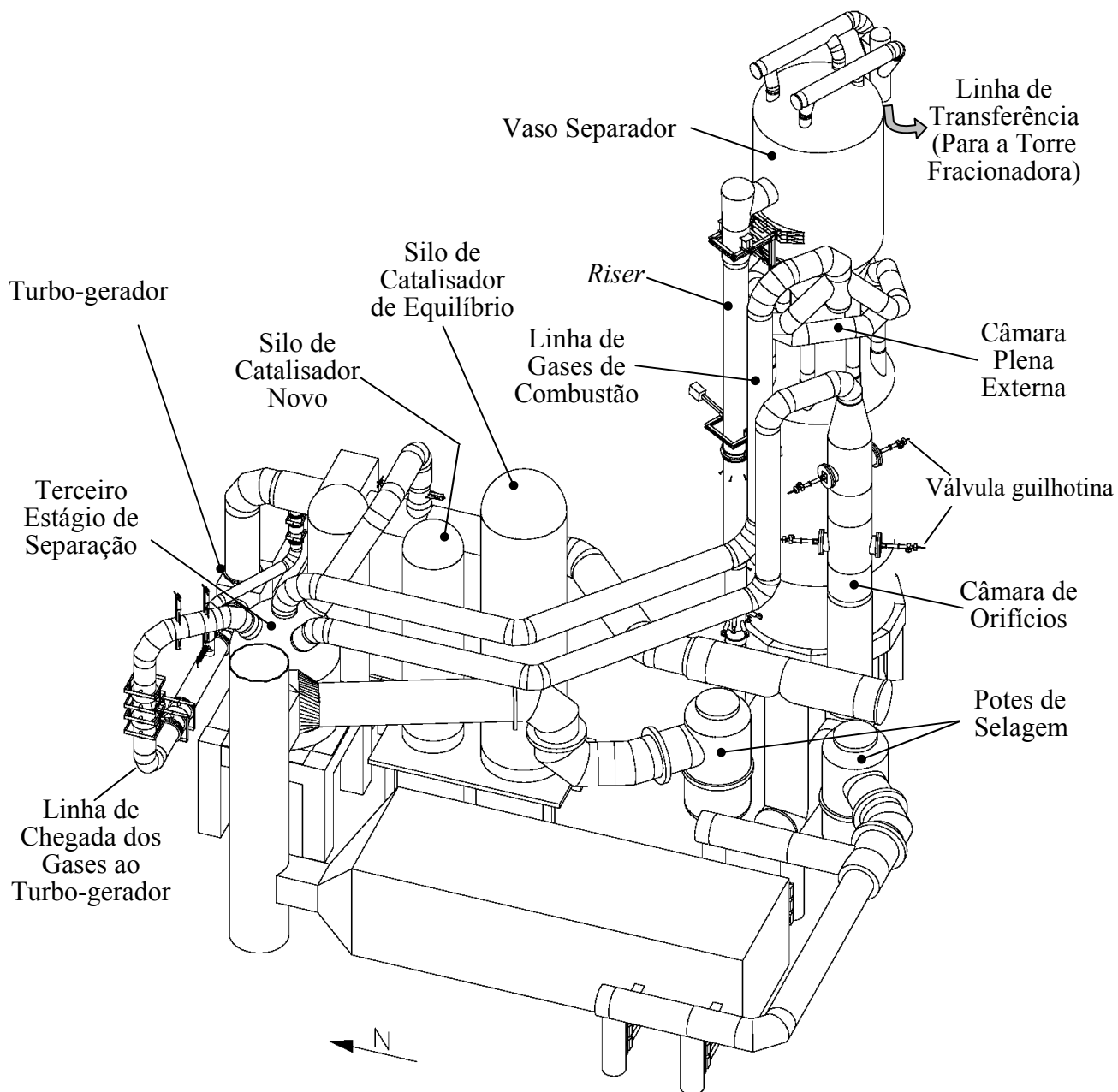


Figura II.5 – Arranjo esquemático da unidade de FCC de resíduos da refinaria da Petrobras de Capuava (RECAP) em São Paulo.

II.6 - Descrição da estrutura de ciclones do regenerador

Os ciclones do regenerador são equipamentos de caldeiraria, cuja estrutura é composta de cilindros e reduções cônicas concêntricas, fabricados com chapas soldadas de aço inoxidável austenítico (18Cr-8Ni) série 304H e revestidos internamente (formando uma estrutura de seção transversal mista, na maioria de seus sub-componentes), por material refratário antierosivo de alta resistência à abrasão, aplicado sobre malha hexagonal metálica soldada internamente na chaparia dos ciclones, cuja função é promover a aderência do material refratário à chaparia dos ciclones. A figura II.6 mostra esquematicamente um par de ciclones no interior de um vaso regenerador com seus sub-componentes. As figuras II.7 e II.8 mostram em detalhes a estrutura mista de aço e refratário.

O uso do aço inoxidável austenítico (18Cr-8Ni) se faz necessário para resistir à alta temperatura de operação (670 a 760°C), e o emprego de refratamento interno tem como função resistir à erosão causada pelo contato da mistura abrasiva de gás-catalisador em alta velocidade tangencial e helicoidal.

Os ciclones operam pendurados internamente no topo do vaso regenerador, normalmente em vários pares. Suas pernas são longas e ficam parcialmente imersas no leito turbulento fluidizado, ficando sujeitas ao carregamento de peso próprio, as ações de natureza dinâmica causadas pelo leito de catalisador e a temperatura elevada do leito catalisador.

Como já mencionado, a ação da temperatura faz surgir efeitos de fluência sob ação do próprio peso e efeitos de dilatação térmica, que não podem ser restringidos, pois causariam elevadas tensões térmicas e deformações indesejáveis na estrutura que poderiam comprometer sua funcionabilidade. Sendo assim, os ciclones tendem a ser estruturas bem flexíveis e com baixas frequências naturais de vibração. Então, no seu projeto, é importante que as frequências dos modos naturais de vibração dos ciclones não se aproximem da faixa de frequências fundamentais dominantes do leito fluidizado de catalisador do vaso regenerador, de modo a evitar a amplificação dinâmica da resposta em termos de deslocamentos e variações das tensões, que podem acarretar a falha das pernas dos ciclones por fadiga.

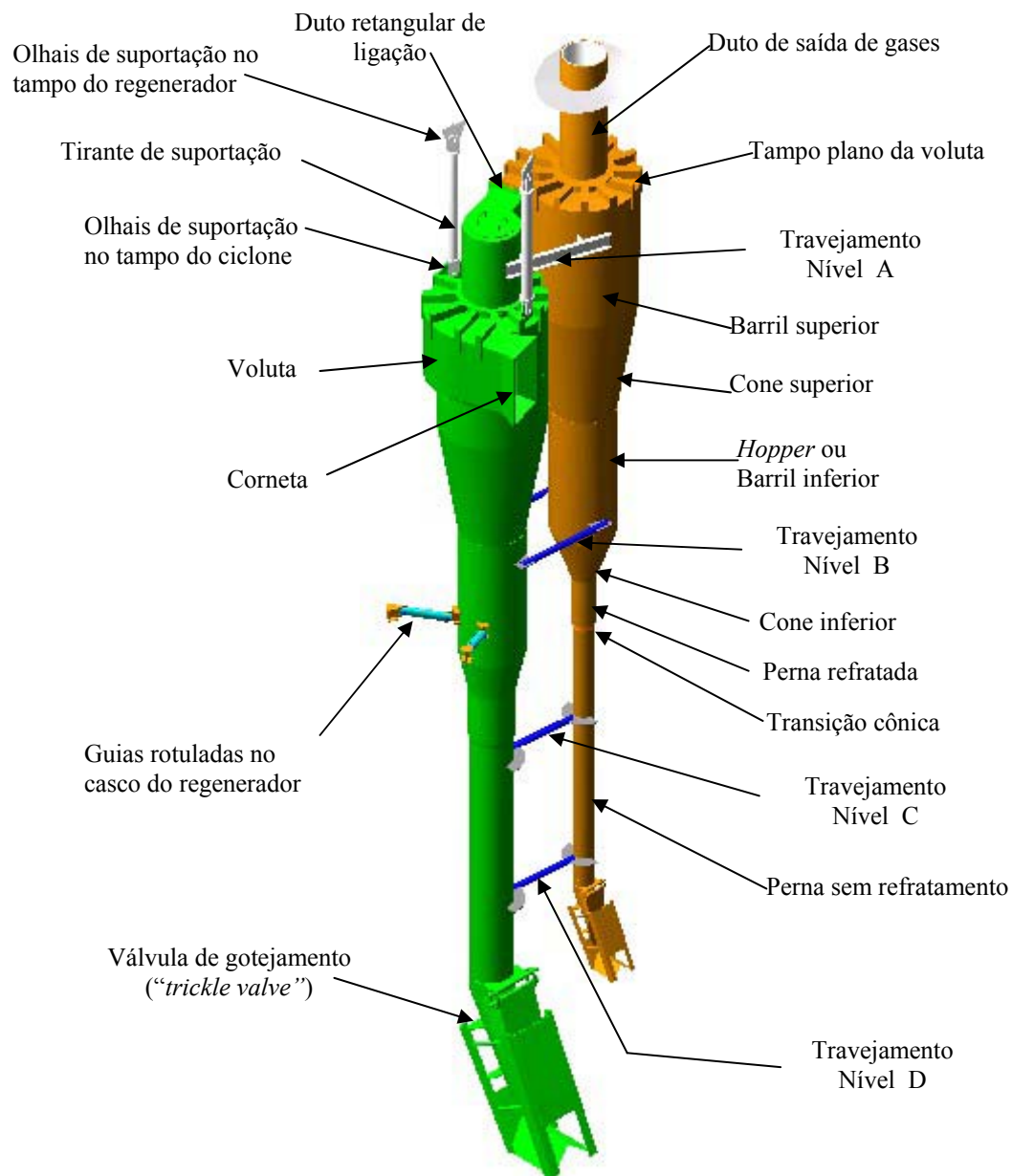


Figura II.6 – Desenho esquemático de um par de ciclones destacando-se a nomenclatura de seus sub-componentes.



Figura II.7 – Partes de ciclones onde aparece a composição mista de chapa de aço inox 304H com refratário interno aplicado.



Figura II.8 – Detalhes internos do cone inferior de um ciclone onde aparece a composição mista de chapa de aço inox 304H (espessura 9,5 mm) com o sistema de ancoragem instalado, aguardando a aplicação do refratário.

O uso de três a quatro níveis de travejamentos horizontais simples entre os pares de ciclone e de guias no costado cilíndrico do vaso regenerador têm sido uma prática de projeto que aumenta as frequências naturais de vibração, reduz o deslocamento das extremidades das pernas e também o nível da variação das tensões de tração que

ocorrem na junta soldada do cone de transição, que faz a ligação entre as pernas refratadas e sem refratamento, minimizado o efeito de fadiga nesse componente e aumentando a sua vida útil. Caso a temperatura do leito fosse homogênea em toda a sua seção, a melhor alternativa seria empregar os três ou quatro níveis de travejamento de todos ciclones entre si e não somente entre pares, tal como ocorre nos ciclones do vaso separador, onde a temperatura é homogênea.

Os ciclones têm comportamento mecânico caracterizado, em geral, por baixa tensão de tração atuante ao longo de todas suas soldas circunferenciais, grandes deslocamento e deflexões de sua perna devido ao longo comprimento e a pequena rigidez a flexão da região da perna que não é refratada.

A análise dos ciclones é, em geral, realizada de forma desacoplada da análise do vaso regenerador.

DESCRIÇÃO DAS AÇÕES SOBRE CICLONES

III.1 - Introdução

Um ciclone do regenerador é uma estrutura tubular mista cilíndrica com transições cônicas composta por chapas de aço especial e revestimento refratário interno antierosivo. Embora estruturalmente simples, os mecanismos de ligação entre um par de ciclones e os carregamentos aos quais estão submetidos são em geral complexos, sendo o comportamento mecânico-estrutural dinâmico de difícil análise.

Estas estruturas trabalham em temperaturas elevadas (670 °C a 760 °C) estando sujeitas a carregamentos estáticos, dinâmicos e térmicos, a seguir descritos.

As solicitações estáticas são causadas pelo peso próprio, pelo peso de catalisador retido no interior das pernas do ciclone e pela pequena diferença de pressão (0,007 N/mm²) existente entre os ciclones e o vaso regenerador, para que haja fluxo para o interior dos ciclones.

As solicitações dinâmicas, causadas pela ação de fluidização do leito do catalisador, são de determinação relativamente complexa, pois são de natureza aleatória.

As solicitações (ou tensões) térmicas são aquelas provenientes do efeito da alta temperatura de trabalho no interior do vaso regenerador onde se localizam os ciclones. Essas tensões térmicas, são aquelas que podem surgir onde a livre dilatação térmica é restringida por agentes externos ou pela presença de materiais com diferentes coeficientes de dilatação térmica, mesmo quando submetidos a uma distribuição uniforme de temperatura. No entanto, o projeto de ciclones leva em consideração vários detalhes de fabricação e montagem e boas práticas de engenharia, de modo a se anularem as tensões térmicas que poderiam ser geradas. Porém, as estruturas de aço dos ciclones e seus suportes ficam sujeitas ao fenômeno de fluência (*creep*) em altas temperaturas. Então, apesar do conjunto de ciclones ficar todo na mesma temperatura e ser projetado com seus suportes rotulados para não provocar tensões térmicas, a

temperatura foi considerada neste trabalho, assim como o efeito da fluência em alta temperatura. Portanto, estes foram tomados com um dos carregamentos.

III.2 - Ação dinâmica aleatória

Um vaso contendo um leito de particulados fluidizado é inerentemente sujeito a forças dinâmicas aleatórias resultantes do processo de fluidização dos particulados pelo gás fluidizante (ZENZ e OTHMER, 1960, GILBERT, 1979, FAN, 1981). Estas forças são causadas pelas flutuações de pressão que ocorrem através do leito de particulados, a partir de determinada velocidade de fluidização, de forma que, ocorrem formações de inúmeras bolhas de gás-catalisador de várias formas e tamanhos com dois tipos de movimentos ascendentes: algumas bolhas com movimento aleatório e outras com movimento periódico.

A turbulência do leito é um indicativo da qualidade da fluidização e é função, principalmente, da velocidade do gás fluidizante (ar) soprado de baixo para cima através do leito e do tamanho médio das partículas do leito (ZENZ e OTHMER, 1960, GELDART, 1989, WILSON, 1997). Acima de determinados valores de velocidade o leito de particulados fica com perfil turbulento, o qual é necessário em regeneradores de unidades de FCC para promover a distribuição homogênea da temperatura no leito. A fluidização em um regime turbulento faz com que o particulado, isto é, o pó se comporte como um líquido possibilitando o fluxo fluido entre os dois vasos de pressão do conversor das unidades de FCC, se a velocidade de fluidização for alta o suficiente; as forças de atrito interna nos particulados são desprezadas e então o pó irá se comportar como um fluido (ZENZ e OTHMER, 1960).

Várias pesquisas, a seguir comentadas, têm se dedicado ao estudo experimental do comportamento de leitos fluidizados em laboratórios ou em plantas piloto, observando a formação de borbulhamentos, flutuações de pressões e frequências fundamentais do movimento dos leitos, objetivando correlacioná-las entre si e relacioná-las com os parâmetros de fluidização de leito, tais como: velocidade do fluidizante; altura do leito e propriedades físicas dos particulados. Mas, a maioria das vezes isto é feito através de modelos matemáticos complicados e, portanto, de difícil aplicação.

III.2.1 – Excitações aleatórias estacionárias

Como descrito anteriormente, ciclones de vaso regenerador ficam com uma parte de suas pernas imersas no leito fluidizado de catalisador. O processo de fluidização é de natureza aleatória e age externamente nas pernas dos ciclones excitando a sua estrutura.

Excitações determinísticas dos tipos harmônica, periódica, não-periódica e impulsivas, têm como característica gerar respostas também determinísticas, podendo-se determinar suas amplitudes para qualquer instante de tempo. Esses fenômenos físicos determinísticos podem ser representados do domínio do tempo com boa precisão por modelos matemáticos, cujas equações diferenciais de movimento têm soluções explícitas. Porém, excitações de uma estrutura provocadas por fenômenos aleatórios, tais como: ruído de turbinas, ondas do mar, vento turbulento, terremotos e turbulência de leito de particulados fluidizado são alguns exemplos de fenômenos para os quais não se pode fazer prognósticos das amplitudes das respostas da estrutura em determinado instante de tempo, já que não há para estas expressões matemáticas explícitas. Apesar de suas variações imprevisíveis, muitos fenômenos aleatórios apresentam certo grau de regularidade estatística que torna possível uma abordagem probabilística para o problema.

Supõe-se aqui que as variações das pressões do leito fluidizado sobre as pernas dos ciclones constituem um processo aleatório, (ou estocástico) representado por uma seqüência infinita de intervalos, ou amostras, de variações aleatórias. As amostras de um processo aleatório (figura III.1) diferem entre si, porém podem apresentar alguma regularidade no sentido estatístico, se o número de amostras for suficientemente grande.

Um processo aleatório é dito estacionário se os seus parâmetros estatísticos (média, variância, autocorrelação, etc.) determinados sobre a totalidade dos registros possíveis, são invariantes para qualquer deslocamento da origem do tempo. Um processo aleatório estacionário é ergódico se qualquer um de seus parâmetros estatísticos, calculado sobre um conjunto de registros possíveis, é igual ao correspondente parâmetro calculado ao longo do tempo sobre qualquer registro representativo do processo. Então, um processo ergódico é necessariamente estacionário.

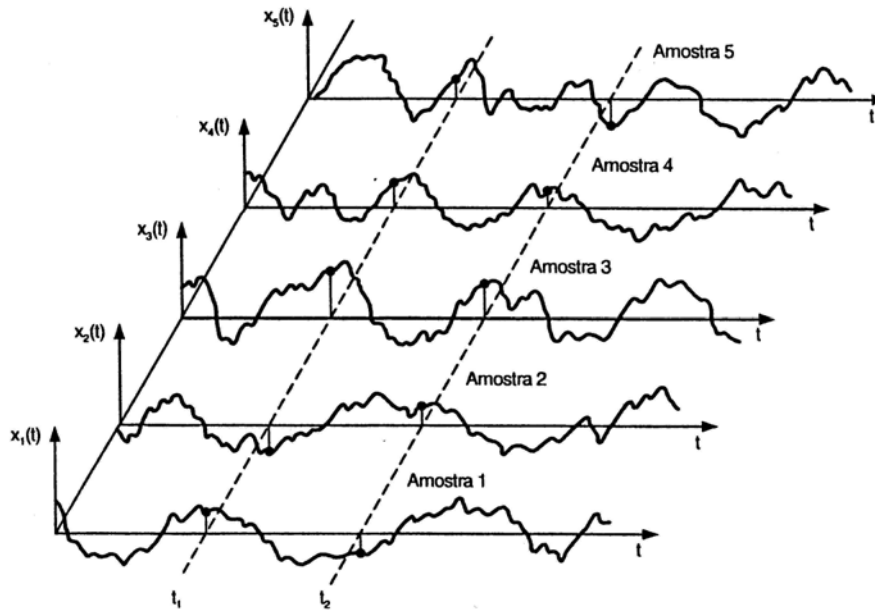


Figura III.1 – Amostras de uma variável aleatória: Flutuação da pressão do leito fluidizado sobre a perna do ciclone.

Então para um processo ergódico, as médias estatísticas que descrevem um dado fenômeno aleatório podem ser determinadas apenas por uma amostra representativa do fenômeno.

Assim, considera-se aqui que as excitações dinâmicas, provocadas pelas pressões aleatórias produzidas pelo processo de fluidização do leito de catalisador sobre as pernas dos ciclones, podem ser associadas a um processo ergódico.

III.2.2 – Pressões aleatórias em leitos fluidizados

Estudos em leitos fluidizados relatam que as flutuações de pressão têm sido utilizadas com um índice associado à boa qualidade de fluidização. Foi assumido, que mesmo assim o processo é ergódico.

Segundo ALZAHANI e WALLI (1996), a maioria dos investigadores concordam com a existência de uma frequência fundamental para as flutuações de pressão através do leito fluidizado. Esta frequência fundamental tem sido relacionada à saída das bolhas de gás fluidizante pela superfície do leito.

Com relação à origem das flutuações de pressão, segundo NEOGI *et al.* (1988) e ALZAHANI e WALLI (1996), existem duas correntes de diferentes opiniões baseadas em experiências sobre as causas das flutuações de pressão em leitos fluidizados. Uma corrente concluiu que as flutuações de pressão através do leito estão relacionadas à saída das bolhas através da superfície do leito e também são funções da altura do leito. A outra corrente concluiu que as ações das bolhas causam mudança no modo e na condição de fluxo do gás e na porosidade do leito, induzindo as flutuações de pressão.

Considerando a frequência fundamental para as flutuações de pressão, ALZAHANI e WALLI (1996), confirmaram as experiências anteriores em que as flutuações de pressão do leito aumentam linearmente com a velocidade do gás fluidizante e que a frequência natural das flutuações de pressão varia com a lei $Ls^{-0,5}$ (onde Ls é a altura do leito antes do início da fluidização) e também com a porosidade (quantidade de vazios gerada pela velocidade de fluidização) do leito.

NEOGI *et al.* (1988) realizaram um estudo de fluidização em leitos de particulados em planta piloto relatando que as flutuações de pressões geram bolhas com movimentos aleatórios e bolhas com movimento periódicos, ambas ascendentes. Este movimento dos leitos é responsável pela geração de forças perpendiculares ao eixo da perna de um ciclone parcialmente submersa no leito do regenerador (ZENZ e OTHMER, 1960, GILBERT, 1979, FAN, 1981).

Essa investigação foi realizada medindo-se a variação de pressão no leito de particulados para algumas velocidades de fluidização ao longo do tempo (figura III.2) e, através de tratamento estatístico e matemático, foram determinadas a função de autocorrelação e a densidade espectral de potência (DEP).

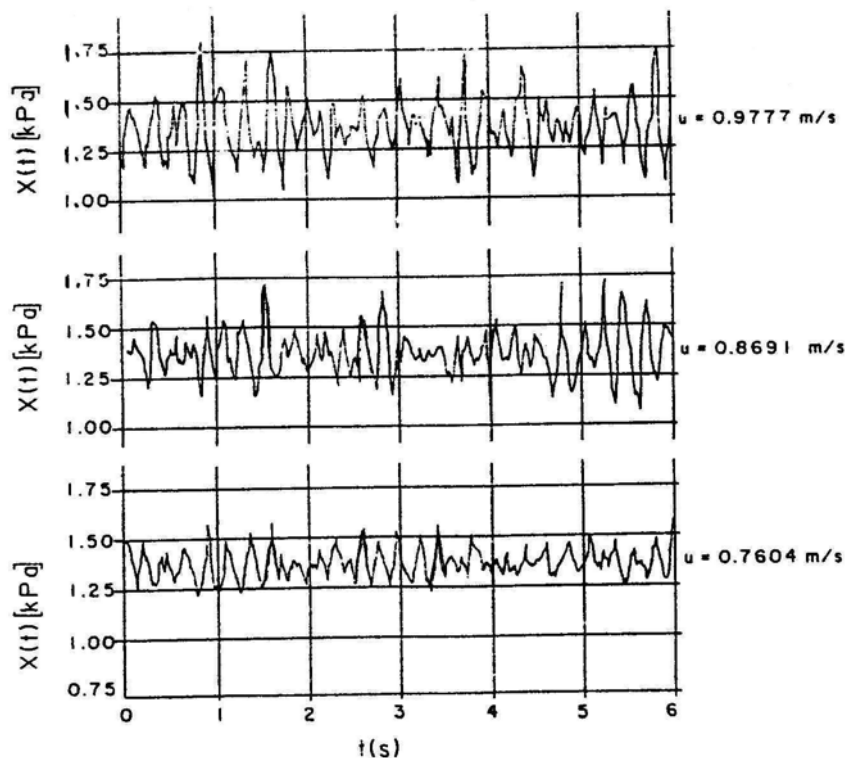


Figura III.2 – Flutuações de pressão em leito de particulados em função da velocidade de fluidização (NEOGI *et al.*, 1988).

Nota-se na figura III.2, que quanto maior a velocidade de fluidização do leito de particulados, maiores são as flutuações de pressão que agirão nas pernas dos ciclones.

Os esforços provocados pelo movimento do leito de particulados são de determinação relativamente complexa, visto que são ações dinâmicas de natureza aleatória e atuam de forma combinada em múltiplas direções. No presente trabalho a variação das forças de excitação dinâmica atuando externamente nas pernas dos ciclones foi determinada com o auxílio da densidade espectral de potência para pressões, obtida por NEOGI *et al.* (1988), mostrada na figura III.3, a qual corresponde ao espectro de velocidade do movimento do leito do regenerador da unidade de FCC de resíduos da refinaria RLAM. Uma simplificação adotada foi a consideração de que as resultantes das variações de pressão atuam sempre na mesma direção ao longo das pernas dos ciclones submersas no leito, podendo ter direções distintas entre os ciclones primário e secundário. Uma outra simplificação adotada para o carregamento dinâmico é que a pressão para cada instante de tempo aplicada é considerada constante em toda a

altura do leito e, portanto, ao longo da superfície externa das pernas dos ciclones submersas no leito.

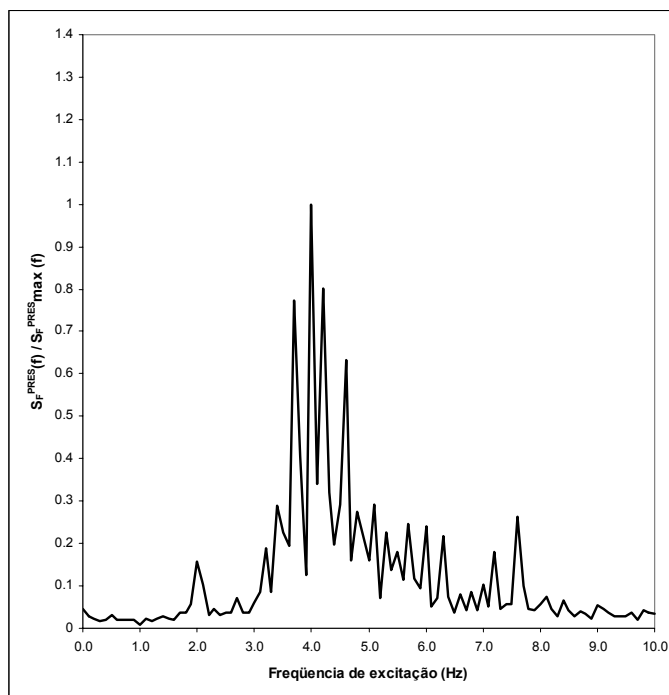


Figura III.3 - Densidade espectral de potência normalizada para a variação da pressão em um leito de particulados fluidizado com velocidade 0,977m/s (NEOGI *et al.*, 1988).

III.2.3 – Forças de arrasto e de inércia

Conforme pode ser observado na figura III.3 existem componentes periódicas, com amplitudes significativas, numa faixa de frequências entre 1,5 Hz a 7,5 Hz. Caso as frequências fundamentais da estrutura estejam próximas aos valores acima, haverá excitação lateral das pernas dos ciclones dentro do leito, gerando forças de inércia e arrasto na estrutura.

A utilização de parâmetros (coeficientes de arrasto e de inércia) determinados experimentalmente e a seleção de uma teoria adequada para a movimentação do fluido se tornam necessárias para a análise estrutural dos ciclones sujeitos à ação do leito fluidizado de catalisador.

Formulações propostas para simular a ação de partículas de fluido em movimento sobre elementos tubulares são equivalentes à formulação de MORISON

(1950), a qual é composta de dois termos: (i) força de inércia (função da aceleração das partículas fluidas), (ii) força de arrasto (função da velocidade das partículas de fluido).

III.2.3.1 – Equação de Morison

Um fluido em movimento exerce forças variáveis com o tempo sobre os obstáculos que encontra. Estas forças dependem, sobretudo, da velocidade e aceleração relativas entre o corpo e o fluido.

MORISON (1950) propôs uma fórmula semi-empírica para o cálculo das forças produzidas por marés, correntes ou ondas do mar atuando perpendicularmente sobre um cilindro vertical representando uma estaca ou perna de um píer costeiro. Essa formulação é utilizada até os dias atuais para estruturas *offshore*, e será também empregada no estudo em questão.

Para um escoamento retilíneo acelerado de um fluido real, a força total atuante é dada pela expressão conhecida como Equação de Morison:

$$F_0(x, t) = F_a + F_{in} \quad (\text{III.1})$$

onde: F_0 é a força resultante; F_a é a força de arrasto e F_{in} é a força de inércia.

A força de arrasto por unidade de comprimento exercida por um escoamento uniforme unidirecional de um fluido real (viscoso) com aceleração nula, incidindo perpendicularmente sobre um cilindro rígido em repouso, é dada por:

$$F_a = \frac{1}{2} \cdot C_d \cdot \rho \cdot D_e \cdot \dot{w}_0 \cdot |\dot{w}_0| \quad (\text{III.2})$$

onde: C_d é o coeficiente de arrasto; ρ é a massa específica da partícula fluida; D_e é diâmetro externo do cilindro e \dot{w}_0 é velocidade da partícula fluida.

Para o caso de escoamento uniformemente acelerado, bidimensional, de um fluido ideal (não viscoso) incidindo perpendicularmente sobre um cilindro rígido de seção circular, atuará a força de inércia, por unidade de comprimento, resultante das pressões hidrostáticas com intensidade proporcional à aceleração da massa fluida, dada por :

$$F_{in} = C_m \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot D_e^2}{4} \cdot \ddot{w}_0 \quad (\text{III.3})$$

onde: C_m é o coeficiente de inércia; ρ é a massa específica da partícula fluida; D_e é diâmetro externo do cilindro e \ddot{w}_0 é a aceleração da partícula fluida.

Para estruturas flexíveis, onde a velocidade e a aceleração da estrutura possuem valores significantes, a Equação de Morison é modificada, usando-se a velocidade e a aceleração relativas entre o fluido e o cilindro. Entretanto, SARPKAIA (1981), propõe a seguinte forma alternativa para a Equação de Morison:

$$F_0(x,t) = C_m \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot D_e^2}{4} \cdot \ddot{w}_0 + C_a \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot D_e^2}{4} \cdot (\ddot{w}_0 - \ddot{w}) + \frac{1}{2} \cdot C_d \cdot \rho \cdot D_e \cdot (\dot{w}_0 - \dot{w}) \cdot |\dot{w}_0 - \dot{w}| \quad (\text{II.4})$$

onde:

$|\dot{w}_0 - \dot{w}| = ds =$ valor absoluto da velocidade relativa entre o fluido e a estrutura;

$\dot{w}_0 =$ velocidade da partícula fluida;

$\ddot{w}_0 =$ aceleração da partícula fluida;

$\dot{w} =$ velocidade em um ponto da estrutura;

$\ddot{w} =$ aceleração em um ponto da estrutura;

$\rho =$ massa específica da partícula fluida;

$D_e =$ diâmetro externo do cilindro

$C_m =$ coeficiente de inércia;

$C_a = C_m - 1.0 =$ coeficiente de massa adicional

$C_d =$ coeficiente de arrasto

O termo $C_a \cdot \rho \cdot \frac{\pi \cdot D^2}{4}$, na equação (III.4) chamado de massa de fluido adicional pelo fato de ter a dimensão de massa, mas não representa diretamente a massa fluida, sendo o resultado da integração das pressões atuantes no contorno do cilindro.

A formulação para a força de arrasto, que é decorrente da interação do fluido em movimento e a estrutura flexível (i e também em movimento), é aqui apresentada de forma simplificada com base nos seguintes argumentos:

(i) Não existe teoria que descreva as forças que são produzidas nessa interação fluido-estrutura, já que os movimentos das partículas não são completamente definidos, não havendo expressões para aceleração, velocidade e deslocamento das partículas, que, segundo a literatura técnica (ALZAHANI e WALLI, 1996, NEOGI *et al.*, 1998) têm movimento complexo (parte periódica e parte aleatória).

(ii) Sendo a velocidade das partículas do fluido – função da velocidade de fluidização-, esta maior que as velocidades desenvolvidas em pontos da estrutura, pode-se considerar de forma simplificadora que a velocidade relativa $|\dot{w}_0 - \dot{w}|$ é \dot{w}_0 .

(iii) Considerando (i) e (ii), nenhum termo de amortecimento hidrodinâmico, função dessa velocidade relativa, é empregado na formulação teórica utilizada.

Os coeficientes de arrasto (C_d) e de inércia (C_m), são obtidos experimentalmente. Eles dependem do fluido, do regime de fluxo e das características do elemento estrutural, principalmente quanto a suas forma e rugosidade da superfície. As figuras III.4 e III.5 apresentam exemplos de ábacos para valores de C_d e C_m para cilindros lisos em função do nº de Reynolds (Re) e do nº de Keulegan-Carpenter (K), para várias valores de rugosidade da superfície da estrutura.

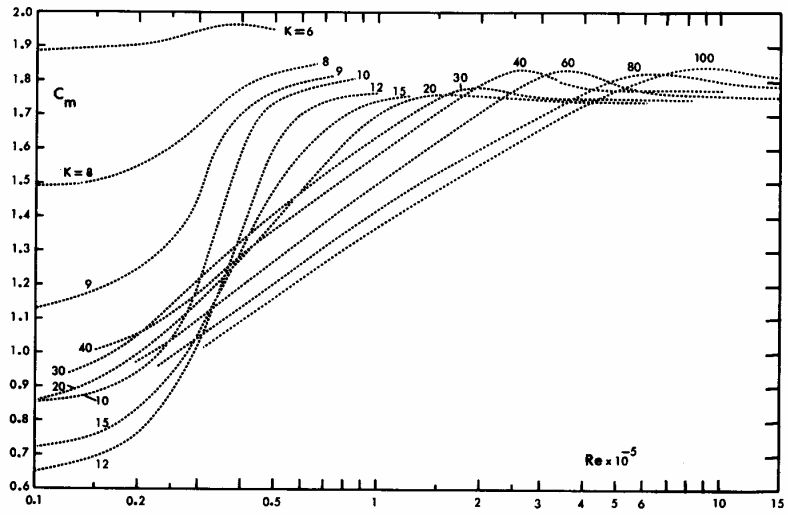


Figura III.4 – Coeficiente de inércia x Re (SARPKAIA, 1981).

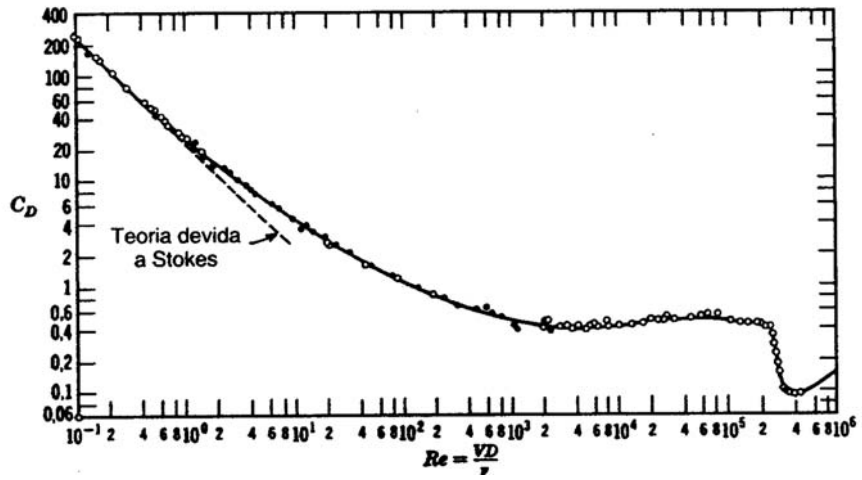


Figura III.5 – Coeficiente de arrasto x Re (FOX e McDONALD, 1984).

III.3 – Ações devidas aos efeitos das altas temperaturas

Estruturas sujeitas a condições operacionais envolvendo altas temperaturas exigem a inclusão do tempo como variável de projeto, devido ao efeito da fluência (*creep*). Altas temperaturas podem estar relacionadas também com restrições à livre expansão térmica ou gradientes de temperatura, que provocam tensões térmicas. Tem-se ainda a possibilidade do carregamento ser cíclico, o que acarreta a interação entre a fadiga e a fluência. O conceito de fluência e sua influencia no projeto de componentes sujeitos a altas temperaturas foram revistos e resumidos por VILHENA (1998).

Segundo a definição clássica estabelecida por diversos autores como FINNIE e HELLER (1959) ou BOYLE e SPENCE (1983), o fenômeno da fluência corresponde às deformações permanentes que ocorrem em um material sólido quando este é submetido a um carregamento por um longo período de tempo, mesmo se as tensões associadas a esse carregamento estiverem abaixo do limite de escoamento do material.

Os ensaios de fluência são conduzidos em máquinas de teste (ver figura III.6) como a esquematizada na figura III.7, com carga constante (P), isto é, sob tensão constante (carga dividida pela área da seção transversal original). A medição do alongamento, com o decorrer do tempo, num ensaio de fluência, produz uma curva de fluência típica apresentada pela figura III.8. A obtenção da curva de fluência exige o uso de máquinas de ensaio mais sofisticadas devido ao emprego de extensômetros e seu controle contínuo.

A aplicação do carregamento no início do ensaio acarreta uma deformação no instante de tempo dt , que seria correspondente à deformação relativa à tensão aplicada, num ensaio simples de tração. Com o passar do tempo sob carregamento aplicado, a deformação cresce e dependendo do material, podendo caracterizar três estágios distintos com apresentados na figura III.8.

Para um mesmo material as deformações por fluência serão tanto maiores e mais rápidas, quanto mais altas forem as tensões trativas no material ou quanto mais elevada for a temperatura. Como as deformações por fluência vão sempre aumentando, terminarão necessariamente pela ruptura do material, ao fim de um tempo mais ou menos longo, caso a carga seja mantida indefinidamente. O tempo até a ruptura será

tanto menor quanto mais altas forem a temperatura ou a tensão inicial, podendo o 2º estágio da fluência durar desde algumas horas até vários anos.

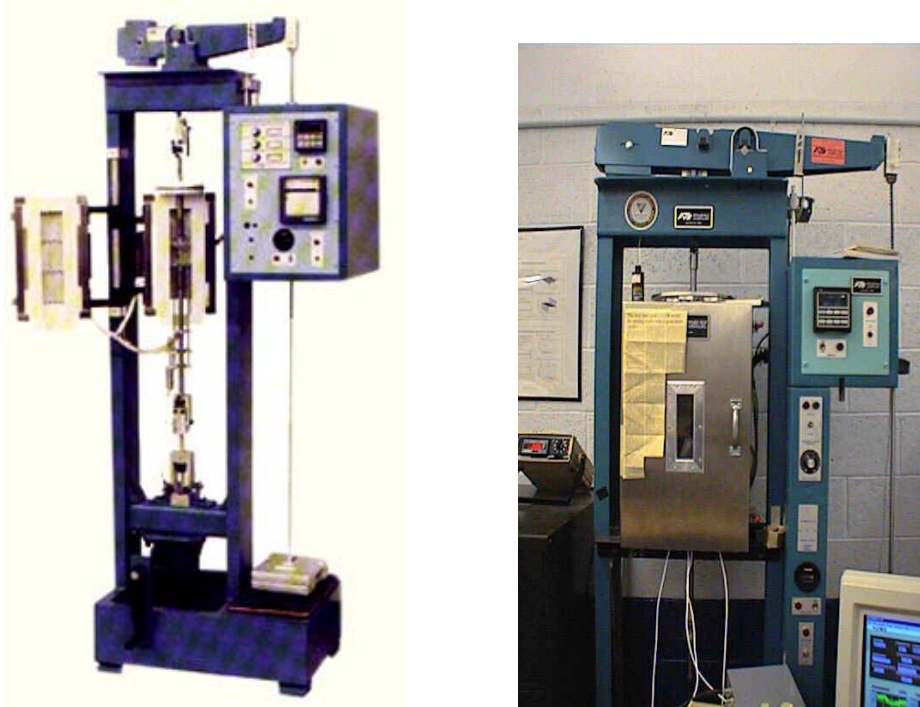


Figura III.6 – Máquinas para ensaio de fluência.

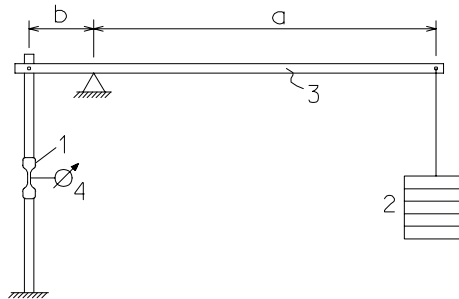


Figura III.7 – Esquema de máquina para ensaio de fluência (1-Corpo de prova, 2-Pesos, 3-Alavanca $a/b = 20$ a 50 , 4-Extensômetro no corpo de prova).

Devido ao relativamente longo período de ensaio (usualmente algumas centenas a poucos milhares de horas, podendo entretanto durar anos), são empregadas em maior quantidade máquinas ou dispositivos de ensaio de maior simplicidade, nos quais a resposta aos parâmetros de tensão e temperatura é o tempo de ruptura do corpo de

prova. São obtidas então, a partir de vários ensaios, as curvas de tensão x tempo de ruptura, ou curvas de ruptura por fluência, como apresentada na figura III.10 no final deste item.

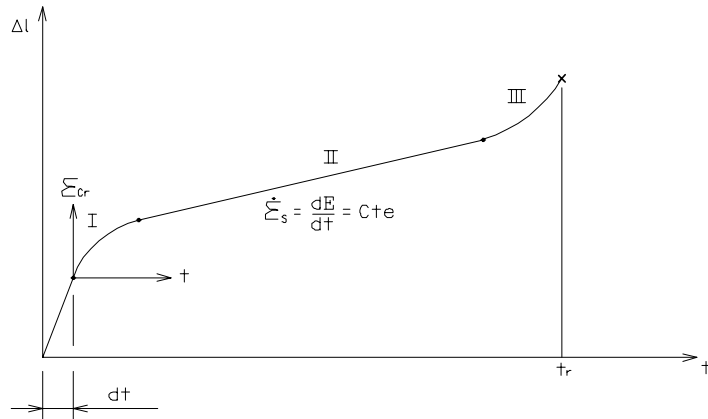


Figura III.8 – Curva típica de fluência.

Para o projeto dos equipamentos de processo não se deve permitir nunca que o material atinja em serviço, durante a vida útil prevista para o equipamento, o 3º estágio da fluência, em que a progressão de deformações se acelera. As tensões admissíveis estabelecidas pelas normas de projeto admitem entretanto que se alcance o 2º estágio da fluência, que é usualmente atingido nos equipamentos que trabalham em temperaturas elevadas (TELLES, 1985).

Dentro da faixa de fluência, as tensões admissíveis são baseadas na deformação de 1% ao fim de 100.000 horas (cerca de 11,4 anos), o que corresponde a um ponto na curva do 2º estágio da fluência. Se tivermos, entretanto, um equipamento projetado para uma vida útil superior a 100.000 horas (cerca de 11,4 anos), será talvez necessário adotar-se uma tensão mais baixa, para que não se chegue no 3º estágio da fluência. Note-se que no cômputo do tempo podem ser descontados os períodos em que o equipamento estiver fora de operação ou em temperatura abaixo da faixa de fluência, porque durante esses períodos a deformação por fluência permanece estacionária.

Segundo TELLES (1985), a deformação final de 1 % é, em geral, perfeitamente admissível para os equipamentos de processo, sem que haja prejuízo para o seu funcionamento normal. Existem, entretanto, alguns componentes desses equipamentos para os quais não se pode permitir uma deformação desta ordem (ou até deformação

ínfima), devendo, portanto, essas peças serem fabricadas com um material que exiba um menor efeito de fluência.

A fluência é basicamente um fenômeno dependente do tempo, que é acelerado pelo aumento na tensão ou temperatura atuantes. No caso de estruturas metálicas, apesar da fluência estar, em geral, associada a altas temperaturas, segundo FINNIE e HELLER (1959) a temperatura necessária para tornar relevante o fenômeno da fluência, depende do material, da aplicação e do tempo decorrido.

No caso dos metais, que são os materiais mais empregados na fabricação de componentes e equipamentos industriais, LAGNEBORG (1978) estabelece que a fluência passa a ser relevante para temperaturas a partir de 0,4 da temperatura absoluta de fusão. A partir desse valor, os processos termicamente ativados ganham energia suficiente para superar as barreiras naturais existentes na malha cristalina, como inclusões ou contornos de grãos, ocorrendo acúmulo de deformações permanentes ao longo do tempo. Segundo JASKE e KOCH (1993), os efeitos da fluência devem ser levados em consideração para aços ferríticos acima de 371°C e para aços austeníticos acima de 427°C. Assim sendo, equipamentos e componentes sujeitos a temperaturas iguais ou superiores a esses valores de referência devem ser projetados considerando os efeitos da fluência, uma vez que as deformações ou ruptura passam a depender não apenas do nível de sollicitação, mas também do tempo durante o qual a mesma permanece aplicada.

A estratégia mais simples que pode ser adotada pelas normas de projeto para considerar o efeito da fluência consiste em limitar a tensão admissível do material baseado nos resultados de ensaios de fluência. Nesses ensaios os corpos de prova são submetidos a condições constantes de tensão e de temperatura, sendo medido o tempo para ruptura ou a deformação acumulada depois de determinado período de tempo. Sobre os resultados desses ensaios são aplicados fatores de segurança para o cálculo das tensões admissíveis. Nessa estratégia, a espessura do componente passa a ser função não só da temperatura e da tensão atuantes como também do tempo. Introduce-se, assim, uma outra variável de projeto que é a vida útil esperada para o componente. Como exemplos da aplicação dessa estratégia podem ser citados as normas de projeto para vasos de pressão e componentes nucleares do ASME (2001a, 2001b, 2001c), ou as recomendações para o cálculo de tubos de fornos do API (1996). É oportuno comentar

que o sistema de suportes dos ciclones do regenerador é projetado para uma vida útil de 100.000 horas (cerca de 11,4 anos ou 121 meses).

No caso de carregamento cíclico associado a altas temperaturas, a interação entre a fluência e a fadiga, em geral, amplifica bastante o dano causado no material, se comparado com a situação onde esses mecanismos atuam isoladamente. SPERA (1976) propôs uma classificação onde a fadiga a altas temperaturas é dividida em dois grandes grupos:

a) fadiga isotérmica - corresponde aos casos onde os campos de tensão e deformação variam ciclicamente, mas a temperatura é mantida constante. Nesse caso ocorre uma interação entre a deterioração causada pela natureza cíclica da carga e o progressivo processo de dano por fluência que ocorre, principalmente, nos períodos do ciclo de carga onde a tensão é elevada.

b) fadiga térmica - corresponde aos casos de temperatura cíclica, onde a livre expansão térmica é parcialmente ou totalmente restringida. Essa restrição provoca tensões térmicas que, em conjunto com outros carregamentos (cíclicos ou não), podem iniciar e propagar trincas de fadiga.

A indústria nuclear foi a que mais impulsionou o desenvolvimento de técnicas e critérios de projetos para altas temperaturas, motivando um grande esforço conjunto de centros de pesquisa e organismos reguladores da França, Alemanha, Japão, Reino Unido e Estados Unidos, que passaram a estudar mais intensamente as diversas áreas de conhecimento relacionadas com aplicações a altas temperaturas. Muitos dos principais temas e resultados, foram também estendidos a outros seguimentos industriais como as indústrias aeroespacial e de petróleo.

A necessidade de métodos para a previsão da vida útil de componentes sujeitos a carregamentos cíclicos a altas temperaturas envolvendo a interação entre os mecanismos de fadiga e fluência surgiu nos primórdios do desenvolvimento de equipamentos trabalhando a altas temperaturas e pressões, como as caldeiras e turbinas de alta potência, reatores nucleares ou propulsores de foguetes. HALFORD (1991) fez um levantamento histórico dos diversos modelos desenvolvidos nas últimas décadas, agrupando os mesmos em quatorze categorias em função das semelhanças na abordagem adotada. A grande maioria dos modelos, no entanto, teve pouco desenvolvimento, tendo sido citadas três exceções que resultaram em aplicações práticas:

- a) regras de Fração de Vida ou Dano (*Life or Damage Fraction Rules*);
- b) modelos baseados na Mecânica do Dano (*Damage Mechanics*);
- c) modelos baseados na Partição da Amplitude de Deformação (*Strainrange Partitioning*).

Segundo o mesmo autor, todos esses modelos de previsão de vida foram desenvolvidos a partir da observação do início de formação de trincas de fadiga em corpos de prova com carregamento axial, submetidos a condições uniformes de tensão, deformação e temperatura. Constituem, assim, modelos de material e não modelos estruturais. Os procedimentos para previsão da vida de componentes devem utilizar os modelos de material em conjunto com análises térmicas e estruturais para quantificar a resposta do material e identificar as regiões da estrutura onde as trincas se iniciarão.

No presente trabalho, a interação entre fadiga e fluência, é considerada através das Regras de Fração de Vida ou Dano, que constituem o grupo de métodos baseados no princípio básico (MANSON, 1982), da soma das frações de vida consumidas pela fadiga e pela fluência considerando esses mecanismos como independentes. O resultado da soma é então comparado com o fator de dano característico do material. O componente suportará o efeito combinado fluência-fadiga se:

$$D + R \leq Dano \quad (III.5)$$

onde:

D = fração de vida consumida pela fadiga;

R = fração de vida consumida pela fluência;

Dano = fator de dano do material.

Segundo MANSON (1982) e HALFORD (1991), este é um dos mais antigos grupos de métodos para avaliação do acúmulo de dano a elevadas temperaturas. Estão baseados na Regra de Dano Linear ou regra de Palmgren-Miner (PALMGREN, 1924, MINER, 1945, BOYLE e SPENCE, 1983) estabelecida originalmente para a fadiga a baixas temperaturas.

Segundo essa regra, se forem aplicadas diferentes amplitudes de deformação, o dano total por fadiga é dado pela soma linear:

$$D = \sum_{i=1}^p \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \quad (\text{III.6})$$

onde, n_i é número de ciclos de uma determinada variação de tensão i , N_i é o número de ciclos correspondente ao limite de fadiga dado pelas curvas S-N que ocasiona a falha do material para um nível de variação de tensão constante S_i e p é número de ciclos em fadiga.

Mais tarde, esse mesmo conceito foi estendido para a fluência pela regra de Robinson (KRAUS, 1980), segundo a qual o dano de fluência para um determinado valor de tensão aplicado durante um certo período de tempo corresponde à razão entre esse período de tempo e o tempo para ruptura correspondente à mesma tensão. Se forem aplicados q diferentes níveis de tensão, o dano total é dado pela soma linear:

$$R = \sum_{i=1}^q \left(\frac{t_i}{tr_i} \right) \quad (\text{III.7})$$

onde, t_i é o tempo em determinada temperatura de operação associado a um nível de tensão i , tr_i é o tempo correspondente ao limite de ruptura em determinada temperatura de operação dada pelas curvas de fluência do material e q é o número de níveis de tensão para a análise de fluência.

Em ambos os casos, considera-se que a falha vai ocorrer quando o dano total atingir a unidade.

A partir da correlação básica representada pela equação (III.5), diversas variações foram desenvolvidas. Nas primeiras versões, foi atribuído um valor unitário para o fator de dano (**Dano**), independentemente do material, o que corresponde à hipótese de que não há interação entre os mecanismos de falha, ou seja, que a contribuição de cada mecanismo para o dano total é independente da quantidade de dano causada pelo outro mecanismo.

A representação gráfica do fator de dano unitário, conforme figura III.9, corresponde a uma reta igualmente inclinada em relação aos eixos de coordenadas,

formando um triângulo isósceles dentro do qual o efeito combinado fluência-fadiga é admissível.

No entanto, diversos ensaios demonstraram que para alguns materiais há uma forte interação entre os mecanismos de falha. Dessa forma, o dano máximo admissível passa a ser função da proporção entre os níveis de dano devidos à fadiga e à fluência.

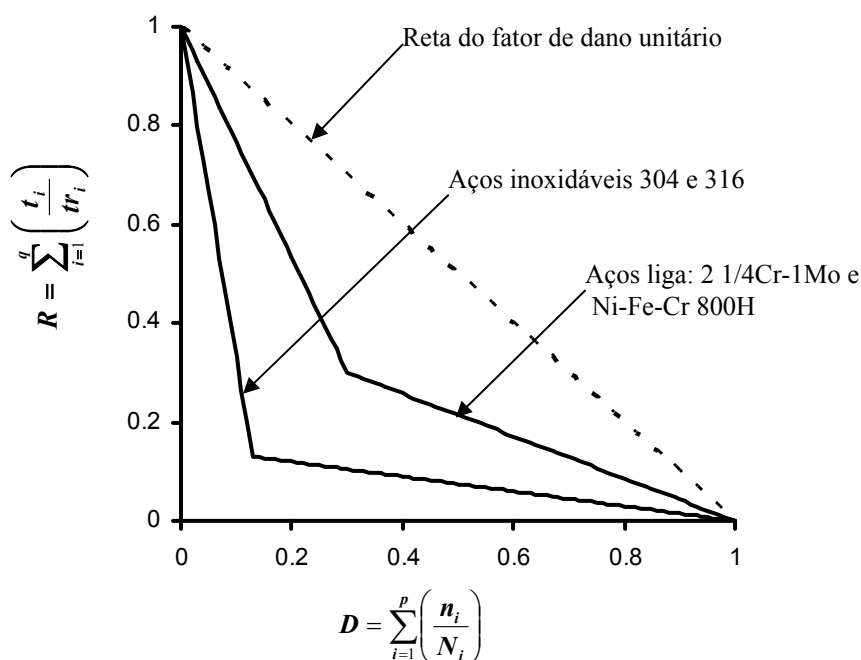


Figura III.9 – Curva de interação fadiga-fluência (ASME, 2001c).

Na versão adotada pela norma de projeto para componentes de reatores nucleares estabelecido pelo ASME (2001c), o fator de dano para cada material é dado por um par de retas, reproduzidas na figura III.9, que delimitam a região onde o dano total é admissível. Observa-se que o valor unitário é obtido somente nos casos onde se tem apenas um dos mecanismos atuando. Observa-se, também, que para materiais como a liga 800H a interação entre os mecanismos de falha é bastante pronunciada.

Segundo MANSON (1982), no cálculo das parcelas de dano normalmente são adotados resultados de ensaios convencionais, ou seja, ensaios de fluência onde a tensão é mantida constante e ensaios de fadiga com ciclos rápidos visando minimizar o efeito da fluência. Essa estratégia apresenta resultados bem razoáveis na maioria dos casos.

A figura III.10 apresenta uma curva de fluência do ASME (2003c) para o aço inoxidável austenítico da família 304 (ver também figura III.9), que será utilizada para estimativa do dano por fluência na estrutura do ciclone. Pode-se observar, por exemplo, que para tensão menor que 10,0 MPa e temperatura menor que 760°C, o componente analisado com respeito à fluência apresenta vida infinita. Assim, caso o componente esteja sujeito à fadiga por efeito das variações cíclicas de tensões, a interação fadiga-fluência pode ser desconsiderada, já que o efeito da fluência é desprezível

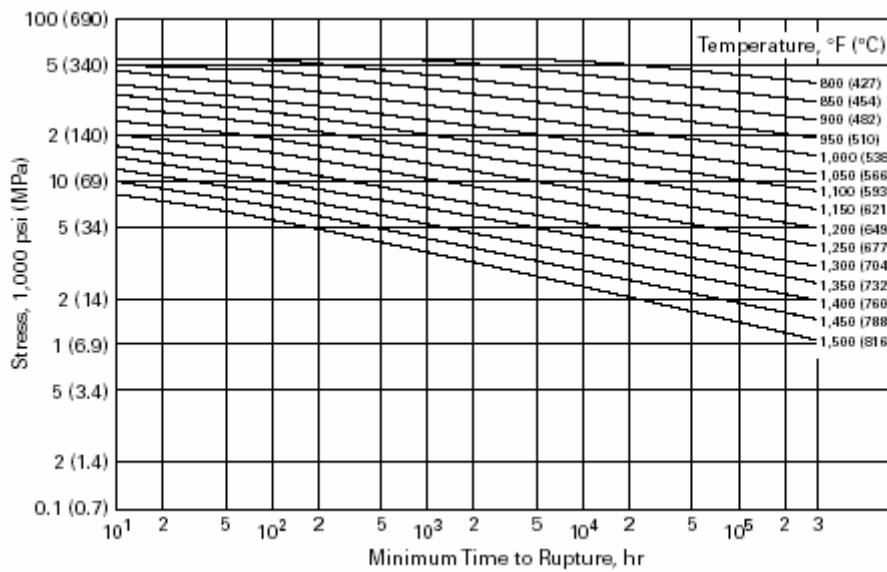


Figura III.10 – Curva de ruptura por fluência para os aços inoxidáveis da família 304 (ASME, 2001c).

CAPÍTULO IV

DESCRIÇÃO DA MODELAGEM UTILIZADA PARA A ANÁLISE DO SISTEMA ESTRUTURAL

IV.1 - Considerações iniciais

De forma geral, uma estrutura pode ser representada por um sistema contínuo com infinitos graus de liberdade. A discretização desse sistema contínuo, por exemplo em elementos finitos, é requerida sempre que a formulação da equação de movimento apresentar grande complexidade em função da geometria ou características do sistema mecânico-estrutural (BATTISTA, 1995).

Logo, para a modelagem numérica do sistema mecânico-estrutural dos ciclones descrito no item II.6 deste trabalho foi elaborado um modelo estrutural baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) e utilizando como ferramenta computacional o programa ANSYS versão 7.1 (ANSYS, 2003a, 2003b, 2003c, 2003d).

Nos problemas elasto-dinâmicos essa modelagem resulta num sistema de equações diferenciais de movimento para um sistema mecânico-estrutural discretizado com N graus de liberdade.

$$M\ddot{U} + C\dot{U} + KU = F \quad (\text{IV.1})$$

onde, M é a matriz de massa global, K é a matriz de rigidez elástica e C é a matriz de amortecimento; \ddot{U}, \dot{U}, U são, respectivamente, os vetores de aceleração, velocidade e deslocamento da estrutura; F é o vetor de forças externas.

A solução da equação (IV.1) conduz por sua vez à resolução do problema do contínuo com um grau de aproximação que depende fundamentalmente do número de elementos, ou de graus de liberdade utilizados para discretização do contínuo. O rigor da formulação matemática do MEF envolve questões que fogem ao escopo do presente trabalho.

O avanço tecnológico ao longo do tempo introduz no mercado de *hardware*, máquinas com grande capacidade de processamento. Alguns *softwares* direcionados para a engenharia, como SAP2000, ABAQUS e ANSYS, acompanham esta evolução melhorando a interface gráfica com o usuário, além de acrescentar novas ferramentas de trabalho. Com isso, uma modelagem espacial de qualquer estrutura pode ser detalhada em um *software* visando obter grande precisão nos resultados.

A grande maioria dos *softwares* de engenharia, senão todos, são capazes de realizar análise dinâmica em estruturas. Porém, às vezes, não se consegue modelar certos problemas, como por exemplo, um sistema de atenuação acoplado à estrutura original ou fornecer o dano por fadiga para um carregamento distribuído em um espectro de frequências, que é o objeto de estudo deste trabalho. Desta forma, uma modelagem 3D de uma estrutura pode fornecer os parâmetros modais e as respostas dinâmicas em termos de deslocamento ou tensão no domínio do tempo ou da frequência para serem utilizados numa implementação computacional externa a estes *softwares* comerciais de engenharia. Portanto, os *softwares* de engenharia devem fornecer, ao menos, as frequências e os modos naturais de vibração (autovetores), para que através deles, fazendo-se a análise via método nodal (coordenadas geométricas) ou via método da superposição modal (coordenadas normais), seja possível obter outros parâmetros importantes necessários à análise, como por exemplo: massa, rigidez e amortecimento generalizados para serem utilizados na equação de movimento no método da superposição modal.

Então, a estimativa das frequências naturais de um modelo estrutural é, em geral, um dos principais resultados prontamente apresentados ao usuário pelos *softwares* de engenharia. O ANSYS (2003a), por exemplo, fornece as frequências fundamentais e as respectivas formas modais de vibração da estrutura.

IV.2 – Respostas dinâmicas

A resposta da estrutura para um carregamento harmônico de amplitude constante (F_i) deve ser obtida através da equação (IV.1), onde, o vetor de carregamento harmônico(F) pode ser escrito utilizando-se a notação complexa (na forma de Euler):

$$\mathbf{F} = \mathbf{F}_i \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.2})$$

onde, \mathbf{F}_i é um vetor constante de força aplicada, ω_N é a frequência circular de excitação, i o número imaginário ($\sqrt{-1}$) e t é tempo.

Então, conseqüentemente, a resposta também será na forma harmônica.

$$\mathbf{U} = \mathbf{U}_i \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.3})$$

onde, \mathbf{U}_i é um vetor constante de deslocamento.

Substituindo-se as equações (IV.2), (IV.3) e suas derivadas na equação (IV.1) tem-se:

$$(-\omega_N^2 \cdot \mathbf{M} + i \cdot \omega_N \cdot \mathbf{C} + \mathbf{K}) \cdot \mathbf{U}_i \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} = \mathbf{F}_i \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} \quad (\text{VI.4})$$

Sendo o termo $e^{i \cdot \omega_N \cdot t}$ comum em ambos os lados da equação (IV.4), não identicamente nulo:

$$(\mathbf{K} + i \cdot \omega_N \cdot \mathbf{C} - \omega_N^2 \cdot \mathbf{M}) \cdot \mathbf{U}_i = \mathbf{F}_i \quad (\text{IV.5})$$

A solução da equação (IV.5) pode ser aproximada pelo método da superposição modal. O referido método utiliza as frequências naturais e suas formas modais (coordenadas normais), consistindo em transformar as N equações diferenciais de movimento (em coordenadas nodais correspondentes ao número de N graus de liberdade do problema), em um conjunto de $J < N$ equações em coordenadas normais.

A resposta dinâmica pode ser obtida resolvendo-se, separadamente, cada equação modal e, superpondo-se as respostas obtidas, para determinar a resposta em coordenadas geométricas.

Adota-se, para o desenvolvimento desse trabalho, a análise via método da superposição modal, com o objetivo de reduzir o número de equações do problema.

A equação de movimento para a estrutura em questão (equação VI.1) para o caso de vibração forçada amortecida é convertida para a forma modal, conforme detalhadamente descrito por CLOUGH e PENZIEN (1995) e BATTISTA (1995), chegando-se a:

$$m_j \ddot{y}_j + c_j \dot{y}_j + k_j y_j = \phi_j^T \cdot F \quad (\text{IV.6})$$

onde,

\ddot{y}_j , \dot{y}_j e y_j são respectivamente a aceleração, velocidade e deslocamento modais para o j-ésimo modo;

ϕ_j^T é o autovetor transposto para o j-ésimo modo;

m_j , c_j , k_j são respectivamente a massa, amortecimento e rigidez modais, referentes ao j-ésimo modo;

F é o vetor de carregamento atuante na estrutura.

Se os autovetores não forem normalizados a matriz de massa generalizada fica uma matriz identidade e portanto,

$$\phi_j^T \cdot M \cdot \phi_j = m_j = 1 \quad (\text{IV.7})$$

Sabe-se, desde que se aplique a condição de ortogonalidade para o amortecimento:

$$c_j = 2 \cdot \omega_j \cdot m_j \cdot \varepsilon_j = 2 \omega_j \cdot \varepsilon_j \quad (\text{IV.8})$$

$$k_j = m_j \cdot \omega_j^2 = \omega_j^2 \quad (\text{IV.9})$$

onde,

ω_j e ε_j são respectivamente a frequência natural circular e taxa de amortecimento para o j-ésimo modo;

ϕ_j é autovetor para o j-ésimo modo.

Fazendo-se:

$$f_j = \phi_j^T \cdot F \quad (\text{IV.10})$$

Utilizando a relação de Euler e admitindo o carregamento harmônico a equação (IV.10) tem a seguinte forma:

$$\mathbf{f}_j = \mathbf{f}_{jc} \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.11})$$

onde,

\mathbf{f}_j – força generalizada

\mathbf{f}_{jc} - amplitude do carregamento complexo do j-ésimo modo.

ω_N - frequência circular de excitação

Substituindo as equações (IV.8), (IV.9) e (IV.11) e $m_j=1$ em (IV.6), tem-se:

$$\ddot{\mathbf{y}}_j + 2 \cdot \omega_j \cdot \varepsilon_j \cdot \dot{\mathbf{y}}_j + \omega_j^2 \cdot \mathbf{y}_j = \mathbf{f}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.12})$$

Para que a equação (IV.12) seja sempre verdadeira a resposta \mathbf{y}_j , também deverá ter a mesma forma que \mathbf{f}_j , então:

$$\mathbf{y}_j = \mathbf{y}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.13})$$

onde, \mathbf{y}_{jc} é a amplitude do deslocamento complexo do j-ésimo modo.

Derivando-se a equação (IV.13) e substituindo a equação (IV.13) e suas derivadas na equação (IV.12) tem-se:

$$-\omega_N^2 \cdot \mathbf{y}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t} + 2 \cdot \omega_j \cdot \varepsilon_j \cdot (i \cdot \omega_N \cdot \mathbf{y}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t}) + \omega_j^2 \cdot \mathbf{y}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t} = \mathbf{f}_{jc} \cdot e^{i \omega_N \cdot t} \quad (\text{IV.14})$$

Simplificando,

$$(-\omega_N^2 + 2 \cdot i \cdot \omega_N \cdot \omega_j \cdot \varepsilon_j + \omega_j^2) \cdot \mathbf{y}_{jc} = \mathbf{f}_{jc} \quad (\text{IV.15})$$

Fazendo $\mathbf{f}_{jc}=1$ para o carregamento harmônico unitário, na equação (IV.15).

$$\mathbf{y}_{jc} = \frac{1}{(\omega_j^2 - \omega_N^2) + i \cdot (2 \cdot \omega_N \cdot \omega_j \cdot \varepsilon_j)} \quad (\text{IV.16})$$

Finalmente, para a determinação dos deslocamentos em coordenadas nodais:

$$U_c = \sum_{j=1}^n \phi_j \cdot \mathbf{y}_{jc} \quad (\text{IV.17})$$

A equação (IV.17) representa a FRF em termos do deslocamento segundo um certo grau de liberdade de um determinado nó da estrutura discretizada e tem dimensional de unidade de comprimento dividido por unidade do carregamento aplicado. Por exemplo, para um modelo em metros e com o carregamento aplicado de pressão unitária igual a $1,0 \text{ N/m}^2$ tem-se o dimensional da FRF: $\text{m} / (\text{N/m}^2)$.

A determinação da FRF em termos de tensões atuantes numa seção transversal referida a determinados nós da estrutura é feita a partir dos deslocamentos complexos (U_c) e através da teoria elástica linear da Resistência dos Materiais, determinando o vetor das deformações do nós de interesse a ser multiplicado pela matriz de elasticidade dos referidos nós para cada frequência analisada. A determinação FRF em termos de tensões atuantes utilizada no presente trabalho foi realizada automaticamente utilizando-se como ferramenta computacional o programa ANSYS (2003a, 2003d).

IV.3 - Descrição dos modelos

Foram elaborados dois modelos de estudo de um par de ciclones, com as mesmas dimensões e propriedades dos doze pares ciclones do regenerador da unidade de FCC de resíduos da refinaria RLAM, que falharam com ruptura de travejamentos e pernas após aproximadamente um ano de operação. O primeiro modelo (Modelo I) considerou a estrutura original dos ciclones íntegra, tendo como objetivo avaliar as regiões onde todos os doze pares de ciclones falharam por ocorrência de fraturas nas seguintes conexões e juntas soldadas: na ligação dos travejamentos nos níveis C e D com os ciclones e também nas juntas soldadas da região cônica de transição entre os trechos tubulares cilíndricos com e sem refratamento das pernas dos ciclones de segundo estágio, dos quais quatro dos doze existentes sofreram ruptura total devido à ausência dos travejamentos já rompidos, causando a queda de suas pernas. Portanto, na seqüência de falhas houve o rompimento dos travejamentos no nível D, rompimento dos travejamentos no nível C, perda de uma das guias, que pode ter acontecido antes do rompimento dos travejamentos no nível C e por último o rompimento das pernas de segundo estágio, que forçaram a parada da unidade. O Modelo I é ilustrado nas figuras IV.1 e IV.2, representando a estrutura original (íntegra) de um par de ciclones discretizada em elementos finitos.

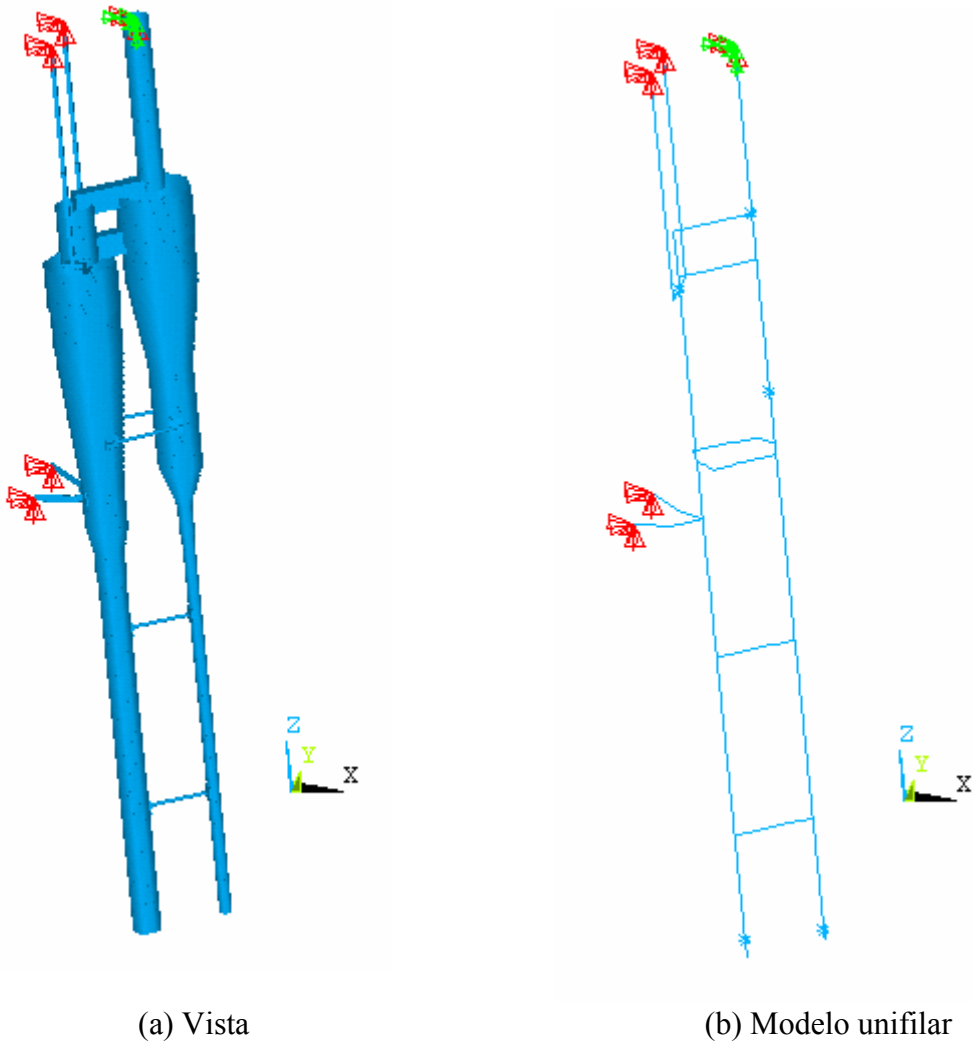


Figura IV.1 – Modelo I: Vista em perspectiva e modelo unifilar da estrutura discretizado em elementos finitos.

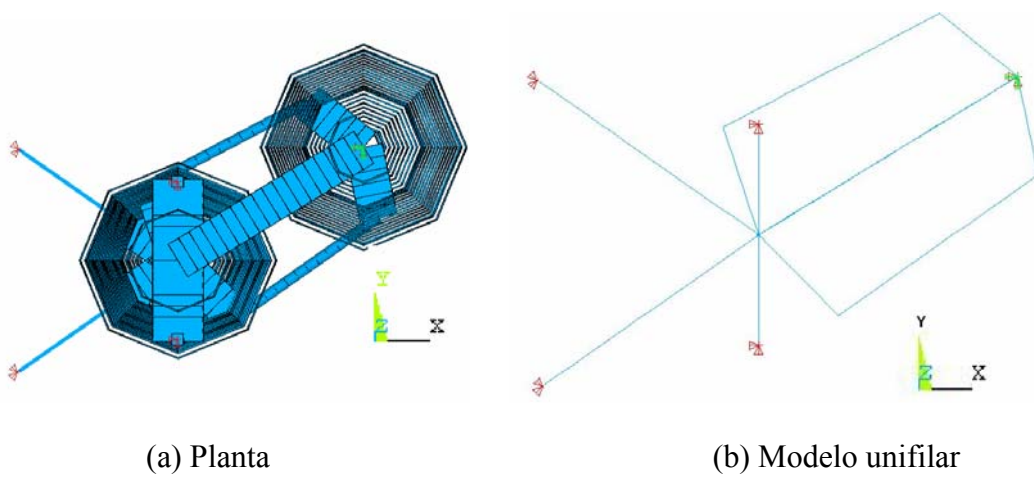
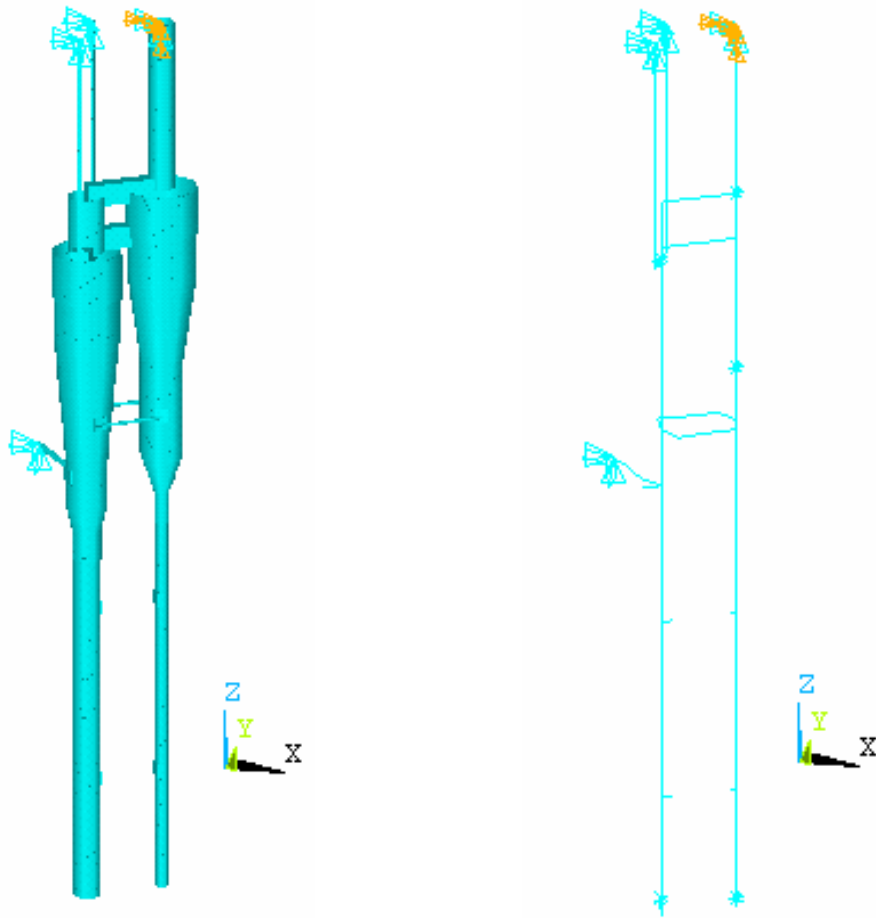


Figura IV.2 – Modelo I: Vista em planta e modelo unifilar da estrutura discretizado em elementos finitos.

O segundo modelo (Modelo II) considerou a estrutura sem os dois travejamentos dos níveis C e D e também sem uma das duas guias (modelo II), objetivando avaliar somente a transição cônica entre os trechos de perna com e sem refratamento dos ciclones de segundo estágio, após a falha por rompimento dos travejamentos. As figuras IV.3 e IV.4 mostram o Modelo II discretizado em elementos finitos.

A elaboração do modelo de análise em elementos finitos no programa ANSYS (2003a) pode ser feita de duas maneiras: (i) forma direta, onde os nós e elementos são criados diretamente através de suas coordenadas e tamanhos ou (ii) forma indireta, onde primeiramente são criados pontos, linhas, áreas e volumes gerando um modelo geométrico, tal como um desenho em meio eletrônico de CAD, para, após isso, serem criados os elementos e seus respectivos nós em cada uma das entidades geométricas existentes, podendo então cada entidade ter uma determinada quantidade de elementos. Uma vantagem da modelagem indireta, também chamada de modelagem geométrica, é que o modelo fica parametrizado geometricamente, permitindo a colocação das condições de contorno nas entidades geométricas, ficando então rápidas as alterações necessárias na discretização da malha de elementos finitos e nas dimensões do modelo, sem se preocupar com a numeração dos nós, bastando saber a numeração dos pontos, que são em quantidades bem menores que dos nós.

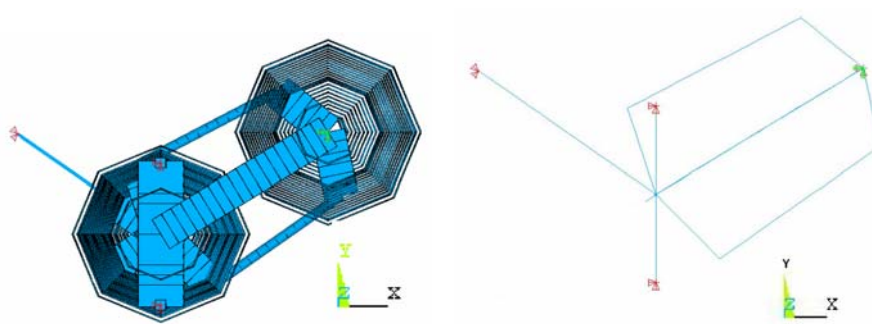
A figura IV.5 mostra um croqui para a modelagem geométrica da estrutura dos ciclones, indicando todas as suas dimensões e parâmetros necessários à elaboração da modelagem numérico-computacional através da discretização em elementos finitos nos Modelos I e II (figuras V.1 a V.4).



(a) Vista

(b) Modelo unifilar

Figura IV.3 – Modelo II: Vista em perspectiva e modelo unifilar da estrutura discretizado em elementos finitos



(a) Planta

(b) Modelo unifilar

Figura IV.4 – Modelo I: Vista em planta e modelo unifilar da estrutura discretizado em elementos finitos.

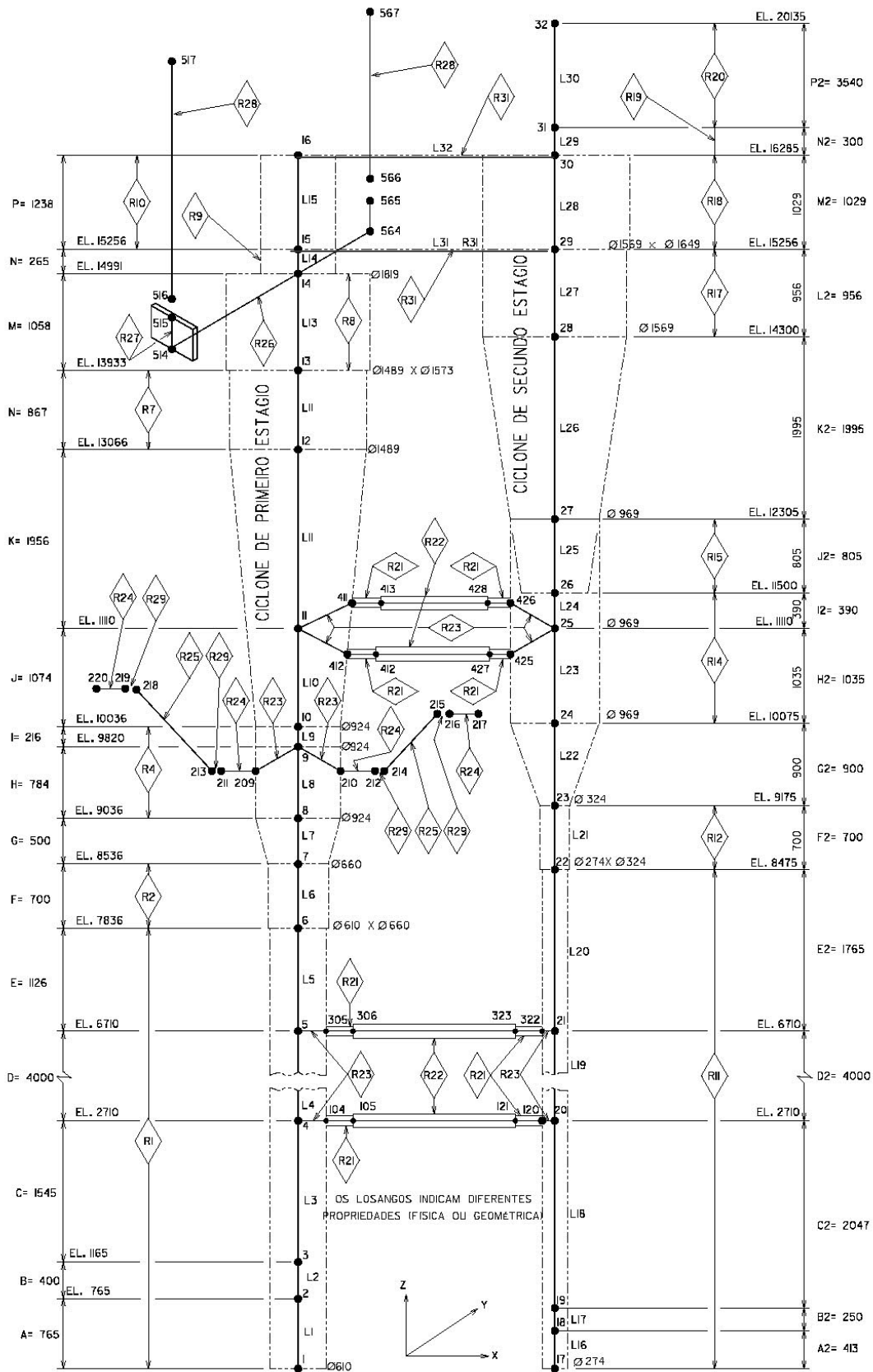


Figura IV.5 – Modelo de análise para a modelagem numérico-computacional da estrutura de ciclones (croqui para modelagem geométrica).

O eixo de ordenadas do modelo foi posicionado com o eixo Z na vertical com o sentido de baixo para cima.

Os materiais empregados foram o aço inoxidável austenítico (18Cr-8Ni) 304H e concreto antierosivo de alta resistência à abrasão. As propriedades físicas e mecânicas destes materiais encontram-se listadas na tabela IV.1. As figuras IV.6 e IV.7 mostram a variação da tensão de escoamento e módulo de elasticidade do aço inoxidável austenítico 304H em função da temperatura (ASME, 2001c).

Tabela IV.1 – Propriedades físicas e mecânicas dos componentes da análise: aço (ASME, 2001c) e refratário (www.resco.com).

Propriedade		Temperatura ambiente (~20°C)	Temperatura de operação (760°C)
Módulo de elasticidade longitudinal (MPa)	Aço 304H	$1,95 \times 10^5$	$1,36 \times 10^5$
	Refratário	----	$1,61 \times 10^4$
Tensão de escoamento (MPa)	Aço 304H	206,9	Instantâneo: 80,0
Tensão de ruptura (MPa)	Aço 304H	517,4	Instantâneo: 113,8
			Em 1 ano: 29,0
			Em 10 anos: 18,6
Massa específica (kg/m ³)	Aço 304H	8000	
	Refratário	3400	
Coeficiente de Poisson	Aço 304H	0,3	
	Refratário	0,2	

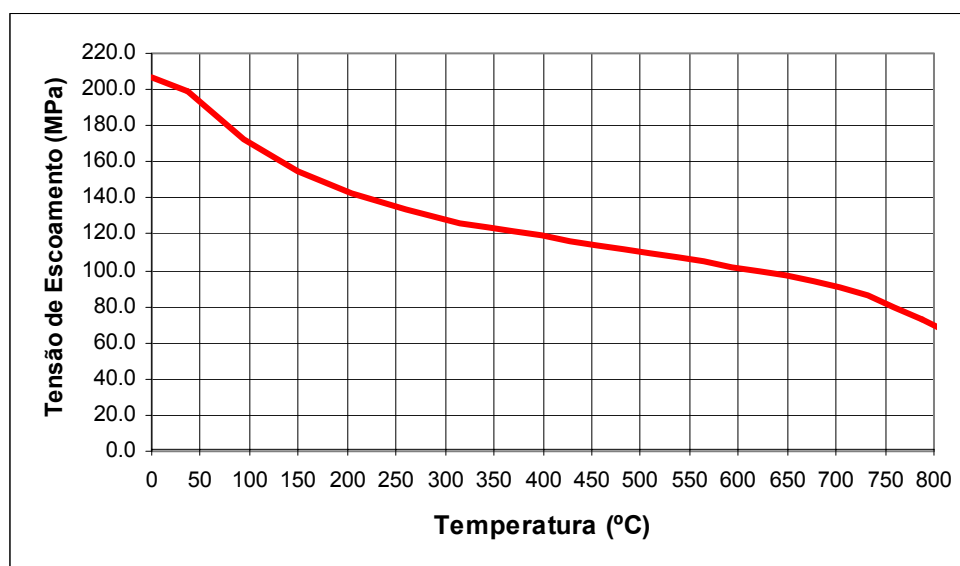


Figura IV.6 – Variação da tensão de escoamento em função da temperatura para o aço inoxidável austenítico 304H (ASME, 2001c).

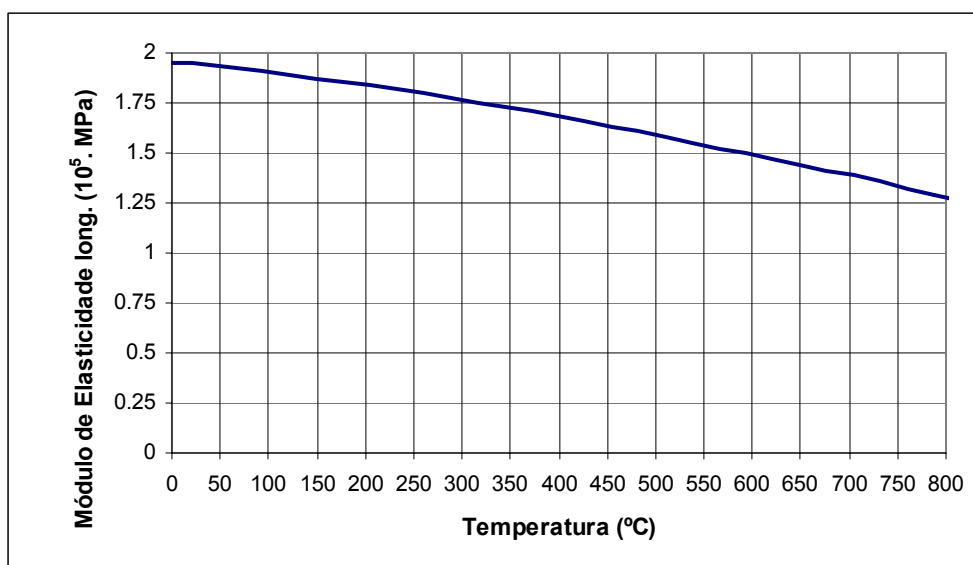


Figura IV.7 – Variação do Módulo de Elasticidade longitudinal em função da temperatura para o aço inoxidável austenítico 304H (ASME, 2001c).

O material da maioria dos componentes, que constituem o corpo dos ciclones em si (cones e cilindros), é constituído por uma seção transversal tubular mista, composta de aço inoxidável austenítico 304H e concreto antierosivo de alta resistência à abrasão aplicado em um sistema de ancoragem de malha metálica hexagonal. Alguns poucos componentes da estrutura dos ciclones possuem seção transversal apenas em aço inoxidável austenítico 304H, que é o caso dos tirantes de suportação (e seus olhais), dos travejamentos e das guias (com suas chapas de ligação aos ciclones) e também de uma boa parte das pernas dos ciclones.

A consideração de contribuição do revestimento de material refratário na rigidez daquelas seções mistas tubulares foi feita modificando o momento de inércia da seção transversal de acordo com o Anexo A.

Da mesma forma, para levar em consideração a contribuição do revestimento de material refratário na massa das seções mistas tubulares, foi determinada para cada seção transversal, um valor de massa específica equivalente, de acordo com o Anexo B.

A massa de catalisador que fica retida internamente nas pernas e nos cones inferiores dos ciclones durante sua operação foi considerada através da adição de massas concentradas nos nós das pernas e dos cones inferiores. Para isso, utilizou-se o

valor de 400 kg/m^3 para a massa específica do catalisador com baixa aeração retido internamente na perna (WILSON, 1997).

As grandes válvulas montadas nas extremidades das pernas dos ciclones foram consideradas como massas concentradas aplicadas em pontos do eixo das pernas correspondentes aos seus respectivos centros de gravidade, levando-se em conta também o momento de inércia de massa de cada válvula.

Nos trechos das pernas dos ciclones imersas no leito de catalisador fluidizado (ver item III.2.3), foram consideradas massas concentradas adicionais nos graus de liberdade transversais aos eixos dos nós dos elementos constituintes desses trechos submersos (pernas e válvulas). Estas pseudomassas utilizadas para gerar forças de inércia similares às produzidas pela interação fluido-estrutura foram determinadas considerando a massa específica do catalisador fluidizado com o valor de 350 kg/m^3 (WILSON, 1997). Foram calculados separadamente para as pernas e para as válvulas multiplicando-se a massa específica pelo volume externo do sub-componente submerso considerado (perna ou válvula) e pelo seu correspondente coeficiente de inércia.

O efeito do arrasto nas pernas e nas válvulas foi considerado através da aplicação do carregamento horizontal de pressão unitária do leito de catalisador fluidizado, multiplicado pelas áreas das superfícies projetadas dos trechos submersos e pelo seu correspondente coeficiente de arrasto, supondo que a correlação total de pressão nos trechos submersos resulta em diagrama de pressão uniforme. Os valores utilizados para os coeficientes de arrasto (FOX e McDONALD, 1984) em regime turbulento foi 1,0 para as pernas (cilindro liso) e 2,05 para as válvulas (paralelepípedo).

Por se tratar de estrutura soldada e mista, foram utilizadas nas análises taxas de amortecimento na faixa de 1 a 3%.

O efeito de tensões térmicas foi avaliado utilizando o mesmo modelo de análise do problema e, como era de se esperar, devido às ligações rotuladas e à configuração pendurada, gerou tensões térmicas muito baixas nos pontos críticos de análise da estrutura, sendo estas tensões térmicas menores que 1% da tensão produzida pelo carregamento estático de gravidade. Sendo assim, estas foram desconsideradas para simplificar a análise.

IV.4 - Descrição dos elementos utilizados

Foram utilizados quatro tipos de elementos da biblioteca de elementos do programa: PIPE16; BEAM4; COMBIN7 e MASS21.

O PIPE16 mostrado na figura IV.8 é um elemento de barra tubular para pórtico espacial, com capacidade de aceitar esforços de tração, compressão, torção e flexão, composto de dois nós com seis graus de liberdade em cada nó, sendo três translações nas direções nodais x , y e z , e três rotações em torno dos eixos locais x , y e z . Este elemento foi escolhido para modelar o corpo dos ciclones, o duto de saída de gases do ciclone secundário, as pernas e os travejamentos, por incluir simplificações devido à forma axi-simétrica da seção dos elementos tubulares e sua geometria padronizada. Alguns dados de entrada são listados a seguir: diâmetro externo e espessura de parede, fatores de intensificação de tensões ou de flexibilidade, massa específica do fluido interno, isolamento externo (massa específica e espessura), tolerância para corrosão e rigidez axial.

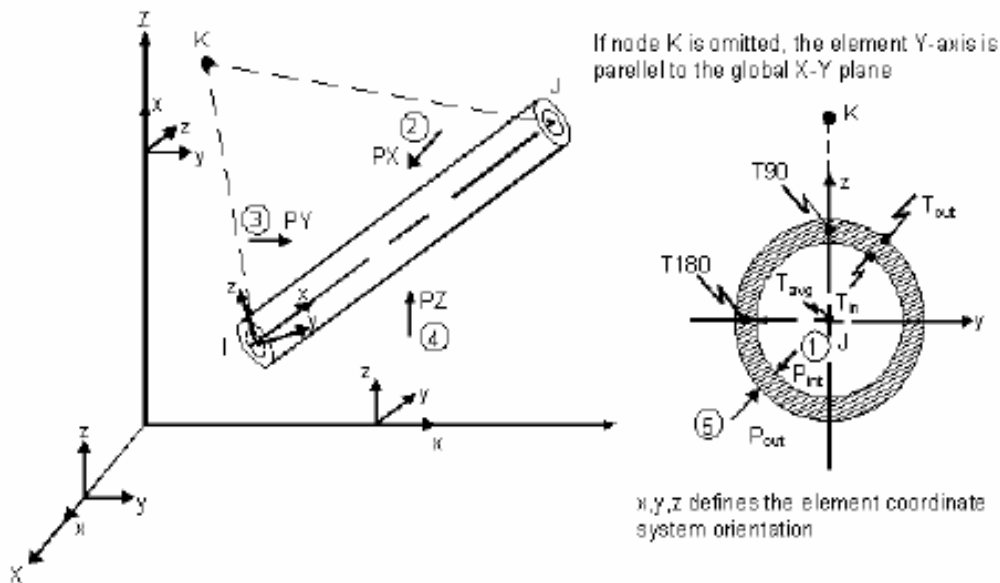


Figura IV.8 – Elemento PIPE16: pórtico espacial tubular.

O BEAM4 mostrado na figura IV.9 é um elemento de pórtico espacial de seção transversal constante, com capacidade de aceitar esforços de tração, compressão, torção e flexão, composto de dois nós com seis graus de liberdade cada nó, sendo três translações nas direções nodais x , y e z , e três rotações em torno dos eixos locais x , y e

z. Este elemento foi escolhido para modelar os tirantes de suportaço dos ciclones primário e seus olhais no tampo dos ciclones; as chapas de ligaço soldadas conectando os travejamentos e os ciclones, as guias rotuladas que ligam os ciclones de primeiro estágio com a parede do regenerador e suas chapas de ligaço soldadas nos ciclones primários, por ter sua geometria padronizada. Alguns dados de entrada são listados a seguir: área da seção transversal, altura e largura, momentos de inércia, ângulo de inclinação em relação a seu eixo longitudinal, momento de inércia polar e massa adicional por unidade de comprimento externo (massa específica e espessura), tolerância para corrosão e rigidez axial.

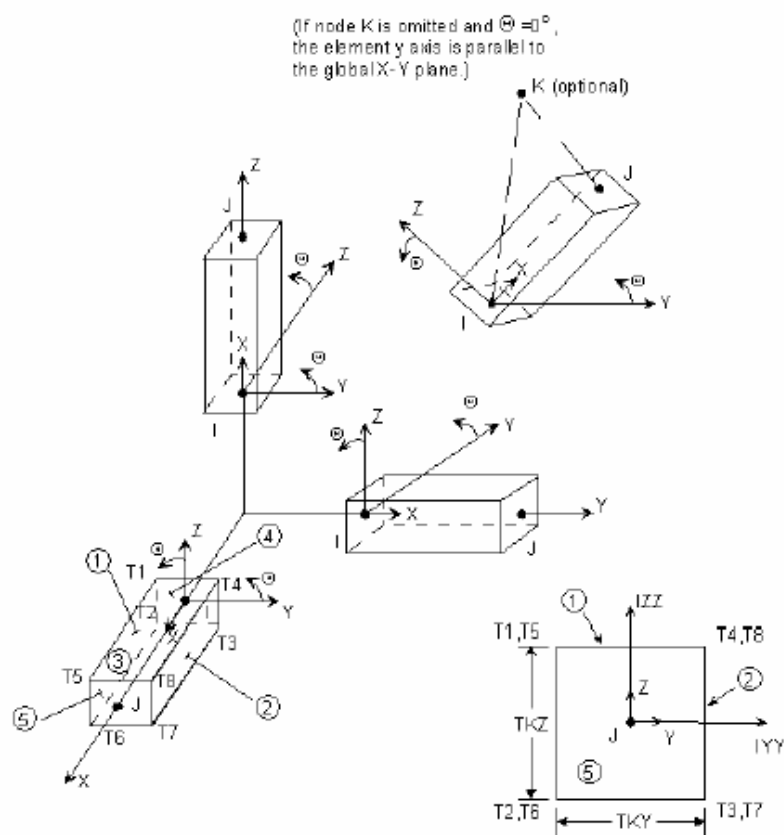


Figura IV.9 – Elemento BEAM4: pórtico espacial.

O COMBIN7 mostrado na figura IV.10 é um elemento de conexão, com capacidade interligar duas ou mais componentes do modelo em um nó comum a eles, composto de dois nós coincidentes (ativos) e mais um terceiro nó (auxiliar) que indica a direção do eixo de rotação do elemento. Os nós ativos possuem seis graus de liberdade, sendo três translações nas direções nodais x, y e z, e três rotações em torno dos eixos locais x, y e z, porém apenas uma rotação fica liberada em função de sua rigidez a ser

fornecida. Este elemento foi escolhido para modelar os pinos rotulados de ligação entre tirantes de suportação dos ciclones primário e seus olhais no tampo dos ciclones e os pinos rotulados de ligação entre as guias dos ciclones primários e suas chapas de ligação soldadas nos ciclones primários, por apresentar a facilidade de evitar a formulação das equações de compatibilidade de deslocamentos e rotações entre os nós pivotados do modelo.

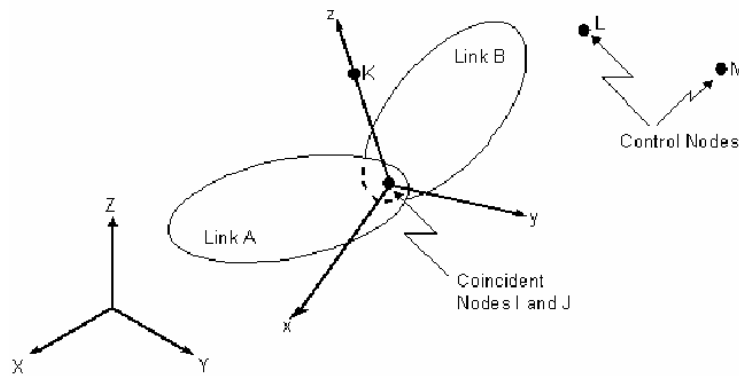


Figura IV.10 – Elemento COMBIN7: elemento de conexão.

O MASS21 mostrado na figura IV.11 é um elemento pontual (de massa concentrada) composto por até seis graus de liberdade, sendo três translações nas direções nodais x, y e z, e três rotações em torno dos eixos locais x, y e z, onde diferentes massas e momentos de inércia de massa podem ser aceitos em quaisquer direções. Este elemento foi escolhido para levar em consideração as contribuições em massa dos dutos de saída de gases internos dos ciclones, da projeção interna do cone superior do ciclone secundário, das válvulas das extremidades das pernas dos ciclones, do catalisador retido internamente nas pernas dos ciclones e as pseudomassas de catalisador fluidizado agregadas externamente as pernas dos ciclones.

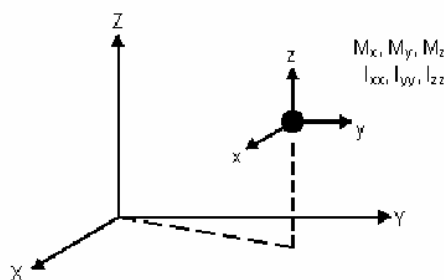


Figura IV.11 – Elemento MASS21: elemento de massa concentrada.

A formulação detalhada desses elementos é apresentada no manual teórico do ANSYS (2003d). A discretização do modelo I é resumida na tabela IV.2.

Tabela IV.2 – Aspectos da discretização do Modelo I em elementos finitos.

Aspectos da discretização	Valor
Número de elementos	1252
Número de nós	943
Comprimentos médio dos elementos (m)	0,05
Número de pontos geométricos	75
Número de linhas	66

IV.5 - Descrição das condições de contorno dos modelos

Consideram-se como condições de contorno do modelo:

- (i) O engaste perfeito do duto de saída de gases do ciclone de segundo estágio no tampo do regenerador impedindo-se os três deslocamentos e as três rotações;
- (ii) As duas guias rotuladas, quase horizontais e a 45° entre si responsáveis pela ligação dos ciclones de primeiro estágio com a parede do regenerador, tiveram impedidos seus três deslocamentos e duas rotações no nó de sua ligação com o regenerador, ficando liberada apenas a rotação nos planos verticais e que ficam paralelos a cada uma das duas guias, do modo a simular o comportamento da ligação existente através de um pino existente em cada guia;
- (iii) Os dois tirantes verticais de suportação dos ciclones de primeiro estágio rotulados no tampo do regenerador, tiveram impedidos seus três deslocamentos, ficando liberadas suas três rotações, de modo a simular o comportamento da ligação existente através apoio rotulado que permite a rotação em qualquer direção.

PROCESSO E ANÁLISE DE FADIGA

V.1 – Introdução

A fadiga é responsável pela ocorrência de uma enorme quantidade de fraturas (trincas) nas juntas soldadas e em detalhes estruturais típicos de ciclones de regeneradores de unidades de FCC. Durante muitos anos, a falha relacionada à fadiga tornou-se um dos itens de maior preocupação na preparação de novos projetos e detalhes construtivos, motivando, por exemplo, a colocação de travejamentos horizontais entre os pares de ciclones para evitar o movimento relativo entre as pernas dos ciclones.

Como relatado por MEDEIROS *et al.* (2002), recentemente a fratura por fadiga em pernas de ciclones de segundo estágio de regenerador de unidade de FCC foi identificada como um dos pontos críticos, merecedor de melhor avaliação no projeto destes equipamentos. Segundo o referido relato, as fraturas surgiram e levaram à ruptura primeiramente as conexões dos elementos secundários com os elementos primários, ou seja, a ligação dos travejamentos horizontais com os ciclones. Uma vez rompidas as soldas dos travejamentos, a região da perna com a transição cônica que liga os trechos com e sem refratamento interno (descontinuidades geométrica e físicas), também fraturou completamente e caiu. Os detalhes construtivos, visando aumentar a resistência à fadiga nestas regiões de falha, foram aprimorados e incorporados nos novos projetos.

É, portanto, importante que se verifique o critério de fadiga não só nos travejamentos horizontais, como também em outros locais potencialmente críticos, para que na hipótese de uma eventual falha dos travejamentos, o risco de fraturas durante a vida útil dos ciclones seja minimizado.

V.2 – Conceito físico de ruptura por fadiga

Denomina-se fadiga o fenômeno progressivo e cumulativo de danos na microestrutura interna de um determinado material, devido à aplicação repetitiva de ciclos de tensões variáveis na estrutura constitutiva desse material, capaz de originar e propagar, paulatinamente, uma fratura. Essa fratura pode se desenvolver vagarosamente no estágio inicial e avançar rapidamente até o estágio final, à medida em que se reduz a seção resistente transversal do componente estrutural submetido aos ciclos de tensões. A ruptura ocorre eventualmente quando a seção remanescente é incapaz de suportar o carregamento aplicado. É um fenômeno que vai induzir um defeito, que se propagará ou não, levando eventualmente à ruptura. Tal problema deve ter abordagem localizada e pontual, já que depende dos detalhes da geometria, do material, do ambiente de operação e do estado de tensões do ponto mais solicitado da peça.

O mecanismo de fadiga compreende três estágios sucessivos e claramente separáveis: nucleação ou iniciação da fratura; propagação da fratura; e a ruptura final.

A iniciação de uma fratura por fadiga verifica-se em locais onde a concentração de tensão é máxima. Normalmente isso ocorre na superfície do material onde os cristais da superfície se beneficiam de menos apoio mútuo que os cristais do interior, e estão mais sujeitos à ocorrência de deformação plástica sob tensão (BRANCO *et al.*, 1986). O acúmulo dessa deformação plástica localizada, originada dos movimentos cíclicos, forma bandas de deslizamentos cisalhantes que geram extrusões e intrusões na superfície do corpo. Durante este estágio, pode haver uma redução significativa da vida útil relacionada ao grau de rugosidade da superfície. Assim, quanto melhor for o acabamento ou mais polida for a superfície, maior será a sua resistência à fadiga.

Após o desenvolvimento de microfraturas na faixa de intrusão da superfície do corpo, dá-se início à primeira fase de propagação da fissura por fadiga (Fase I) que consiste num crescimento desta a um ângulo de 45° relativo à direção do carregamento. Com a pré-existência de um ponto de concentração de tensão (como um orifício, chanfro ou descontinuidade), na região de máxima variação de tensão, a fratura por fadiga iniciará rápida e precocemente.

Na segunda fase (Fase II), há uma tendência de propagação da fratura perpendicular à direção da tensão principal variável, atribuída ao aumento da tensão

normal (figura V.1). A velocidade de propagação da fratura é verificada durante a segunda fase, assim como o aparecimento de estrias. Na Fase II já é visível a olho nu (ou com pequena ampliação ótica) e caracteriza-se por apresentar uma direção de propagação perpendicular à tensão principal máxima no caso do estado de tensão ser uniaxial.

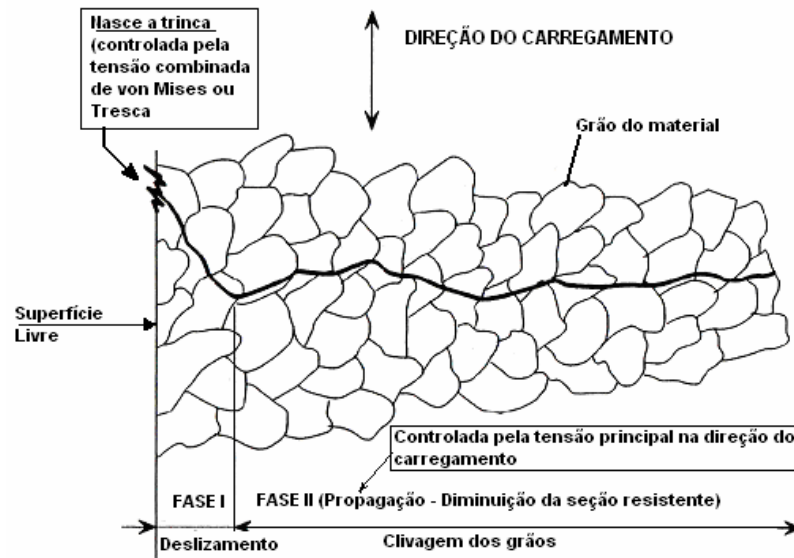


Figura V.1 – Estágios de propagação de uma fissura (BRANCO *et al.*, 1996)

A geração e a propagação da fratura não provocam mudanças evidentes no comportamento da estrutura, e em geral, não há avisos prévios de falha ou ruptura iminente. O dano é geralmente restrito à região crítica da peça, sendo o processo lento, gradual e aditivo. Com o crescente aumento da fratura, a mesma atingirá um valor crítico de comprimento, dando-se, finalmente, a ruptura final do material.

Em estruturas de aço soldadas, as fraturas por fadiga apresentam-se sempre mais próximas às juntas soldadas do que em outros detalhes. Isto se deve às falhas que ocorrem na maioria dos processos de soldagem e às irregularidades na superfície dessas soldas, além das tensões residuais introduzidas pelo processo de soldagem, e pelo fato dos cordões de solda produzirem, em geral, descontinuidades geométricas devido à mudança na forma do corpo, originando concentrações de tensões locais.

Os níveis de variação de tensão aplicados para a iniciação e propagação da fratura, causando a ruptura por fadiga, são quase sempre significativamente inferiores ao valor da tensão de escoamento do material. Assim, a verificação de estados de

tensões e suas concentrações em detalhes e juntas soldadas de uma estrutura, apenas para carregamentos estáticos poderá ser inadequada quando atuam cargas dinâmicas, mesmo aquelas consideradas de menor expressão.

Na maioria dos casos, em que os carregamentos são determinísticos e bem definidos, os defeitos podem ser previstos na fase de projeto através de uma metodologia simples, verificando-se se as cargas cíclicas geram tensões que estão abaixo do estado limite de resistência à fadiga do material ou do detalhe geométrico da junta soldada. Entretanto, para estruturas de ciclones parcialmente imersas em leito de particulados fluidizados, que são submetidas a carregamentos aleatórios, as tensões produzidas são variáveis, tornando essa metodologia simples impraticável. Dessa forma, é necessário o emprego de uma outra metodologia para estimativa do dano por fadiga.

V.3 – Metodologias de projeto e avaliação à fadiga

As metodologias tradicionais de projeto e avaliação à fadiga podem ser divididas em três grupos: o método S-N ou de Wöhler; o método ϵ -N ou de Coffin-Manson e o método da/dN ou de Paris (BRANCO *et al.*, 1986).

O método S-N ou de Wöhler relaciona a história das tensões elásticas atuantes na raiz do entalhe, com a vida à fadiga de pequenos corpos de prova testados sob carregamento cíclico simples, tal como flexão ou tensão axial alternada. No caso de juntas soldadas de estruturas é recomendável (BRANCO *et al.*, 1986), que os corpos de prova tenham tamanho real.

O método ϵ -N ou de Coffin-Manson reconhece as deformações elastoplásticas cíclicas atuantes no ponto crítico da peça e também as correlaciona com a vida a fadiga de pequenos corpos de prova, geralmente testados sob tração-compressão.

O método da/dN ou de Paris, baseado nos conceitos da Mecânica da Fratura, é usado para quantificar a propagação das trincas de fadiga.

Os métodos S-N e ϵ -N são similares filosoficamente, e são aplicados para prever a iniciação das fraturas em grandes estruturas, ou a vida à fadiga de peças cujo tamanho seja similar ao dos corpos de prova.

Como regra geral, o método S-N só deve ser aplicado quando as máximas tensões cíclicas (em tração e compressão) atuantes nos pontos críticos da peça forem menores que a tensão de escoamento do material σ_e , portanto, a análise de tensões usada neste método é linear elástica. Porém, quando as tensões são altas (há escoamento cíclico e a vida é curta), o principal parâmetro controlador da resistência à fadiga é a ductilidade do material, e os detalhes superficiais passam a ter menor importância. Neste caso, vale a pena considerar a gama $\Delta\varepsilon$ das deformações como a iniciadora das fraturas, que é o procedimento utilizado no método ε -N. Ao contrário do método ε -N, o método S-N não considera de forma explícita os efeitos plásticos cíclicos eventualmente presentes nas raízes dos entalhes, mas considera os efeitos das tensões residuais em juntas soldadas e de concentração de tensões. Os métodos S-N e ε -N são aplicáveis aos casos de estruturas íntegras, isto é, sem fraturas. Esses métodos determinam o início do surgimento da fratura, e não a ruptura final da peça.

No presente trabalho, não houve necessidade de se utilizar o método ε -N, pois as tensões localizadas atuantes máximas nos pontos críticos da estrutura soldada dos ciclones, considerando os fatores de concentração de tensões, ficaram abaixo do limite de escoamento do material dos ciclones na temperatura de operação, conforme mostrado no Capítulo VI. As falhas que ocorreram na estrutura de ciclones foram em juntas soldadas.

As metodologias tradicionalmente recomendadas pelos organismos internacionais que normalizam o projeto à fadiga de estruturas soldadas, como por exemplo o IIW (*International Institute of Welding*), a ECCS (*European Convention of Constructional Steelwork*), a AWS (*American Welding Society*), o BSI (*British Standard Instructions*), o ASME (*American Society of Mechanical Engineers*), etc, são revistas de forma detalhada por BRANCO *et al.* (1986). Segundo este autor, embora específicas de um determinado tipo de estrutura soldada, essas metodologias podem em alguns casos ser utilizadas com vantagem em estruturas para quais não existem regulamentos, como é o caso da estrutura soldada de ciclones.

Essas metodologias recomendadas por organismos internacionais se baseiam em curvas S-N e nas hipóteses abaixo listadas, fartamente corroborada por inúmeros resultados experimentais:

- (i) Não depende da resistência à ruptura do material.
- (ii) Dependem da geometria da junta soldada.
- (iii) Desconsideram o tratamento térmico de alívio das tensões residuais que surgem após a soldagem.
- (iv) Dependem da gama de variação de tensões atuantes (von Mises ou Tresca) no ponto de análise, considerando os efeitos de concentração de tensões causados pela geometria da junta soldada, mas não os intrínsecos ao processo de soldagem, pois as curvas já levam em conta a geometria da solda.
- (v) Quando o carregamento aplicado sobre a estrutura soldada não for de amplitude constante, os diversos organismos internacionais propõem o uso da tradicional regra linear de acúmulo de dano de Palmgren-Miner.

Em geral, nestas metodologias tradicionais de projeto à fadiga de estruturas soldadas são definidas diversas classes para as juntas soldadas, que levam em consideração a configuração da junta e seu detalhe geométrico, a direção da flutuação da tensão em relação ao cordão de solda e os métodos de fabricação e inspeção da junta soldada. As tabelas de classificação do detalhe estrutural soldado das normas são baseadas na geometria da junta e na direção dominante do carregamento.

Quando o carregamento ou a geometria forem muito complexos para uma classificação simples, então se deverá determinar um fator de concentração de tensão (FCT) através de análise de tensões. Como em qualquer junta soldada, as trincas por fadiga podem se desenvolver em vários lugares, tais como: na margem da solda (*weld toe*); em uma das duas partes conectadas; no final das soldas ou na solda em si. Cada parte deverá então ser classificada separadamente. Portanto, todas as possibilidades deverão ser definidas e poderão ser verificadas pela definição da apropriada classe e correspondente variação de tensão.

V.4 - Avaliação de fadiga baseada nas Curvas S-N

Como descrito anteriormente, a análise por fadiga pode ser conduzida pelas curvas S-N determinadas por testes de fadiga e baseadas na teoria linear de dano

acumulado (Palmgren-Miner *Rule*). O objetivo deste capítulo é o de prover um procedimento consistente para a determinação da tensão por fadiga e a apropriada seleção da curva S-N. É importante notar que, de acordo com as recomendações internacionais, a curva S-N, o tipo de tensão atuante (nominal, de pico ou *hot spot*) e o fator de concentração de tensões devem estar mutuamente correlacionados e devem ser simultaneamente consideradas para que se tenha uma base consistente para a avaliação de fadiga.

V.4.1 - Regra de Palmgren-Miner

O dano por fadiga é geralmente desenvolvido a partir de um carregamento aleatório. A abordagem mais freqüente consiste em se usar resultados de ensaios de amplitude constante em conjunto com uma teoria de danos cumulativos para se prever o comportamento dos elementos submetidos a condições variáveis de carregamento. A lei de danos cumulativos de Palmgren-Miner é largamente utilizada, e a sua consideração é feita supondo que o “dano” de um elemento sob qualquer nível de variação de tensão é aditivo, tal que:

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (\text{V.1})$$

onde,

D = razão do dano acumulado de fadiga

n_i = número de ciclos de carregamento associado a um nível de variação de tensão i

N_i = número de ciclos correspondente ao limite de fadiga dado pelas curvas S-N que ocasiona a falha do material para um nível de variação de tensão constante S_i

Esta análise leva em consideração que não existe efeito na seqüência da aplicação das cargas. É assumido que a falha por fadiga ocorre quando o dano acumulado estimado atinge a unidade. Para o caso do projeto de estruturas novas é recomendável considerar uma margem de segurança consistente com os valores de coeficiente de segurança aplicados na prática.

Assim, a vida útil da estrutura, de acordo com a unidade de referência adotada, é definida pelo inverso do dano total.

$$Vida = \frac{1}{D} \quad (V.2)$$

Como a vida à fadiga corresponde à quantidade de ciclos, para se obter o tempo cronológico de vida a fadiga deve-se multiplicar o valor obtido na equação (V.2) pelo tempo total do registro (T_s) na unidade de referência (anos, segundos, etc).

Para aplicar a regra de Palmgren-Miner, faz-se necessário obter a variação da tensão e o número de ciclos com que esta atua. Em processos aleatórios, casos mais comuns na análise de fadiga, esses parâmetros não se apresentam de forma constante, daí a necessidade de se utilizar um método de contagem de ciclos para aplicar a regra supracitada.

As histórias de variação de tensões podem ser apresentadas no domínio do tempo e no domínio da frequência, sendo as últimas obtidas das primeiras através da aplicação da Transformada de Fourier (ver Anexo C) e apresentadas na forma de espectros de frequência, ou densidade espectral de potência de uma certa grandeza física. Para domínio do tempo, o método de contagem de ciclos mais utilizado é o *Rainflow* (ou método da gota de chuva), descrito no item V.5. Já para o domínio da frequência, o cálculo do dano é realizado através da análise estatística do sinal, conforme BATTISTA (1999) e CARVALHO *et al.* (2004).

V.4.2 - Determinação da tensão atuante para a análise de fadiga

Dificilmente as histórias de tensões atuantes em peças estruturais são histórias simples de tensões. O caso mais freqüente é o do aparecimento de tensões combinadas, que gera a necessidade de se determinar a tensão resultante da combinação dessas tensões de acordo com uma teoria de falha ou critério de resistência mais adequado. As teorias de falhas são regras para combinar as tensões induzidas por um carregamento complexo, segundo o fenômeno de falha do tipo de material em questão, estabelecendo uma tensão equivalente na peça aos esforços reais que sobre ela atuam. O aço por ser dútil (isto é, admite deformação plástica), tem a sua falha por escoamento, sendo

portanto adequada a utilização da combinação das tensões pelo critério de von Mises ou pelo critério de Tresca. Sob certas condições, materiais dúteis podem comportar-se como frágeis, então outro critério deverá ser empregado.

A determinação das tensões atuantes para se avaliar a fadiga pode ser obtida através de vários métodos. A tensão de fadiga pode ser obtida por um modelo físico, por uma análise de elementos finitos ou até mesmo por uma formulação empírica. Cada método varia a sua precisão na predição dos valores de tensão, dependendo também da complexidade da estrutura considerada e do tipo de carregamento aplicado. Até mesmo as análises com elementos finitos podem gerar resultados significativamente diferentes, se resoluções diferentes da malha ou diferentes tipos de elementos forem empregados, principalmente em regiões do modelo de análise onde há a presença de concentração de tensões, particularmente nas conexões e descontinuidades estruturais. As diferenças nas tensões selecionadas vão impactar seriamente nos resultados da avaliação de vida à fadiga, já que esta é determinada por uma função onde o termo de tensão é elevado a um expoente maior ou igual a 3 (três). É portanto, muito importante que se utilizem as tensões atuantes corretamente estimadas para a avaliação da resistência à fadiga. Isto significa necessariamente que as tensões devem ser determinadas por um modelo refinado, como por exemplo um modelo de elementos finitos adequado.

As tensões de Von Mises ou Tresca calculadas podem ser classificadas pelas normas internacionais de projeto em três tipos: tensão nominal, tensão *hot spot* e tensão de pico, descritas a seguir:

Tensão nominal: A tensão nominal corresponde à tensão determinada no ponto da estrutura considerado, sem levar em conta os fatores de concentração de tensão locais devidos às descontinuidades provocadas pela junta soldada. Idealmente, a tensão nominal é calculada a partir da força axial dividida pela área da seção transversal, ou pela máxima tensão de flexão ou ainda pela superposição destas duas tensões. Entretanto, muitas vezes esta definição não pode ser utilizada diretamente devido à complexidade da geometria do detalhe estrutural e da carga aplicada. Usualmente a determinação da tensão do detalhe estrutural em uma análise de fadiga é tomada por um modelo de elementos finitos. Os modelos de elementos finitos podem levar a diferentes resultados, quando diferentes refinamentos da malha são empregadas, então é muito importante que se utilizem tensões em conformidade com a definição básica da tensão

nominal. A tensão pertinente calculada deverá estar de acordo com a curva S-N escolhida em função do detalhe estrutural e da direção da tensão variável. Entretanto, na maioria dos casos, os detalhes estruturais reais são mais complexos do que os das amostras utilizadas nos testes. A complexidade se refere tanto à geometria quanto ao carregamento aplicado, sendo difícil estabelecer a apropriada tensão. Como regra geral, a variação de tensão deverá ser determinada levando em conta a geometria do detalhe estrutural. Como o efeito da concentração de tensão devido à geometria da solda pode ser desconsiderado, não é necessário a utilização de uma malha de elementos com resolução muito fina.

Tensão *hot spot*: O termo *hot spot* se refere a um ponto crítico na estrutura, onde a fratura por fadiga pode vir a ocorrer devido a uma descontinuidade ou a uma mudança de forma. O valor da tensão *hot spot* é definido como o valor da tensão incluindo todos os efeitos de concentração de tensão devidos aos detalhes estruturais, incluindo os detalhes da geometria local e global, sem porém, considerar os efeitos da concentração de tensão devidos à geometria da solda em si. Também não inclui picos de tensão causados por uma mudança brusca de geometria. A tensão *hot spot* é usualmente determinada pela análise de elementos finitos utilizando uma malha de resolução mais fina. Como o gradiente de tensões é muito alto na vizinhança da interseção da chapa com a solda, a tensão calculada pelo MEF é muito sensível à resolução da malha de elementos finitos, podendo gerar algumas incertezas na determinação da tensão *hot spot*. A Figura V.2 mostra um procedimento aceitável para a determinação da tensão a partir da extrapolação linear do valor real da tensão dos pontos ($t/2$ e $3t/2$) até um ponto próximo do início da solda.

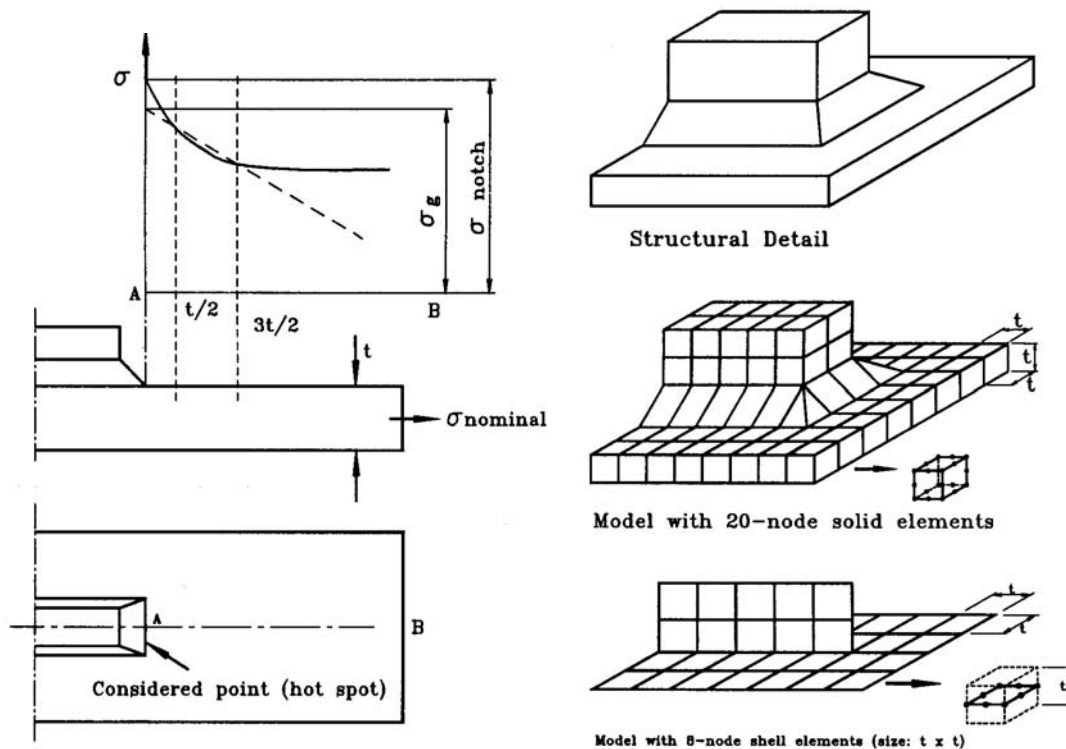


Figura V.2 – Definição da tensão “hot spot” (DNV-RP-C203, 2001).

Tensão de pico (“notch”): A tensão de pico é o valor do pico máximo da tensão na margem da solda, sendo obtida assumindo-se um comportamento linear elástico do material. É definido como o valor da tensão incluindo todos os efeitos de concentração de tensão devidos aos detalhes estruturais, incluindo os detalhes da geometria local e global, considerando os efeitos da concentração de tensão devidos à geometria da solda em si.

Leva-se em consideração o fator de concentração de tensão da solda.

A Figura V.3 ilustra em perspectiva os três tipos de tensões comparando os diferentes níveis de valores das tensões.

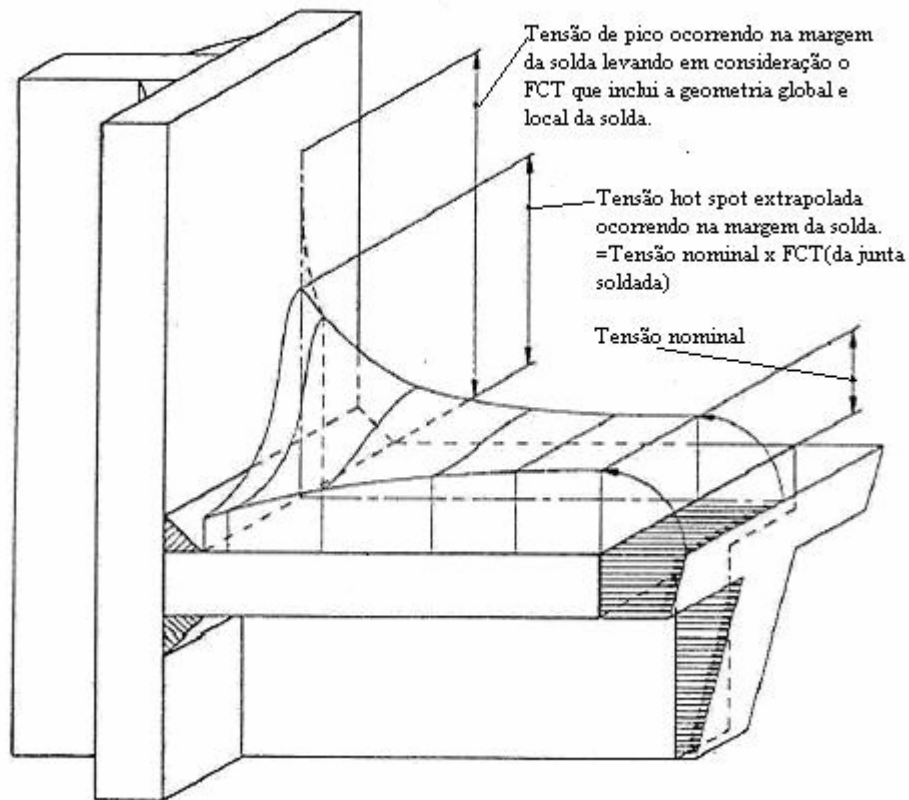


Figura V.3 – Comparação dos tipos diferentes de tensão.

A tensão nominal é largamente usada na avaliação de fadiga de detalhes estruturais. Neste caso, a variação de tensão cíclica atuante é considerada adequada quando obtida a partir da distribuição da tensão nominal na região próxima da localização particular para onde a fadiga está sendo avaliada. A utilização da tensão *hot spot* é empregada para regiões onde existe uma geometria complexa ou há um gradiente de tensões devido a descontinuidade provocada por mudança de geometria, que fazem a abordagem da tensão nominal ser inapropriada ou questionável.

V.4.3 - Curvas S-N utilizadas

As curvas S-N são determinadas, essencialmente, através da análise estatística baseadas em extensivos dados experimentais de ensaios em pequenos corpos de prova submetidos a variações de tensões. Nestes corpos de prova, são aplicadas variações de tensões constantes até a ruptura dos mesmos. Para cada tensão utilizada, computa-se o número de ciclos utilizados até a ruptura. Para uma amostra de características

geométricas definidas, tem-se uma gama de pontos de acordo com a quantidade de ensaios realizados. Com esses pontos, constrói-se um gráfico em escala logarítmica que resulta numa relação linear entre $\log \Delta\sigma$ e $\log N$, como mostra a figura V.4.

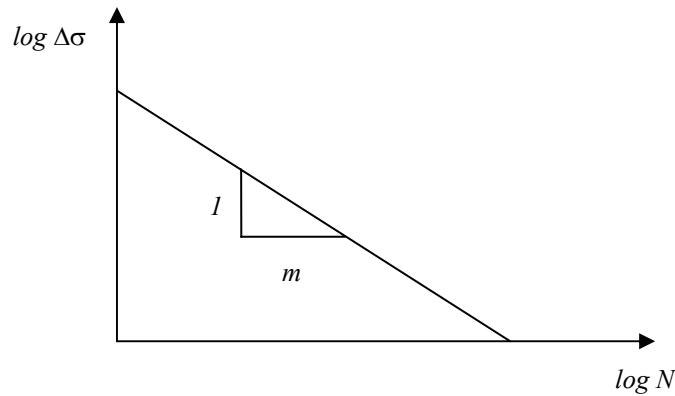


Figura V.4 – Típica curva S-N.

O modelo da curva S-N, apresentado na figura V.4, pode ser escrito por:

$$\log N = \log a - d.s - m.\log \Delta\sigma = \log \bar{a} - m.\log \Delta\sigma \quad (\text{V.3})$$

Simplificando a equação (V.3),

$$\log N = \log \bar{a} - \log \Delta\sigma^m = \log(\bar{a} / \Delta\sigma^m) \quad (\text{V.4})$$

Logo, a vida à fadiga decresce muito com o aumento da solicação, seguindo freqüentemente uma função parabólica:

$$N.\Delta\sigma^m = \bar{a} \quad (\text{V.5})$$

Onde,

N é o número de ciclos necessários para causar danos por uma amplitude de tensão constante $\Delta\sigma$, s é o desvio padrão e d é a quantidade de desvios padrões abaixo

da média para traçar as curvas, como mostra a tabela V.1. Os parâmetros $\log \bar{a}$ e m dependem da resistência do material utilizado.

Tabela V.1 – Valores de d utilizados.

d	Probabilidade de Falha (%)
1	15.9
2	2.3

Diversas curvas S-N podem ser encontradas na literatura de acordo com as características geométricas, direção da variação de tensão aplicada, meio ambiente e método de fabricação da junta analisada. As juntas soldadas de estruturas metálicas são divididas em diversas classes, cada uma com a sua respectiva curva S-N. Os valores de $\log a$, s , $\log \bar{a}$ e m , variam em relação ao ambiente de operação da estrutura, tais como, temperatura de trabalho e corrosividade no meio.

V.5 - Estimativa de vida útil à fadiga no Domínio do Tempo

Em geral, um registro da amplitude de tensão no tempo não se apresenta de forma comportada (harmônica), e sim de forma irregular ou aleatória. Há, desta forma, dificuldade em se obter a variação de tensão que ocorre num determinado ponto da estrutura e o ciclo referente a esta tensão, fazendo-se necessário um método para contagem dos ciclos.

Portanto, o objetivo de um método de contagem de ciclos de uma história de carregamento a fadiga é gerar uma representação desta história aleatória no tempo através de vários ciclos uniformes de carregamento (tensões), correspondendo cada um desses ciclos de carregamento uniformes a uma determinada quantidade de repetições associadas, para serem utilizados na regra de Palmgren-Miner, descrita anteriormente. A figura V.5. mostra a representação de um carregamento aleatório antes e após o método de contagem de ciclos.

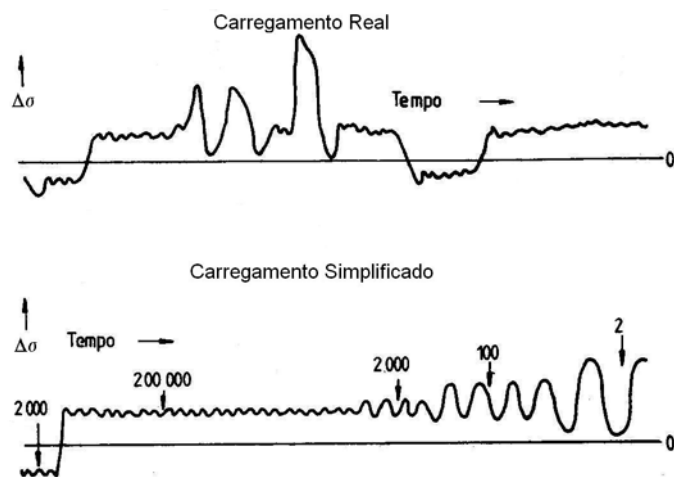


Figura V.5 – Representação de um carregamento aleatório agrupando seus carregamentos e repetições (BRANCO *et al.*,1996)

Para contornar esta dificuldade, alguns métodos alternativos de contagem de ciclos de tensões foram desenvolvidos. Dentre eles destacam-se o do Reservatório e o *Rainflow* (gota de chuva) por serem recomendados por algumas Normas, como a BS-5400. Neste trabalho será descrito apenas o método *Rainflow*.

O método *Rainflow* recebe este nome em analogia com a queda de uma gota de água (chuva) ao longo de um telhado do tipo pagode. Desta forma, alguns autores posicionam o registro na vertical. O inconveniente deste posicionamento fica por conta da caracterização dos picos e vales, tão questionada em trabalhos anteriores. Como toda gota parte de um vale, os picos e os vales estarão definidos ao longo do caminho desta gota, seja qual for o lado utilizado. A descrição do método será apresentada nos parágrafos que se seguem de acordo com o descrito por BRANCO *et al.* (1996), utilizando a figura V.6 como referência. No entanto, outras informações relevantes, referentes a este método, podem ser encontradas no trabalho de WIRSCHING e SHEHATA (1977).

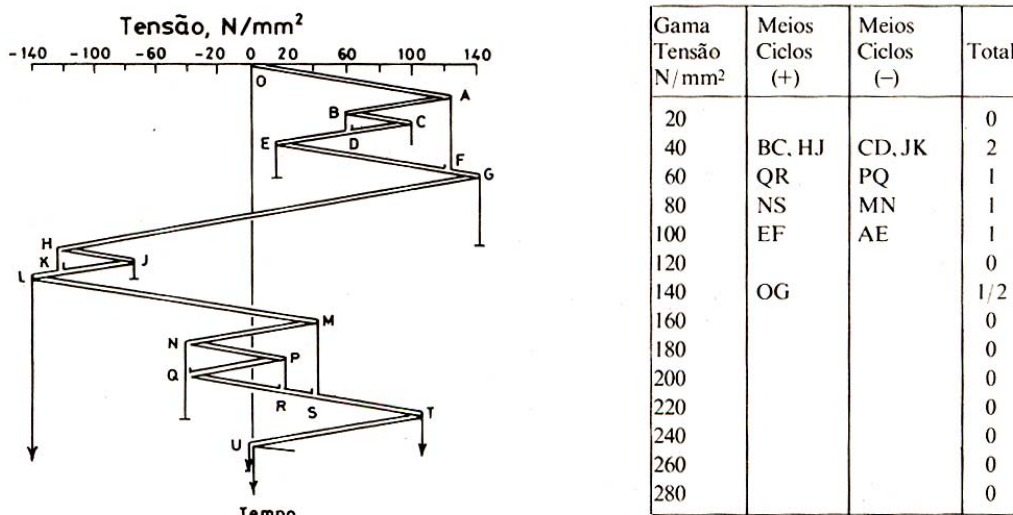


Figura V.6 – Esquema de utilização do método *Rainflow* (BRANCO *et al.*,1996).

Numerar seqüencialmente todos os picos, vales e pontos de gotejamento. O início e o fim de cada caminho de escoamento definem as extremidades de metade de um ciclo. A gota inicia seu movimento no ponto 0, percorrendo o primeiro telhado até atingir um pico; neste momento a gota cai verticalmente até atingir outro telhado e o processo continua até que uma das condições seguintes seja satisfeita:

- Uma gota movendo-se ao longo de um telhado pára ao cruzar com um caminho já percorrido. Por exemplo, o percurso C-D intercepta o percurso da gota que cai do pico B;
- Uma gota que cai da ponta de um telhado termina o seu percurso se a gota, ao cair, encontrar um vale mais profundo que o do início do percurso ou um pico mais pronunciado que o ponto inicial. Tal regra pode ser percebida no trecho B-C da Figura V.6.

Um percurso não é iniciado antes do término do anterior.

Cada percurso completo é considerado meio ciclo.

Os meios ciclos com variação de tensão igual são combinados para formar ciclos completos.

O método *Rainflow* pode facilmente ser programável através de uma rotina de cálculos em FORTAN.

Após a contagem de ciclos para cada faixa de tensão constante, calcula-se o dano referente a este sinal através da regra de Palmgren-Miner conforme a equação (V.I).

V.6 - Estimativa de vida útil à fadiga no Domínio da Frequência

Como comentado no Capítulo III, os fenômenos aleatórios são analisados por meios da teoria de probabilidade e de médias estatísticas (ver Anexo D).

Nos itens que se seguem, serão apresentadas todas as formulações utilizadas na análise de vida útil à fadiga no domínio da frequência, conforme BATTISTA (1999) e CARVALHO *et al.* (2004).

Devido à complexidade envolvida, a descrição da resposta aleatória no domínio do tempo parece não ter significado útil. Outro fator, é que os sinais adquiridos no domínio do tempo podem despende um esforço computacional muito grande. Assim, trabalhar no domínio da frequência apresenta uma visualização das frequências naturais e de excitações envolvidas no fenômeno aleatório, além de poder representar uma redução significativa de esforço computacional.

Sendo assim, um dado sinal no domínio do tempo é transformado matematicamente para o domínio da frequência através da Transformada Fourier. Na prática os sinais não são medidos continuamente, mas sim em determinadas taxas de aquisição de dados. Então, o algoritmo a ser utilizado para a transformação de domínios é a Transformada Discreta de Fourier (TDF). No entanto, é muito comum fazer uso da tão conhecida FFT (*Fast Fourier Transform*), a qual é capaz de executar rapidamente a transformação entre os domínios.

Portanto, as respostas da variação de tensão podem ser obtidas no domínio do tempo ou no domínio da frequência, sendo este último proveniente do primeiro, uma vez que, em geral, os sinais são obtidos em função do tempo e conduzidos a espectros de frequência através da Transformada de Fourier.

É importante salientar que, neste trabalho, foi utilizada a densidade espectral de potência, uma vez que a formulação para a análise de fadiga no domínio da frequência baseia-se exclusivamente nesta.

No Anexo C são abordados aspectos relevantes sobre a FFT, assim como as equações da TDF e as formulações para se chegar à expressão da densidade espectral de potência.

V.6.1 - Estimador de amplitude máxima de tensão

Antes de se determinar o valor máximo da amplitude de tensão, é importante introduzir alguns parâmetros estatísticos que serão úteis mais adiante. Assim, um dos parâmetros mais importantes para a análise de fadiga no domínio da frequência é o momento de densidade espectral de ordem n (m_n).

$$m_n = \int_{-\infty}^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega \quad (\text{V.6})$$

Nota-se que a equação (V.6) está escrita em termos de ω . No entanto, uma expressão equivalente pode ser escrita em termos de f (Hz), de acordo com as relações abaixo:

$$\omega = 2\pi \cdot f \quad (\text{V.7})$$

$$S(f) = 2\pi \cdot S(\omega) \quad (\text{V.8})$$

onde, $S(f)$ e $S(\omega)$ são densidades espectrais de potência em função da frequência de excitação cíclica e circular respectivamente.

Assim, a equação (V.6) pode ser reescrita como:

$$m_n = (2\pi)^n \int_{-\infty}^{\infty} f^n S(f) df = \int_{-\infty}^{\infty} \omega^n S(\omega) d\omega \quad (\text{V.9})$$

Se $n = 0$,

$$m_0 = \int_{-\infty}^{\infty} S(f) df = \int_{-\infty}^{\infty} S(\omega) d\omega \quad (\text{V.10})$$

onde m_0 representa a área da densidade espectral ou a variância.

Outro parâmetro utilizado é o número de cruzamento de zero ascendente dado pela equação:

$$N_z = \frac{T_s}{T_z} \quad (\text{V.11})$$

onde, T_s é o tempo total do registro e T_z é o período médio de cruzamento de zero (ver figura V.7), que, em frequência, é definido por:

$$T_z = 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} \quad (\text{V.12})$$

Logo, a equação (V.11) fica, em termos de frequência,

$$N_z = \frac{T_s}{2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}} T_s = \nu \cdot T_s \quad (\text{V.13})$$

onde, $\nu = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{m_2}{m_0}}$ e, m_0 e m_2 são respectivamente os momentos de densidade

espectral de ordem zero e dois. Pode-se estender esta definição para o número de picos (N_c) e extrair o parâmetro determinante da largura de banda do espectro (ϵ_B), dado por:

$$\epsilon_B^2 = 1 - \left(\frac{N_z}{N_c} \right)^2 = \frac{m_0 m_4 - m_2^2}{m_0 m_4} \quad (\text{V.14})$$

Nota-se, pela equação (V.14), que quando o $N_c \approx N_z$ a relação entre eles será unitária e o valor de ϵ_B tenderá a zero, caracterizando o espectro como banda estreita (ver figura V.7). Caso contrário, ou seja, quando N_c for maior que N_z , o valor de ϵ_B tenderá a 1, dando ao espectro característica de banda larga. O limite entre os dois tipos de largura de banda, de acordo com CHAKRABARTI (1987), está no valor de ϵ_B igual a 0,60, quando abaixo desse valor o espectro é de banda estreita. É importante ressaltar que o parâmetro ϵ_B , por estar associado ao momento de densidade espectral de quarta ordem, apresenta uma grande sensibilidade, fazendo com que delimite uma faixa de frequência para que o espectro não seja caracterizado como banda larga, sendo este de banda estreita.

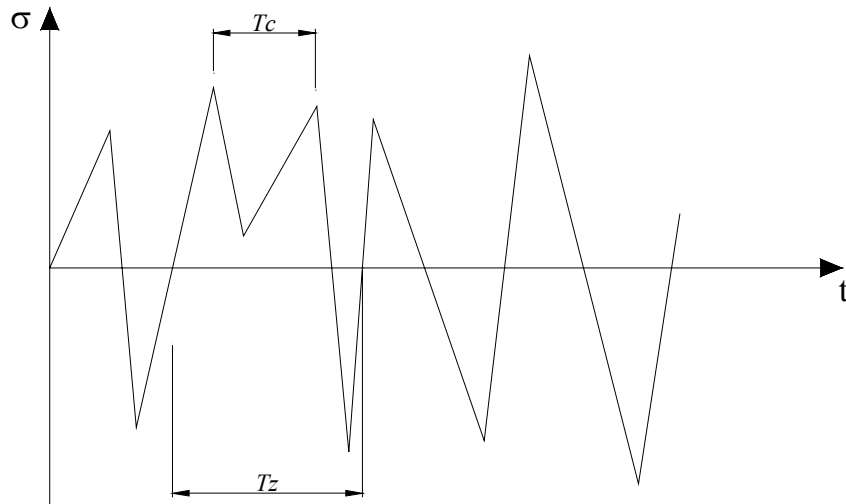


Figura V.7 – Representação dos períodos de cruzamento de zero ascendente e de pico (T_c).

Determinados os parâmetros estatísticos mais importantes; momento de densidade espectral, número de cruzamento de zero ascendente e largura de banda do espectro, procede-se, agora, a formulação para estimativa de máximas variações de tensões para um registro no tempo.

Conforme CHAKRABARTI (1987), as estimativas de máximas variações de tensões atuantes, obtidas a partir das respostas aleatórias no tempo ou na frequência dos sinais de tensão são determinadas conforme a relação abaixo:

$$\sigma_{m\acute{a}x.} = \left[\sqrt{2 \cdot \ln N_z} + \frac{0,5772}{\sqrt{2 \cdot \ln N_z}} \right] \cdot \sigma_{rms} \quad (V.15)$$

O valor médio quadrático (σ_{rms}) da variação de tensão atuante pode ser obtido a partir do sinal de tensão no tempo ou do espectro de frequência através da relação a seguir (BATTISTA, 1999, CARVALHO *et al.*, 2004):

$$\sigma_{rms} = 2 \cdot \left[\frac{1}{N} \sum_i \sigma_i^2 \right]^{1/2} = 2 \cdot \sqrt{m_0} \quad (V.16)$$

V.6.2 - Cálculo do dano acumulado

Para o cálculo do dano acumulado através do domínio da frequência, sendo o sinal gaussiano e de banda estreita, a distribuição dos picos positivos segue a distribuição de Rayleigh (CARVALHO *et al.*, 2004):

$$P(\sigma) = 1 - e^{\left[-\frac{\sigma^2}{2\sigma_{rms}^2}\right]} \quad (V.17)$$

A densidade de probabilidade, $p(\sigma)$, é a derivada da equação V.17. Logo,

$$p(\sigma) = \frac{\sigma}{\sigma_{rms}^2} e^{\left[-\frac{\sigma^2}{2\sigma_{rms}^2}\right]} \quad (V.18)$$

Vale lembrar que a densidade de probabilidade representa uma porcentagem que um determinado evento pode ocorrer. Daí, o número de picos que excede σ pode ser obtido através do número de picos com a integral da equação (V.18),

$$n_r = N_z \int_0^{\infty} p(\sigma) d\sigma \quad (V.19)$$

A área compreendida entre dois valores na integral da equação (V.19) define a probabilidade de ocorrência do evento. Assim, o cálculo de picos situados entre σ e $\sigma + \Delta\sigma$ é dado por:

$$n_r = \left[e^{\left(-\frac{\sigma^2}{2\sigma_{rms}^2}\right)} - e^{\left(-\frac{(\sigma+\Delta\sigma)^2}{2\sigma_{rms}^2}\right)} \right] \cdot N_z \quad (V.20)$$

onde $\Delta\sigma$ é a relação entre a σ_{max} e o número de faixas de divisão (n_f) da curva da densidade de probabilidade, como mostra a figura V.8.

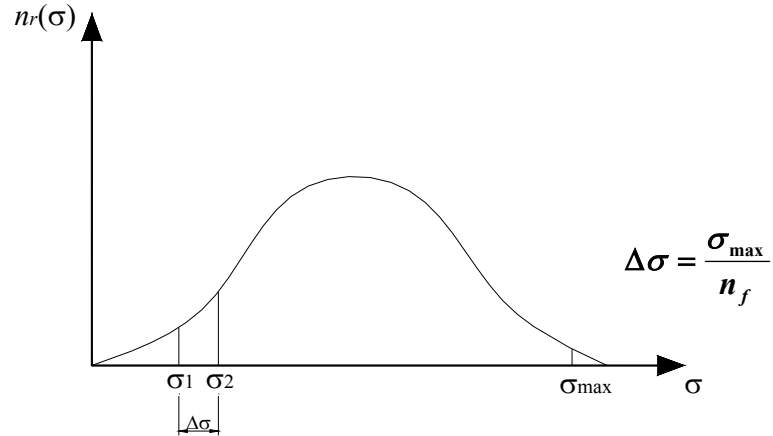


Figura V.8 – Divisão do espectro em n_f faixas.

Desta forma, finalmente, pode-se aplicar a regra de Palmgren-Miner e calcular os danos de acordo com o espectro de resposta.

$$D = \sum_{i=1}^{N_f} \frac{n_{r_i}}{N_i} \quad (\text{V.21})$$

Como mencionado anteriormente, esta formulação foi descrita para um processo banda estreita. Portanto, para um processo banda larga é necessário fazer uma correção do dano apresentado pela equação (V.1). Assim,

$$D_{BL} = \lambda D \quad (\text{V.22})$$

onde D_{BL} é o dano causado por um processo banda larga e λ é o fator de correção, conforme CHAKRABARTI (1987), é dado por:

$$\lambda = a + (1 - a)(1 - \epsilon_B)^b \quad (\text{V.23})$$

sendo,

$$a = 0,926 - 0,033m$$

$$b = 1,587m - 2,323$$

onde, como visto, m é o parâmetro da curva S-N e ϵ_B é a largura de banda do sinal.

V.7 – Procedimento adotado para a análise de Fadiga

V.7.1 - Introdução

Para avaliar a vida útil de fadiga de uma estrutura soldada qualquer, duas informações básicas são invariavelmente requeridas: as características dos detalhes geométricos e juntas soldadas na forma das curvas S-N dos materiais e a distribuição de longo prazo das variações de tensões (ou o histograma das tensões) nos pontos críticos da estrutura, considerando a majoração por um fator de concentração de tensões adequado. Para o histograma de tensões, é necessário levar em conta todas as faixas de variação de tensão durante a vida útil da estrutura soldada. As considerações quanto às condições de carregamento, características ambientais e de operação, e resposta estrutural deverão ser consideradas adequadamente. Dependendo de como a distribuição de longo prazo das tensões foi determinada, o procedimento de avaliação de fadiga da estrutura pode ser realizado no domínio do tempo ou da frequência. Após a contagem de ciclos, o dano é contabilizado através da regra de Palmgren-Miner.

V.7.2 - Considerações Gerais

A análise simplificada de fadiga foi baseada nas seguintes premissas:

- Regra do dano linear acumulado (Palmgren-Miner);
- A distribuição de longo prazo da variação de tensão segue a distribuição de probabilidade Gaussiana ou Rayleigh;
- Os efeitos das tensões médias são desprezados;
- Curvas básicas S-N da DNV-RP-C203 (2001) para juntas tubulares soldadas, ASME (2001b) para vasos de pressão e ASME (2003c) para a indústria nuclear. As curvas foram corrigidas para a temperatura de operação através da razão entre os módulos de elasticidade nas temperaturas de operação e ambiente;
- Dados de carregamento conforme o levantamento de NEOGI *et al.* (1988);

- Tensões nominais de von Mises, multiplicadas por fatores de concentração de tensões (FCT) foram a base para a avaliação de fadiga;
- Método de contagem de ciclos realizado no domínio da frequência;
- O efeito da fluência (*creep*) foi analisado e desconsiderado pois a tensão média máxima indicou vida infinita para as regiões de análise.

V.7.3 - Seleção dos pontos críticos da estrutura ciclônica para análise de fadiga

A seleção das regiões que serão avaliadas a fadiga se fará através de análise de tensões usando o método de elementos finitos, no Capítulo VI, onde serão determinados os pontos críticos da estrutura e confrontados com os locais que ocorreram falhas prematuras da estrutura ciclônica real montada no regenerador da unidade de FCC da RLAM.

V.7.4 - Determinação do carregamento de fadiga

Para se determinar a resposta estrutural global, todas as cargas que afetam diretamente aos ciclones deverão ser consideradas. O carregamento estático na temperatura de operação (760°C) para o leito em repouso e as cargas e os movimentos induzidos pela turbulência do leito deverão ser considerados.

Quando for realizada a análise de fadiga, a resposta na condição estática deverá ser calculada separadamente para que se estabeleçam pontos de referência para avaliar a resposta estrutural devida às cargas cíclicas.

V.7.5 – Automatização dos cálculos

A figura V.11 mostra o fluxograma de cálculos da análise de fadiga automatizado em Fortran para realizar os cálculos de estimativa de vida a fadiga.

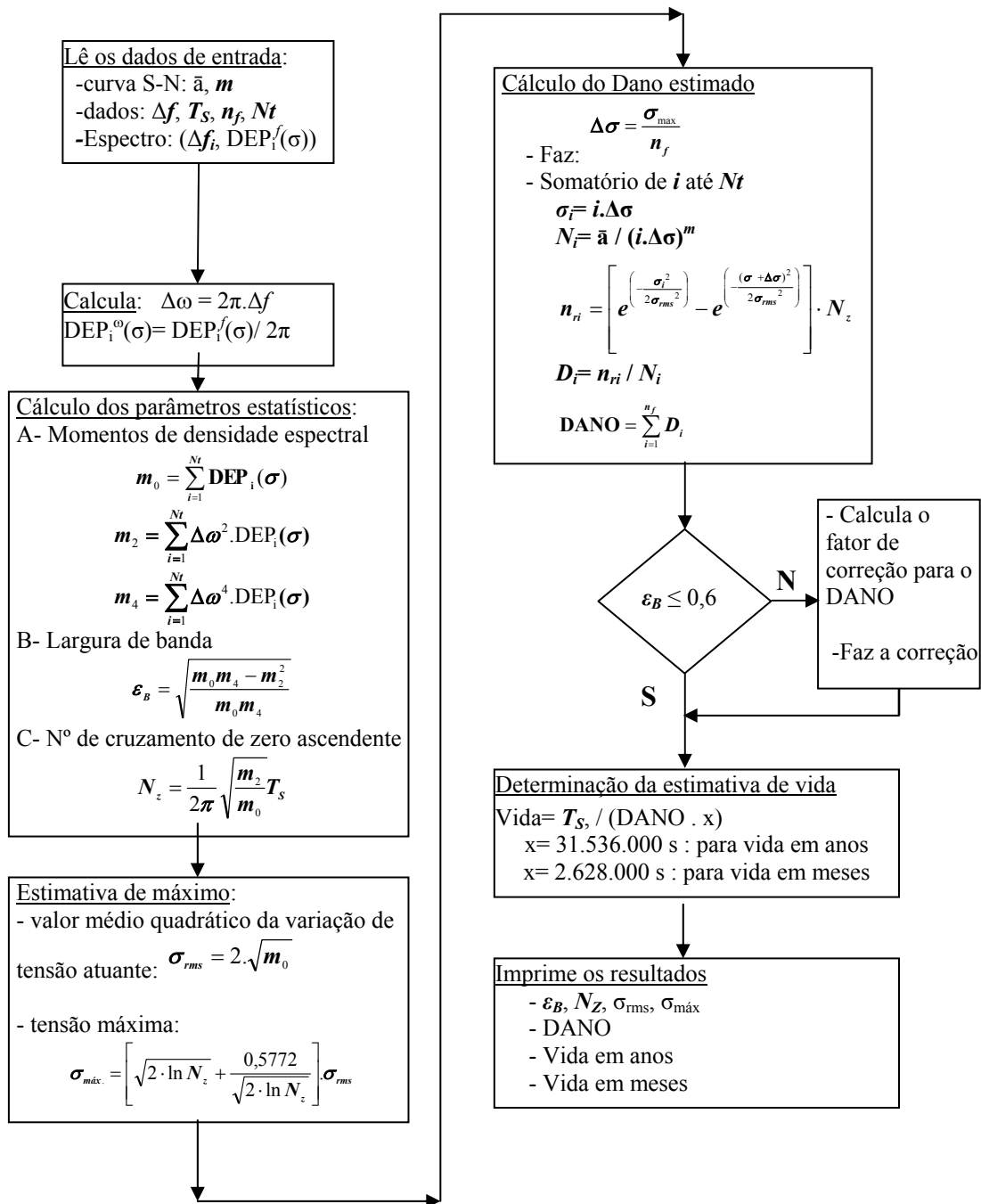


Figura V.11 – Fluxograma de cálculos de estimativa de vida a fadiga no domínio da frequência.

V.8 - Incertezas do cálculo de estimativa de vida à Fadiga

Existem vários tipos de incertezas associadas ao cálculo de fadiga. As cargas atuantes de fadiga em um leito fluidizado de regeneradores são difíceis de se determinar devido às incertezas inerentes à medição e às características de fluidização do leito de catalisador. Por causa da sensibilidade do cálculo de fadiga em relação à estimativa das variações das tensões, deve-se assegurar que as tensões atuantes na estrutura dos ciclones sejam as mais realistas possíveis.

A vida útil à fadiga de juntas soldadas é muito dependente de fatores de concentração de tensões devidos a mudanças de geometria da junta e às imperfeições ocorridas durante o processo de fabricação, tais como as descontinuidades da solda e as imperfeições geométricas. As descontinuidades superficiais da solda consistem em microtrincas, porosidade, inclusão de escória, falta de fusão e penetração parcial. Imperfeições geométricas são definidas como desalinhamento, distorção angular, reforço excessivo de solda e etc. Portanto, durante a fase de projeto deverão ser consideradas as tolerâncias de fabricação, conforme recomendado pela DNV-RP-C203 (2001) e BRANCO *et al.* (1996).

Outro problema relativo ao projeto de estruturas sujeitas a fadiga devido ao carregamento dinâmico, é a previsão do comportamento de peças com grandes dimensões a partir dos resultados obtidos em ensaios de fadiga em pequenos corpos de prova. As curvas S-N obtidas através de ensaios em laboratório, não devem ser utilizadas se o tamanho da peça for muito maior. Além disso, é importante que os ensaios para a obtenção das curvas S-N sejam realizados com peças semelhantes aos detalhes estruturais encontrados na situação real (BRANCO, 1998).

Outro fator de extrema importância que afeta o cálculo de fadiga é a erosão provocada pelo catalisador em regiões não protegidas pelo revestimento refratário. A erosão, provoca em uma estrutura que não esteja suficientemente protegida, a abertura de valas e riscos na sua superfície. Esses riscos funcionam como se fossem pequenos entalhes onde a nucleação das fendas de fadiga se processa com facilidade devido à concentração de tensões.

O ataque corrosivo também é um outro fator que influencia na fadiga devido ao aparecimento de pequenos buracos (“pits”), furos na superfície do metal que funcionam

como se fossem pequenos entalhes onde a nucleação de trincas de fadiga podem se desenvolver devido à concentração de tensões. O aço inoxidável austenítico 304H no ambiente de operação dos ciclones do regenerador não favorece o ataque corrosivo.

A operação em elevadas temperaturas é outra fonte de incerteza, devido a ocorrências de variações de temperatura de curta duração, que na maioria das vezes não são captadas.

APRESENTAÇÃO DO PROBLEMA MECÂNICO-ESTRUTURAL E ANÁLISE DOS RESULTADOS

VI.1 – Histórico do problema em foco

As campanhas de paradas para manutenção geral de uma unidade de FCC são programadas periodicamente em intervalos que dependem de vários fatores, dentre eles: a política e a logística de abastecimento de combustível do país; lucro cessante do refinador e desgaste dos equipamentos. Esses intervalos variam de 24 a 48 meses, sendo 36 meses o mais usual. Devido ao fenômeno da fluência, a estrutura ciclônica tem sua subestrutura de suporte projetada para ser substituída a cada 100.000 horas (~11,4 anos). Os demais componentes podem chegar a 20 anos de vida útil em serviço.

O sistema estrutural do conjunto de ciclones do regenerador da unidade de FCC de resíduos da refinaria RLAM - PETROBRAS em Mataripe – BA, entrou em operação em meados de abril de 2001 e teve sua parada em caráter de emergência em abril de 2002, isto é, após cerca de apenas 12 meses e meio de vida útil.

A estrutura ciclônica da RLAM composta de 12 pares sofreu uma série de rupturas após cerca de 12 meses e meio de operação. Após a parada da unidade e a abertura do regenerador para inspeção e manutenção corretiva, constatou-se:

(i) Todos os travejamentos dos níveis C e D haviam se rompido nas suas ligações com as pernas dos ciclones secundários, sendo que praticamente todos romperam também na ligação com a perna do ciclone primário e caíram;

(ii) Todos os pares de ciclones perderam uma das suas duas guias. Aquelas mais próximas aos ciclones de segundo estágio foram as que apresentaram o maior número de rupturas;

(iii) Quatro dos doze ciclones de segundo estágio tiveram ruptura e queda de suas pernas, pois ocorreram fraturas na região cônica de ligação entre os trechos de perna com e sem refratamento. A queda de suas pernas foi causada pela ausência dos travejamentos, já então rompidos. Os ciclones de segundo estágio que não tiveram suas

pernas rompidas completamente numa seção, estavam com elas fora de prumo apresentando empeno.

Portanto, na seqüência de falhas houve o rompimento dos travejamentos no nível D, rompimento dos travejamentos do nível C, perda de uma das guias (que pode ter acontecido antes do rompimento dos travejamentos dos níveis C ou D), e, por último, o rompimento das pernas de segundo estágio, que forçou a parada não programada da unidade.

A seguir são mostradas várias fotografias (figuras VI.1 a VI.6) da estrutura ciclônica do regenerador da RLAM acidentada e fraturada em abril de 2002.

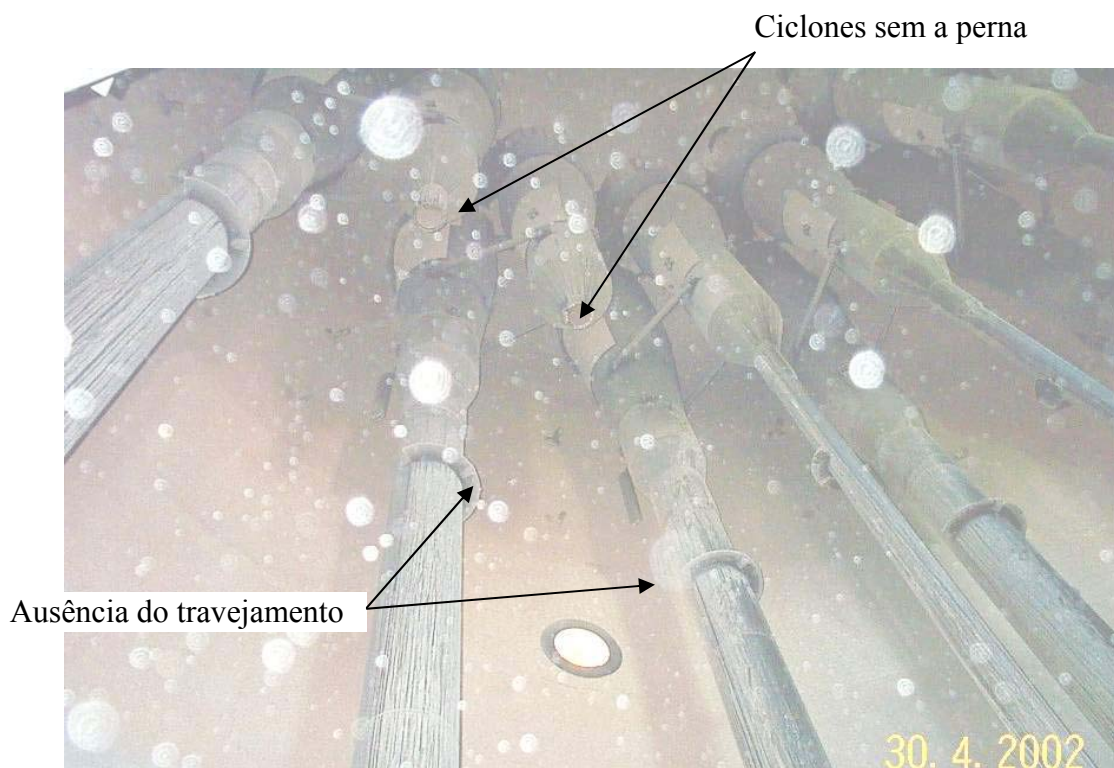


Figura VI.1 – Ciclones sem os travejamentos níveis C e D e dois ciclones de segundo estágio sem as pernas.



Figura VI.2 – Fundo do regenerador, onde aparecem três pernas caídas sobre o distribuidor de ar do tipo espinha de peixe.



(a)



(b)

Figura VI.3 – Mostra em detalhe um ciclone de segundo estágio sem sua perna e outros com suas pernas empenadas e a guia do ciclone primário rompida. Nota-se também a ausência de travessamento nos níveis C e D.



Figura VI.4 – Detalhe da fratura de um ciclone de segundo estágio. Ao redor pode se notar andaime e plataforma montada no interior do regenerador para iniciar o reparo dos ciclones.



Figura VI.5 – Detalhe da ruptura de um dos travejamentos.



Figura VI.6 – Guias do ciclone de primeiro estágio rompidas.

No item II.6 faz-se a descrição da estrutura ciclônica, onde são destacados os ciclones do regenerador como sendo equipamentos de caldeiraria, cuja estrutura é tubular, composta de cilindros e reduções cônicas concêntricas, fabricados com chapas soldadas de aço inoxidável austenítico (18Cr-8Ni) série 304H e revestidos internamente por material refratário, formando uma estrutura de seção transversal mista, na maioria de seus sub-componentes. O refratário antierosivo de alta resistência à abrasão é aplicado sobre malha hexagonal metálica (ver figuras II.7 e II.8) soldada internamente na chaparia tubular dos ciclones. A função dessa malha é promover a aderência do material refratário à chaparia dos ciclones.

VI.2 – Desenvolvimento da análise estrutural

Conforme citado no capítulo IV, foram elaborados dois modelos de análise, quais sejam:

- Modelo I: Estrutura original e íntegra dos ciclones, com o objetivo de analisar sua resposta e estimar a vida útil dos pontos que falharam em abril de 2002 na estrutura ciclônica real (travejamentos e a transição cônica);

- Modelo II: Estrutura danificada sem os travejamentos nos níveis C e D e também sem uma das guias, com o objetivo de estimar a sobre-vida útil à fadiga da transição cônica da perna, após a queda dos componentes secundários acima descritos.

Inicialmente foram determinadas as frequências e modos naturais de vibração para os vários casos de análise.

No passo seguinte, através de análises estáticas qualitativas, foram determinados os pontos mais tensionados (pontos críticos) dos ciclones de segundo estágio para certas direções de aplicação do carregamento externo, produzido pelo leito de catalisador sobre as pernas dos ciclones, e responsável pelas tensões atuantes máximas nos pontos críticos.

Após as avaliações estáticas, partiu-se para a análise da estrutura, submetida a carregamento dinâmico de pressão unitária com uma varredura de frequências de excitação predefinida, para a determinação da Função Resposta em Frequência (FRF) da estrutura, em termos de tensão e de deslocamento, nos pontos críticos selecionados nas análises estáticas.

Na etapa seguinte, foram determinadas as respostas da estrutura no domínio da frequência em termos de tensões nos pontos críticos selecionados, por meio do produto da FRF da estrutura pela Densidade Espectral de Potência (DEP) da excitação do leito turbulento de catalisador.

Em seguida, foram realizadas as análises de fadiga no domínio da frequência nos pontos críticos selecionados, programando-se a rotina de cálculos e as curvas S-N de fadiga em linguagem Fortran.

VI.3- Resultados numéricos das análises de vibrações livres

As análises de vibrações livres dos modelos (ver item IV.3), foram feitas com o módulo de análise modal do programa ANSYS (2003a, 2003d).

VI.3.1 – Frequências e modos naturais de vibração

A equação diferencial de movimento da estrutura discretizada em elementos finitos com vários graus de liberdade nodais, pode ser escrita na forma matricial:

$$M\ddot{U} + C\dot{U} + (K_E + K_G)U = F(t) \quad (\text{VI.1})$$

onde,

M é a matriz de massa global da estrutura;

C é a matriz de amortecimento global da estrutura;

K_E é a matriz de rigidez elástica global da estrutura;

K_G é a matriz de rigidez geométrica global da estrutura;

\ddot{U} , \dot{U} , U são, respectivamente, vetores de aceleração, velocidade e deslocamento da estrutura;

$F(t)$ é o vetor de forças atuante sobre a estrutura.

Se o problema é de vibrações livres não-amortecidas, mas sob tensões iniciais, produzidas por cargas permanentes e de gravidade, então, pode-se reescrever a equação VI.1 como:

$$M\ddot{U} + (K_E + K_G)U = 0 \quad (\text{VI.2})$$

Se o problema é de vibrações livres não-amortecidas e sem tensões iniciais, pode-se reescrever as equações VI.1 e VI.2 como:

$$M\ddot{U} + K_E U = 0 \quad (\text{VI.3})$$

Como as vibrações livres são harmônicas:

$$U = U_i \cdot e^{i \cdot \omega_N \cdot t} \quad (\text{VI.4})$$

onde,

U_i – vetor coluna das amplitudes de movimento associadas aos graus de liberdade nodais da estrutura;

ω_N - frequência circular de oscilações (rad/s);

t – tempo.

Substituindo-se a equação VI.4 e suas derivadas nas equações VI.2 ou VI.3, chega-se ao problema de autovalor:

$$(K - \omega^2 M).U = 0 \quad (VI.5)$$

onde,

$$K = K_E + K_G \quad (VI.6)$$

Sendo $K_G = 0$ para o problema clássico de vibrações livres, equação (VI.3).

A solução do problema de autovalor para um sistema com um número elevado de graus de liberdade pode ser obtida através de vários métodos numéricos.

O método usado neste trabalho, através do programa ANSYS (2003a), para a resolução do problema de autovalor foi o método Block Lanczos (Grimes *at al.*, 1994 e ANSYS, 2003d). Então, através da referida ferramenta computacional, fez-se a determinação das frequências naturais (autovalores) e os respectivos modos de vibração (autovetores) do um sistema estrutural ciclônico sob e sem tensões iniciais.

Foram determinadas as frequências naturais e os respectivos modos de vibração para as condições de montagem e de operação (com e sem tensões iniciais) para os dois modelos de análise, da seguinte forma:

- (i) Condição de montagem (Condição A): ciclones montados no interior do regenerador na ausência de leito de catalisador e sob a ação de tensões iniciais inferidas pela aceleração da gravidade;
- (ii) Condição de montagem (Condição B): Idem Condição A, com realização da análise de vibrações clássica desprezando as tensões iniciais produzidas pelas cargas permanentes;
- (iii) Condição de operação (Condição C): ciclones montados no interior do regenerador com a presença do leito de catalisador fluidizado, de

modo que as pernas ficam internamente cheias com catalisador e externamente haja a resistência ao arrasto. Tais considerações foram levadas em conta através de massa adicional de catalisador externa e internamente nas pernas dos ciclones. Esta Condição C de análise foi realizada para vibrações livres sob tensões iniciais produzidas pelas cargas de gravidade;

- (iv) Condição de operação (Condição D): Idem Condição C, com a realização da análise de vibrações clássica desprezando o efeito das tensões iniciais.

As tabelas VI.1 e VI.2 apresentam as frequências naturais de vibração para os Modelos I e II respectivamente e mostram que para a estrutura em estudo existe pouca diferença ($< 0,6\%$) nas frequências naturais de vibração livre e sob o efeito das tensões iniciais. Mostram também que para a estrutura ciclônica em operação existe uma grande diferença (de 5 a 30%) em suas frequências naturais devido à massa de catalisador retida no interior das pernas em relação à situação de montagem.

As figuras VI.7 a VI.15 ilustram os modos de vibração da estrutura representada pelo Modelo I para a Condição D, e as figuras VI.16 a VI.25 ilustram os modos de vibração da estrutura representada pelo Modelo II para a Condição D.

Tabela VI.1 – Frequência natural (Hz) para o Modelo I (Estrutura íntegra).

	Condição A	Condição B	Condição C	Condição D
1° modo	2,288	2,281	1,765	1,756
2° modo	3,044	3,038	2,149	2,141
3° modo	3,194	3,188	2,856	2,851
4° modo	4,781	4,775	3,633	3,626
5° modo	5,002	4,995	4,789	4,781
6° modo	7,748	7,741	7,080	7,071
7° modo	8,925	8,919	7,518	7,507
8° modo	9,441	9,435	8,992	8,987
9° modo	14,041	14,033	11,264	11,252

Tabela VI.2 – Frequência natural (Hz) para o Modelo II (Estrutura sem travejamentos).

	Condição A	Condição B	Condição C	Condição D
1° modo	1,300	1,290	0,997	0,985
2° modo	1,535	1,526	1,197	1,185
3° modo	1,930	1,920	1,464	1,452
4° modo	2,661	2,654	1,978	1,968
5° modo	3,046	3,038	2,769	2,761
6° modo	3,979	3,972	3,358	3,347
7° modo	4,980	4,975	4,501	4,494
8° modo	7,669	7,660	7,429	7,417
9° modo	12,126	12,117	9,490	9,478
10° modo	12,888	12,878	10,421	10,408

VI.3.2 – Modos naturais de vibração resultantes do Modelo I

A figura VI.7 mostra o 1º modo fundamental. Nota-se que os dois ciclones oscilam em fase e no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°, exibindo o 1º modo de flexão de viga engastada-livre.

Na figura VI.8 observa-se que no 2º modo de flexão os dois ciclones também oscilam em fase (exibindo o 1º modo de flexão de viga) e no plano XY, porém a direção oscilação se alterou em 90°, ficando próxima à orientação 45° ou 225°.

Para o 3º modo fundamental mostrado na figura VI.9 verifica-se que os dois ciclones oscilam defasados de 180°, e no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°, exibindo o 1º modo de flexão de viga.

A figura VI.10 mostra que ocorre vibração isoladamente apenas o 1º modo de flexão de viga da perna do ciclone de segundo estágio, oscilando no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°.

A figura VI.11 ilustra que os ciclones oscilam defasados em 180° no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°, exibindo o 2º modo de flexão de viga.

Na figura VI.12 observa-se que ocorre isoladamente oscilação apenas no 3º modo de flexão de viga na perna do ciclone de segundo estágio, oscilando no plano XY com direção próxima à orientação 45° ou 225°.

A figura VI.13 mostra os dois ciclones oscilando em fase e no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°, exibindo o 3º modo de flexão de viga.

Na figura VI.14 verifica-se o modo de torção no ciclone primário e o 3º modo de flexão de viga no ciclone de segundo estágio no plano XY com direção próxima à orientação 45° ou 225°, observa-se também que na perna do ciclone de segundo estágio ocorre o 3º modo de flexão de viga.

A figura VI.15 indica a ocorrência isolada de apenas o 2º modo de flexão de viga na perna do ciclone de segundo no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315°.

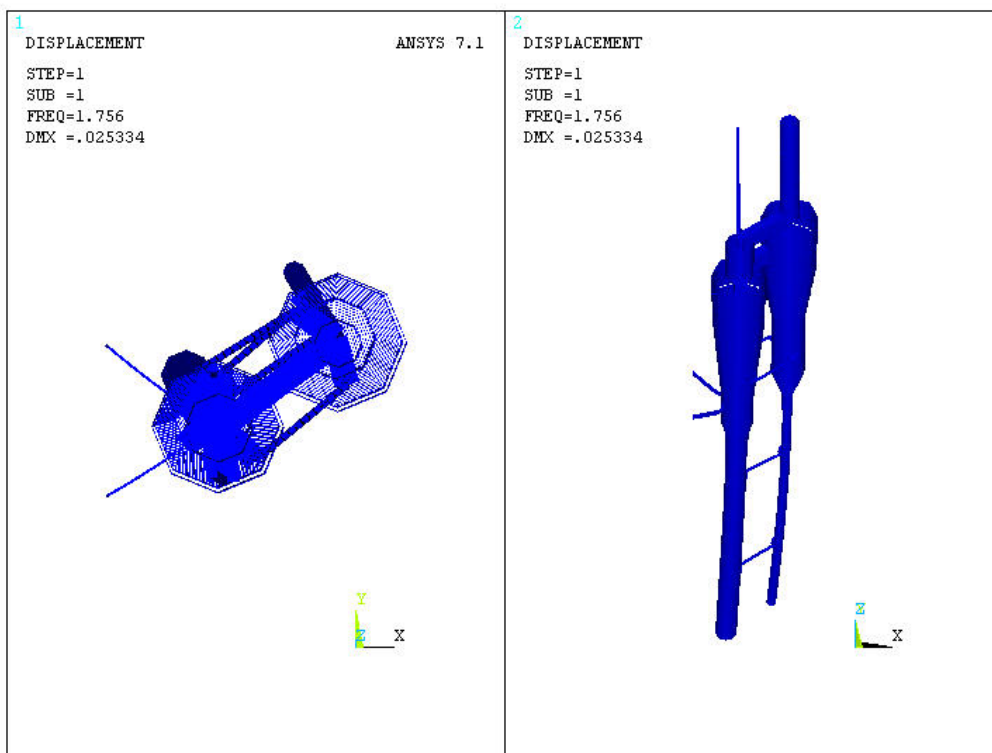


Figura VI.7 – 1º Modo do Modelo I – Condição D.

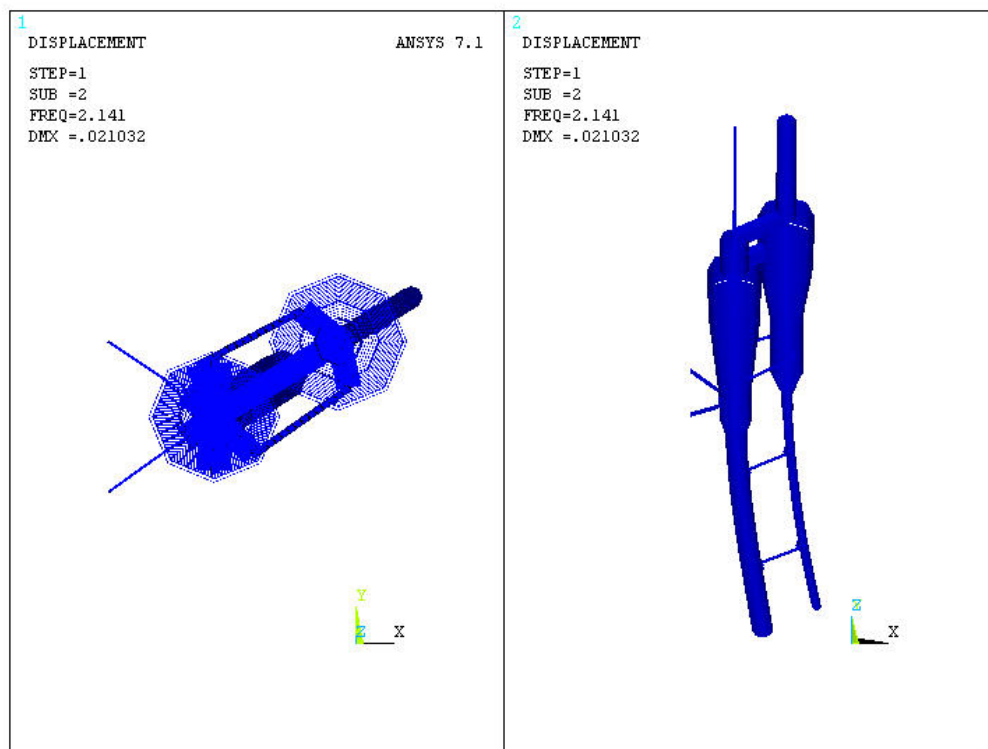


Figura VI.8 – 2º Modo do Modelo I – Condição D.

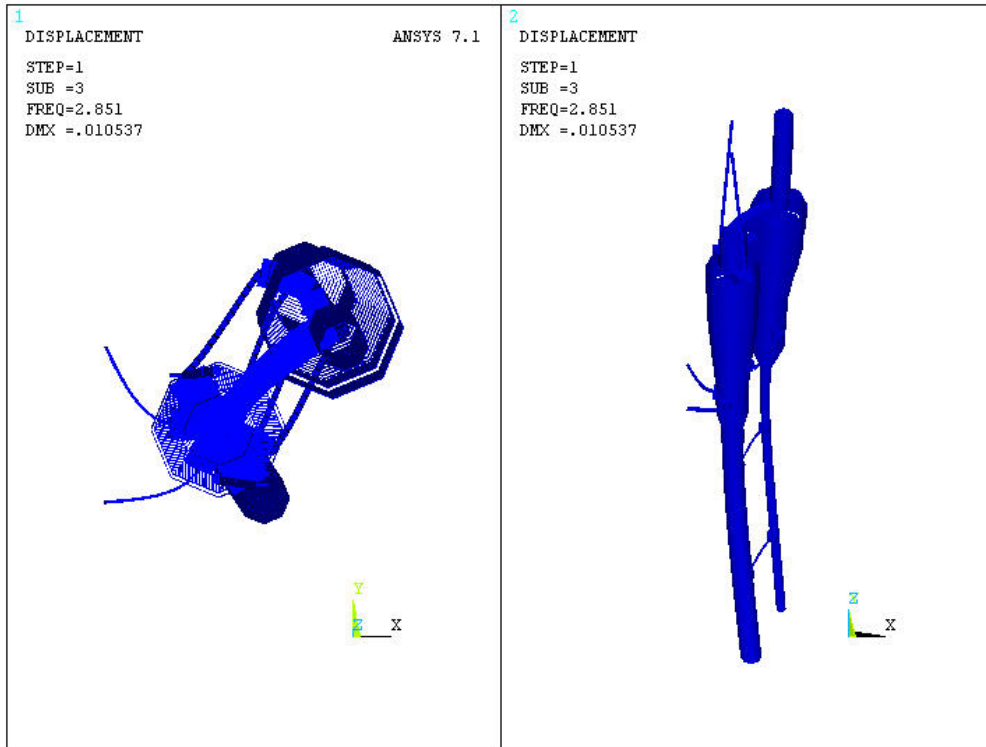


Figura VI.9 – 3º Modo do Modelo I – Condição D.

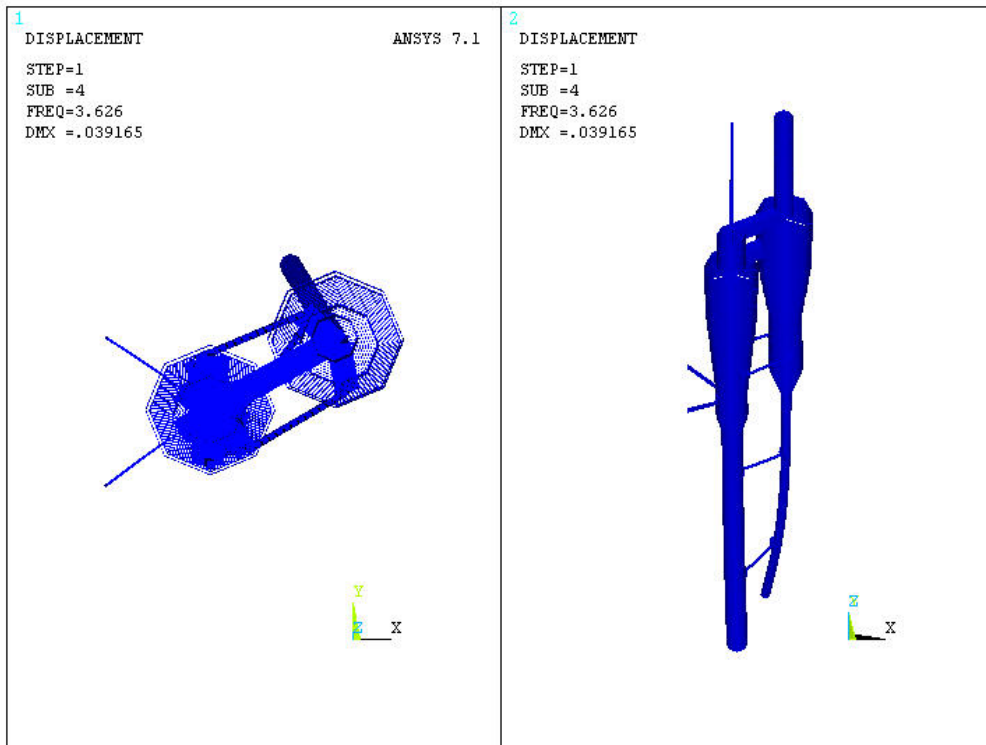


Figura VI.10 – 4º Modo do Modelo I – Condição D.

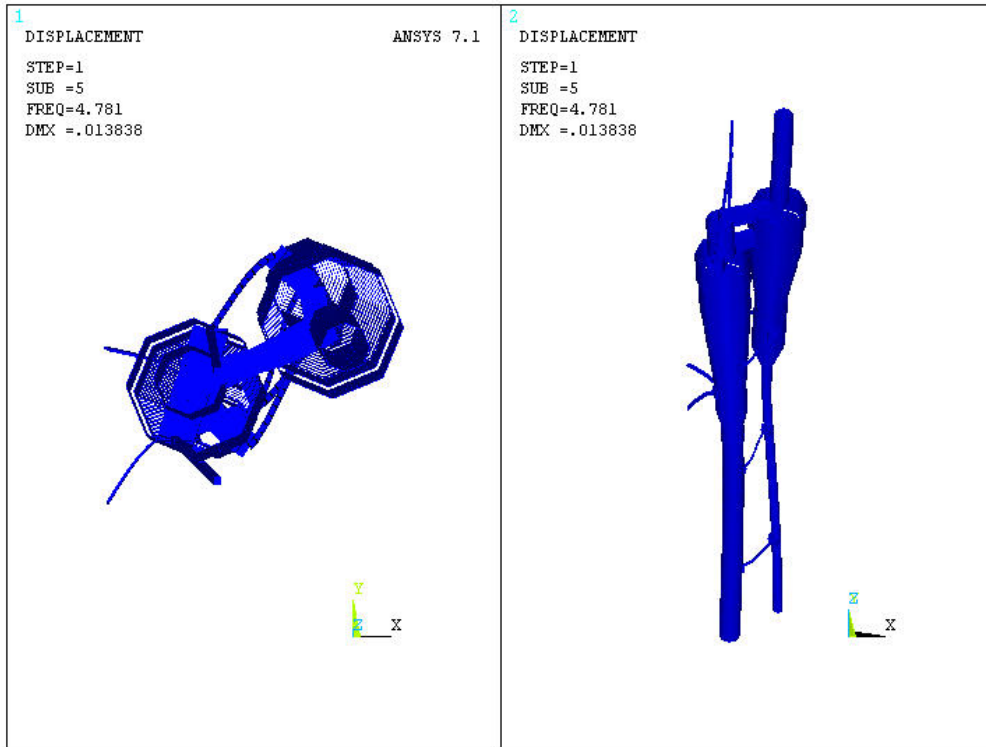


Figura VI.11 – 5º Modo do Modelo I – Condição D.

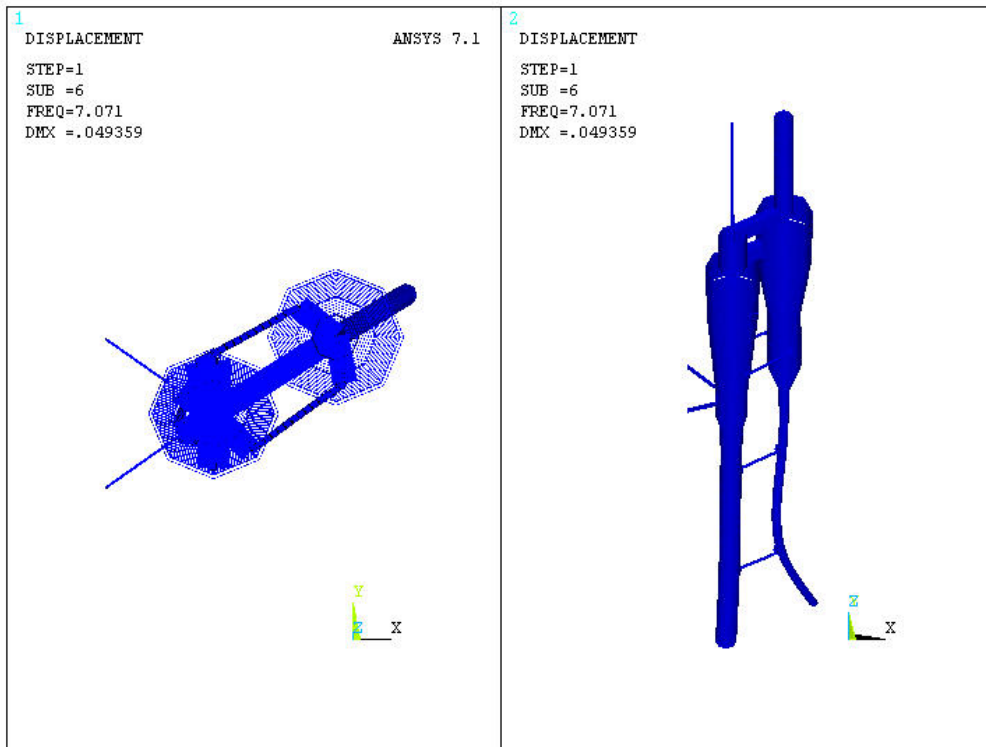


Figura VI.12 – 6º Modo do Modelo I – Condição D.

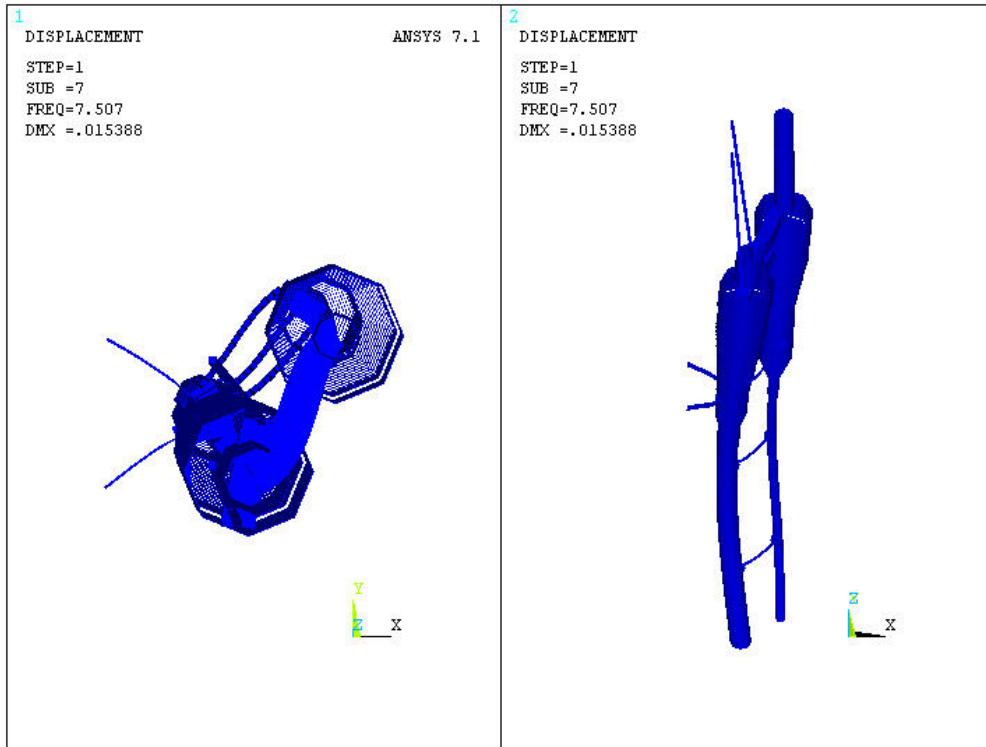


Figura VI.13 – 7º Modo do Modelo I – Condição D.



Figura VI.14 – 8º Modo do Modelo I – Condição D.

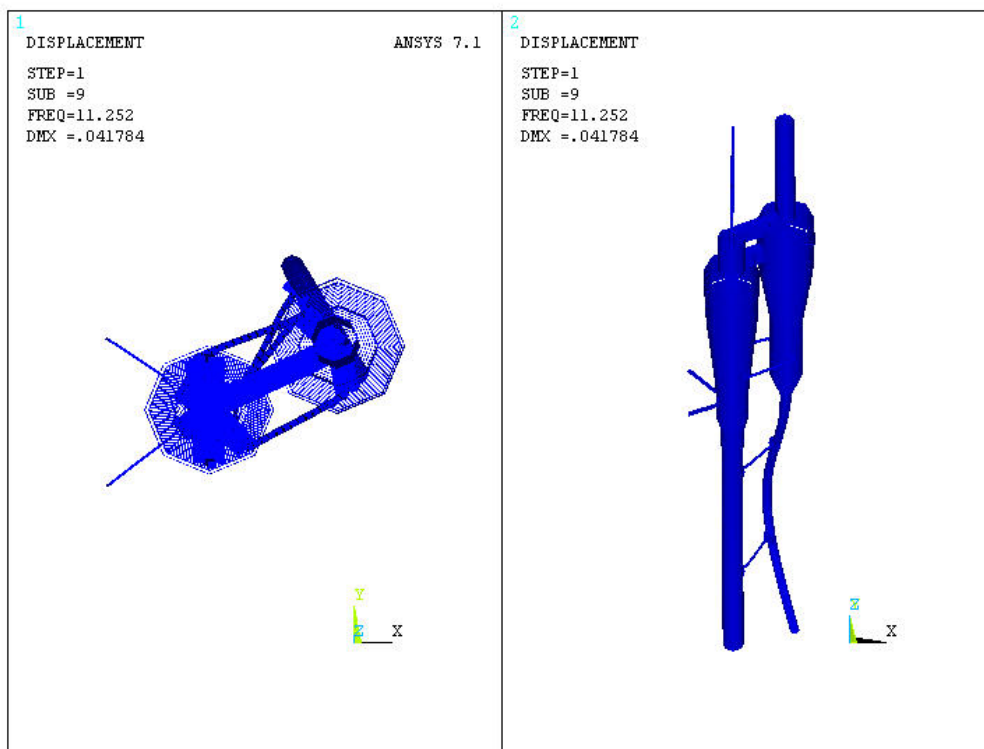


Figura VI.15 – 9º Modo do Modelo I – Condição D.

VI.3.3 – Modos naturais de vibração resultantes do Modelo II

A figura VI.16 mostra o 1º modo fundamental. Nota-se que apenas o ciclone de segundo estágio oscila apresentando a oscilação no plano XY com direção próxima à orientação 45º ou 225º, exibindo o 1º modo de flexão de viga.

Na figura VI.17 observa-se também que somente o ciclone de segundo estágio oscila (exibindo o 1º modo de flexão de viga) e no plano XY, porém a direção oscilação se alterou em 90º, ficando próxima à orientação 135º ou 315º.

Para o 3º modo fundamental mostrado na figura VI.18 verifica-se que os dois ciclones oscilam defasados de 180º, e no plano XY com direção próxima à orientação 45º ou 225º, exibindo o 1º modo de flexão de viga.

A figura VI.19 mostra que apenas o ciclone de primário oscila apresentando a oscilação no plano XY com direção próxima à orientação 135º ou 315º, exibindo o 1º modo de flexão de viga.

A figura VI.20 ilustra que apenas o ciclone de segundo estágio oscila apresentando a oscilação no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315° , exibindo o 2º modo de flexão de viga, enquanto que o ciclone primário é conduzido.

Na figura VI.21 observa-se que os ciclones oscilam defasados num ângulo um pouco menor que 45° . As oscilações ocorrem no plano XY com direção próxima à orientação 45° ou 225° para o ciclone primário e com direção próxima à orientação 85° ou 265° para o ciclone de segundo estágio, ambos exibindo o 2º modo de flexão de viga.

Na figura VI.22 nota-se que os ciclones oscilam defasados de 90° . As oscilações ocorrem no plano XY com direção próxima à orientação 60° ou 240° para o ciclone primário e com direção próxima à orientação 150° ou 330° para o ciclone de segundo estágio. Ambos exibindo o 2º modo de flexão de viga.

A figura VI.23 ilustra que apenas o ciclone primário oscila apresentando a oscilação no plano XY com direção próxima à orientação 135° ou 315° , exibindo o 2º modo de flexão de viga, enquanto que o ciclone de segundo estágio é conduzido.

Nas figuras VI.24 e VI.25 observa-se que ocorre isoladamente apenas o 2º modo de flexão de viga da perna do ciclone de segundo estágio, oscilando no plano XY com direção próxima à orientação 45° ou 225° e 135° ou 315° respectivamente.

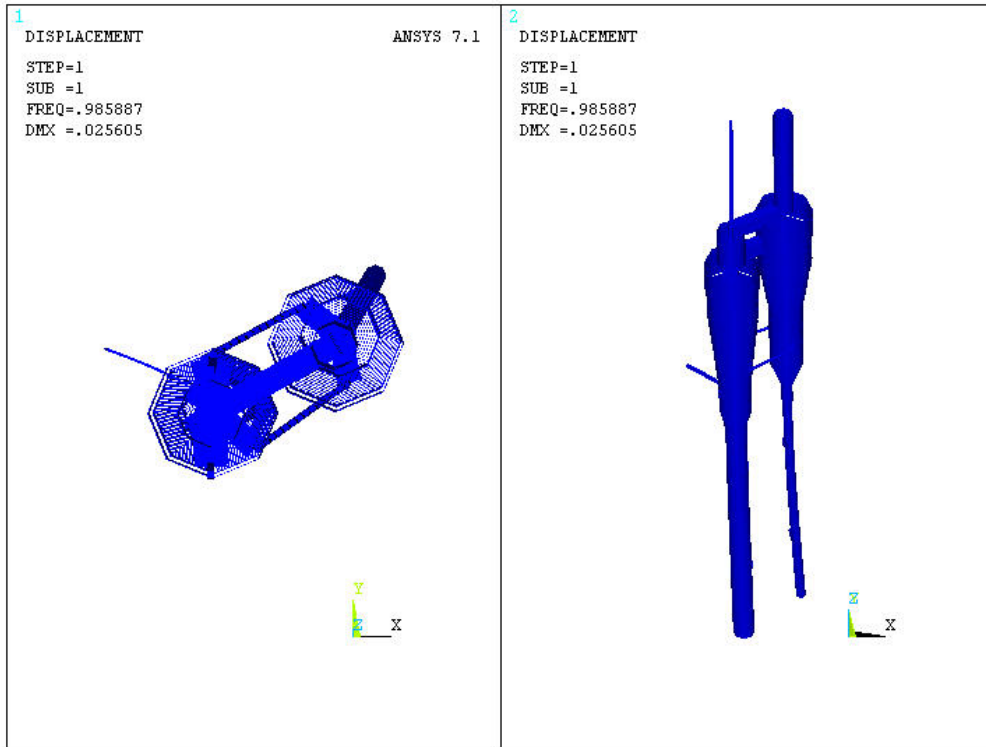


Figura VI.16 – 1º Modo do Modelo II – Condição D.

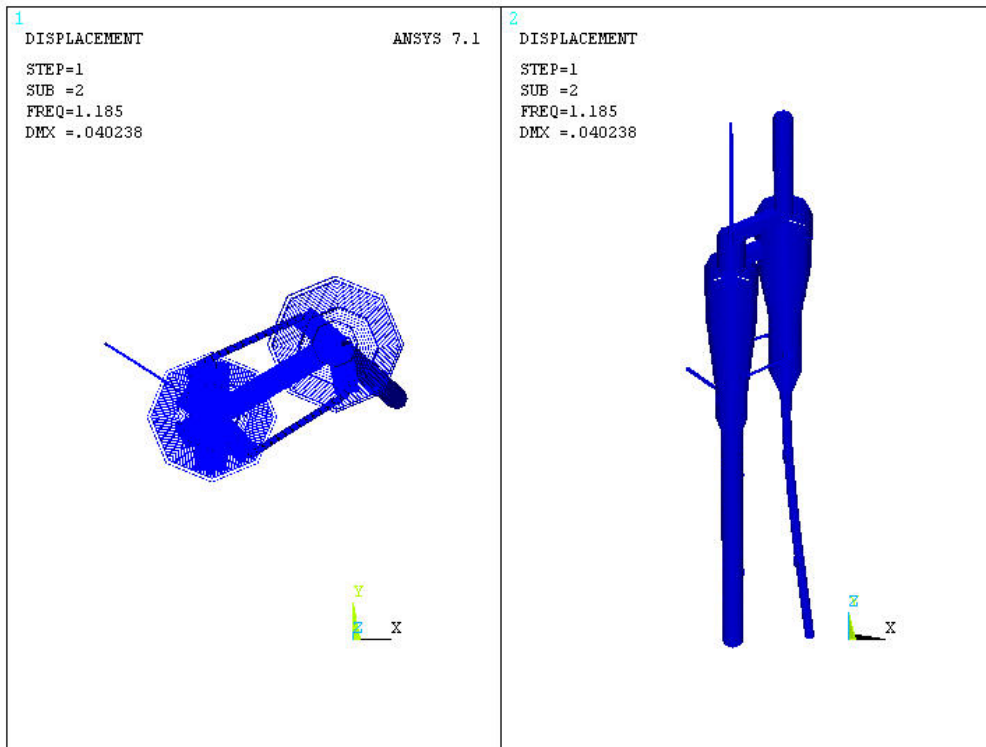


Figura VI.17– 2º Modo do Modelo II – Condição D.

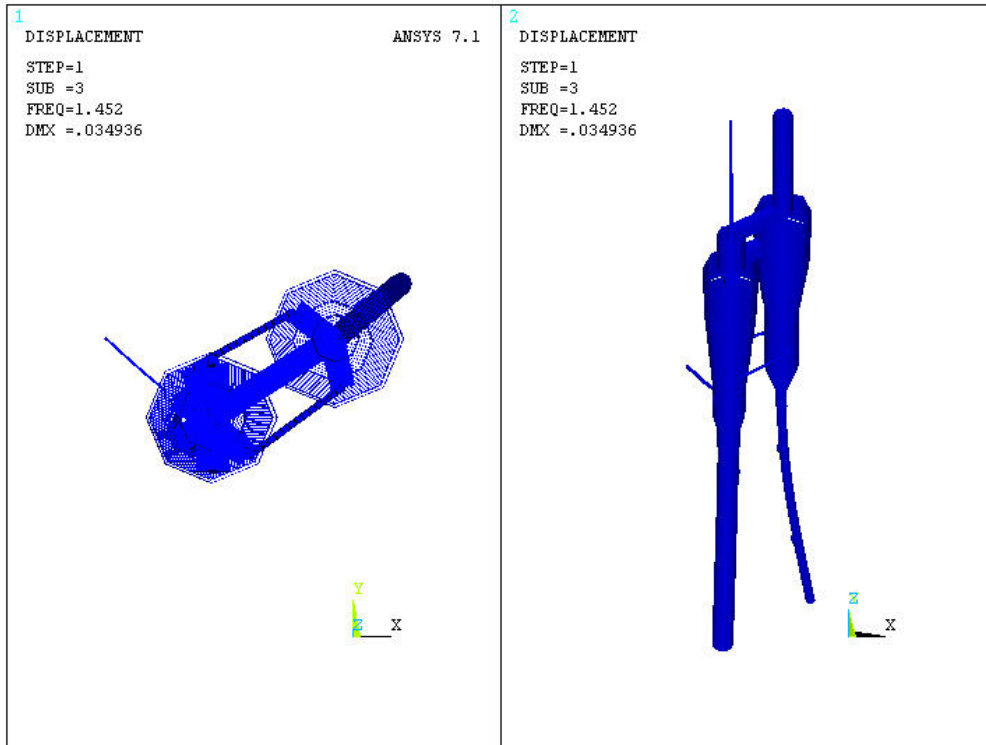


Figura VI.18 – 3º Modo do Modelo II – Condição D.

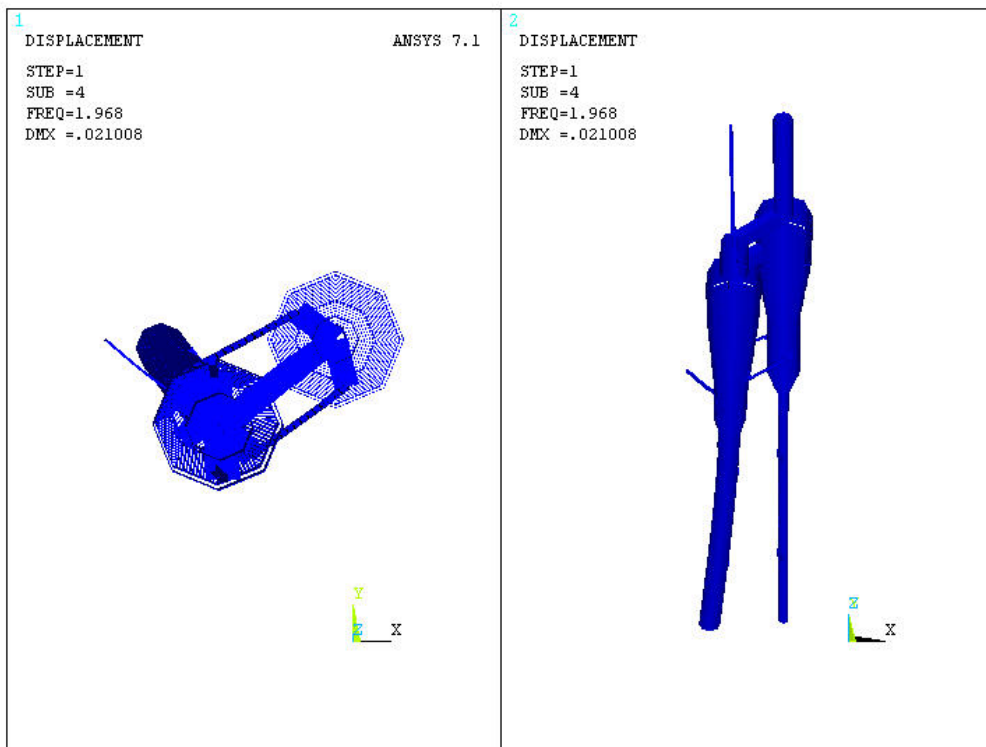


Figura VI.19 – 4º Modo do Modelo II – Condição D.

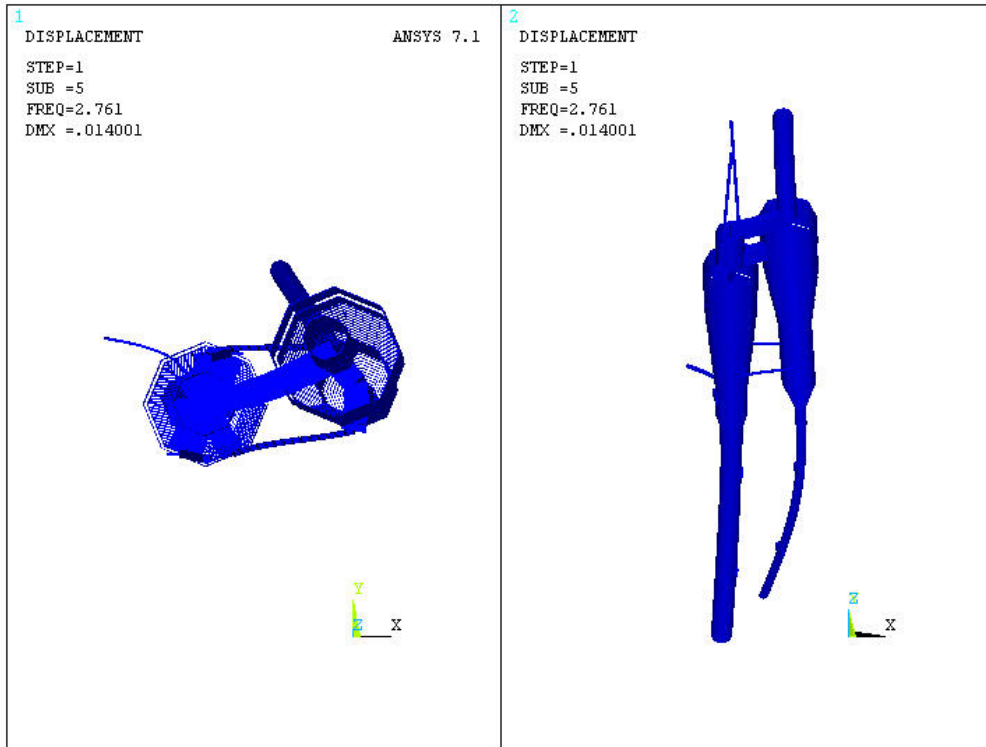


Figura VI.20 – 5º Modo do Modelo II – Condição D.

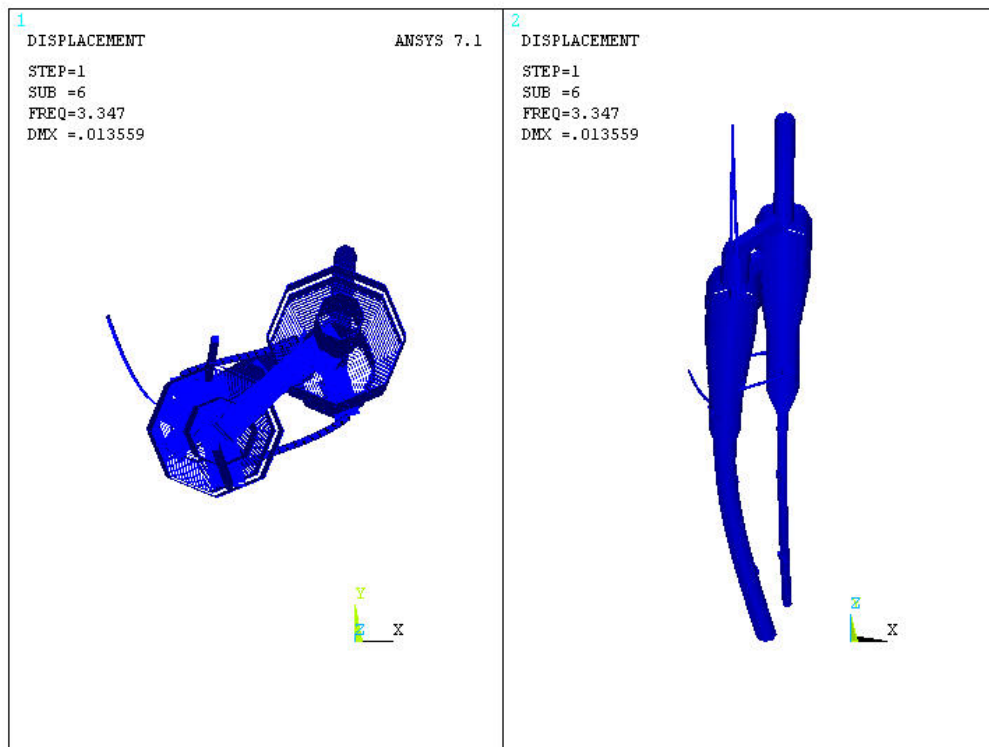


Figura VI.21 – 6º Modo do Modelo II – Condição D.

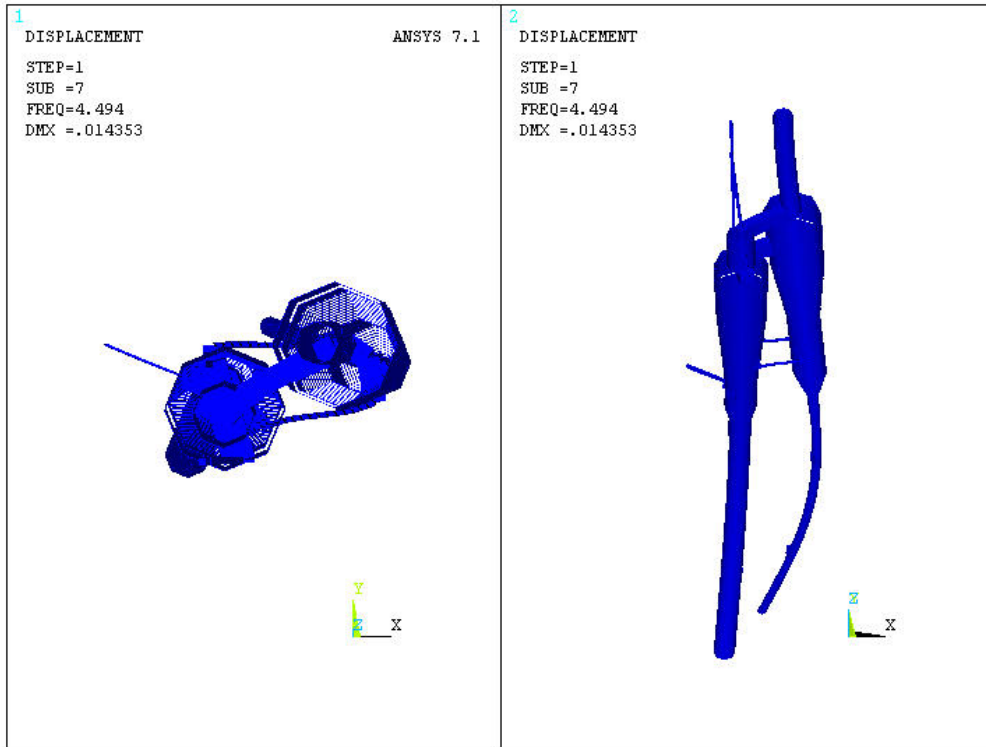


Figura VI.22 – 7º Modo do Modelo II – Condição D.

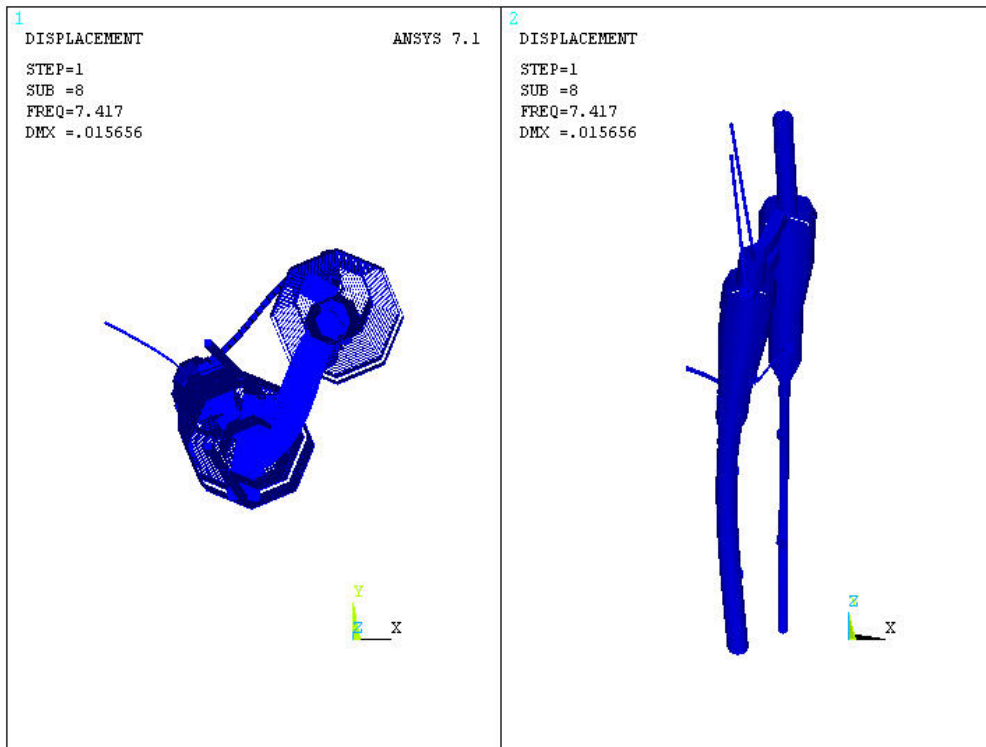


Figura VI.23 – 8º Modo do Modelo II – Condição D.

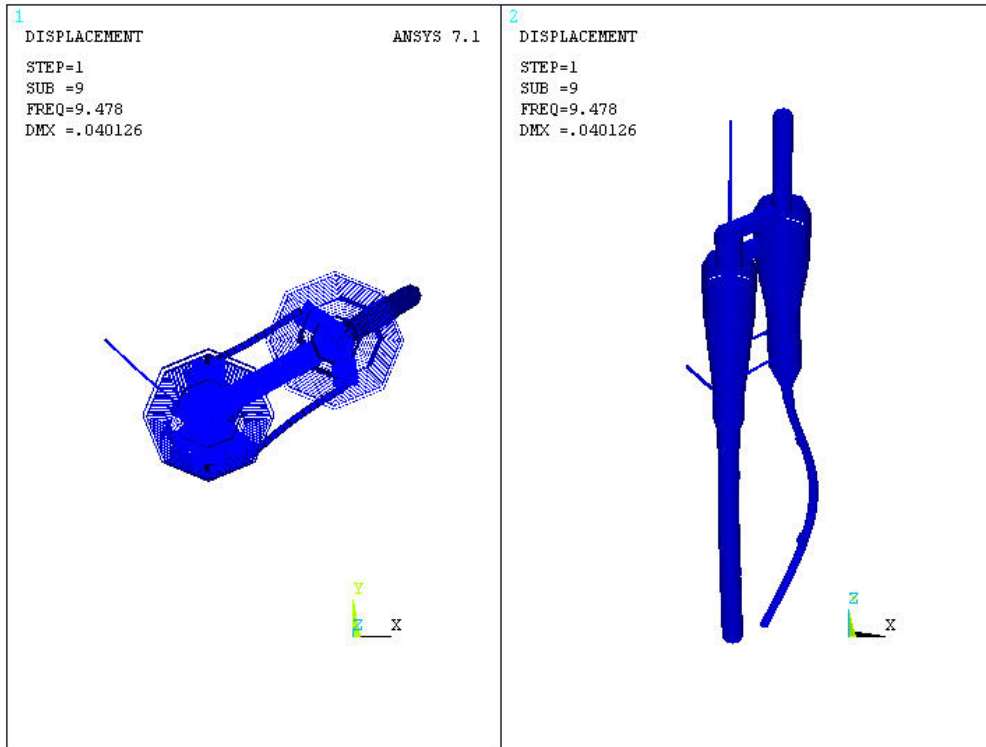


Figura VI.24 – 9º Modo do Modelo II – Condição D.

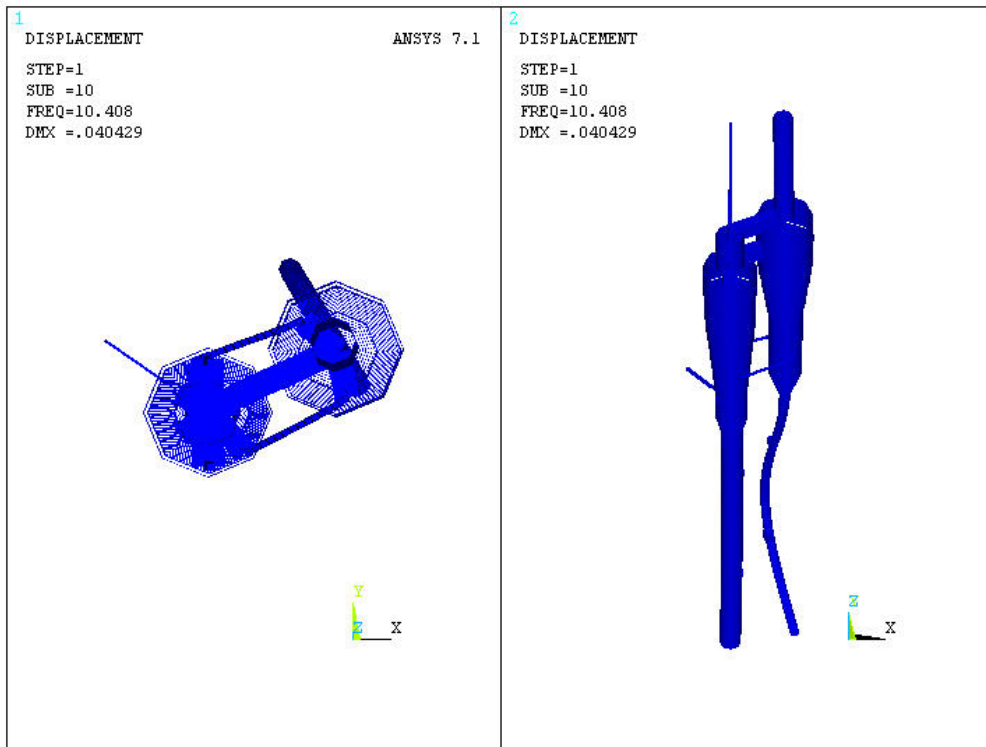


Figura VI.25 – 10º Modo do Modelo II – Condição D.

VI.4 – Determinação da direção de aplicação do carregamento

As forças dinâmicas, oriundas da flutuação de pressão do catalisador fluidizado, exercidas sobre o trecho das pernas dos ciclones submersas nesse volume de “fluido”, têm distribuição espacial e característica aleatória.

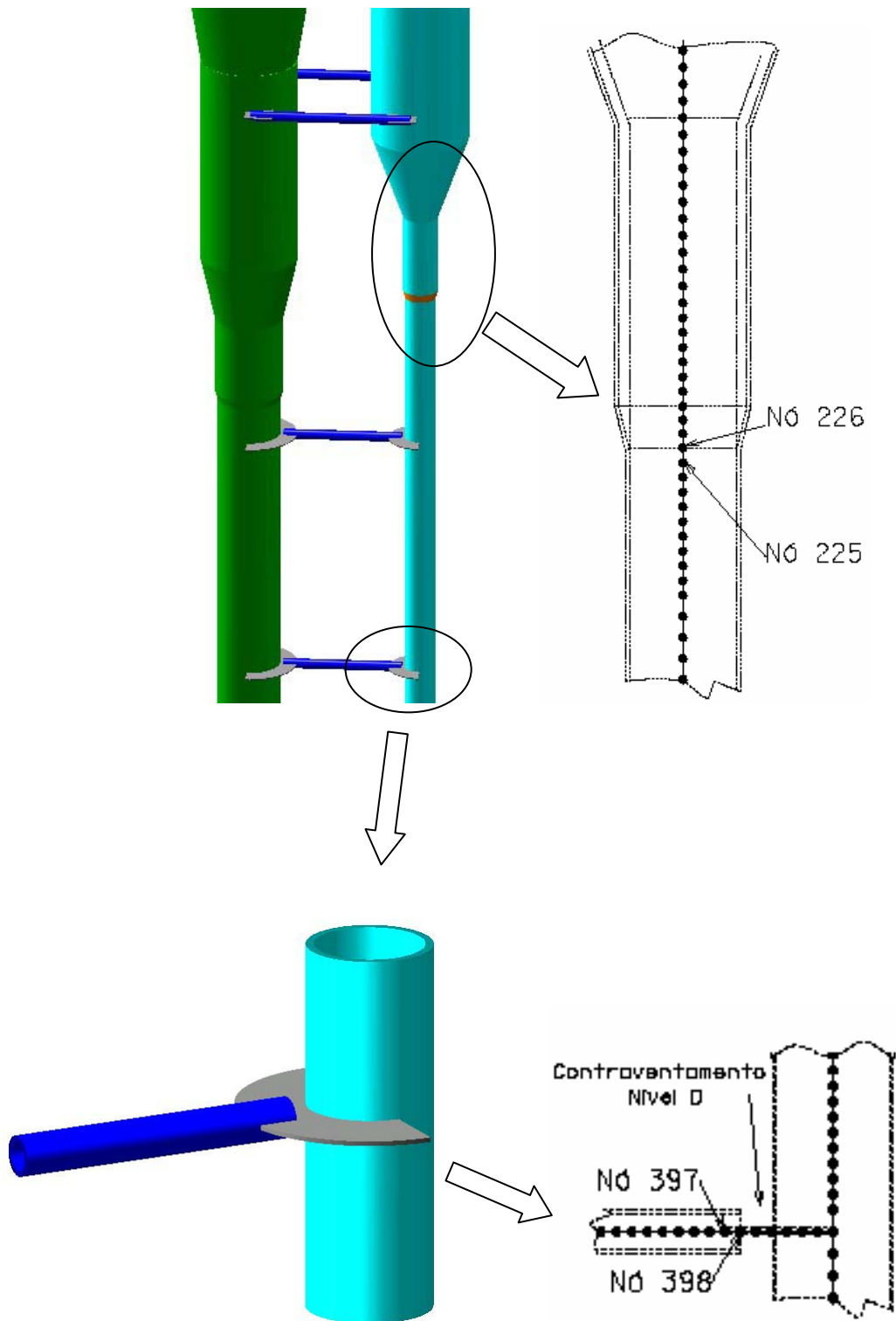
O plano crítico de aplicação desse carregamento de flutuações de pressão do leito de catalisador nas pernas dos ciclones foi determinado através de sucessivas análises estáticas (utilizando o programa Ansys), para diferentes direções e ângulos de fase do carregamento. A determinação do plano crítico foi feita segundo o critério de identificação dos pontos mais tensionados da estrutura e do carregamento responsável por tal estado de tensionamento máximo nos dois modelos de análise.

Para isso, carregamentos estáticos equivalentes de pressão externa unitária foram aplicados segundo um plano vertical ao longo dos trechos das pernas dos ciclones que ficam imersas no leito fluidizado de catalisador. Os ângulos dos planos de aplicação do carregamento nas pernas dos ciclones primário e secundário foram combinados a cada 45°. Por exemplo, aplicou-se inicialmente a pressão unitária no trecho de perna imerso do ciclone primário com a orientação 0° e foram avaliados vários casos de carga para a aplicação da pressão unitária no trecho de perna imerso do ciclone secundário para as orientações 0°, 45°, 90°, ... , 270° e 315°. Este procedimento foi repetido variando o ângulo de aplicação de carregamento no ciclone primário a cada 45°, até completar os 360°.

Como resultado das avaliações observou-se que as regiões mais tensionadas dos modelos I e II correspondiam aos mesmos locais de falha da estrutura real: ligação dos travejamentos com a perna do ciclone de segundo estágio e na transição cônica existente na perna do ciclone de segundo estágio entre os trechos com e sem refratamento.

Observou-se, para os dois modelos, que as regiões mais tensionadas, acima descritas, passavam pelos seus máximos quando o carregamento aplicado nas duas pernas estavam em fase angular e na mesma direção e plano vertical do 1° modo de vibração livre do par de ciclones (ver figuras VI.7 e VI.16).

A figura VI.26 ilustra com perspectivas esses pontos críticos e os nós correspondentes no modelo de elementos finitos, onde aparecem numerados.



FiguraVI.26 – Indicação dos pontos críticos que serão objeto das análises de fadiga.

VI.5 – Determinação da Função Resposta em Frequência (FRF) da estrutura

A FRF é uma característica da estrutura que expressa a relação entre a amplitude característica de resposta (saída) da estrutura e a força de excitação (entrada) harmônica de magnitude unitária, imposta para várias frequências de excitação. O gráfico da FRF apresenta no eixo das abscissas a variação da frequência de excitação unitária e no eixo das ordenadas apresenta a variação da amplitude da grandeza analisada (num determinado nó e segundo um grau de liberdade - GL) dividida pela excitação unitária.

A determinação da FRF para os GL e nós selecionados da estrutura foi realizada aplicando uma excitação harmônica na forma de pressão distribuída unitária de perfil constante aplicada ao longo dos trechos de pernas dos ciclones correspondentes à altura do nível de catalisador em operação. O carregamento de pressão foi aplicado segundo as mesmas direções determinadas no item VI.4, através de uma varredura em frequência da excitação harmônica numa faixa entre 0 e 10 Hz, por ser a mesma faixa de frequência do espectro de excitação do leito, mostrado anteriormente na figura III.3.

VI.5.1 – Análises realizadas

Foram utilizados os nós 226 e 398, indicados na figura VI.26, para a determinação da tensão a ser utilizada nas curvas de fadiga multiplicadas por um fator de concentração de tensões que leva em conta a mudança de geometria da junta soldada.

Por se tratar de estrutura tubular soldada e de seção transversal mista, aço mais material refratário cimentício, três valores de taxa de amortecimento (1%, 2% e 3%) foram considerados nas análises.

VI.5.1.1 – Extremidade da perna do ciclone primário

As figuras VI.27 e VI.28 mostram as FRFs em termos de deslocamento da extremidade da perna do ciclone primário para os Modelos I e II respectivamente variando-se a taxa de amortecimento da estrutural.

A FRF em termos de deslocamento de um determinado ponto da estrutura tem o dimensional de unidade de deslocamento (m) dividido por unidade do carregamento aplicado (pressão unitária igual a $1,0 \text{ N/m}^2$), sendo assim, tem-se o para o dimensional da FRF em termos de deslocamento: $\text{m} / (\text{N/m}^2)$.

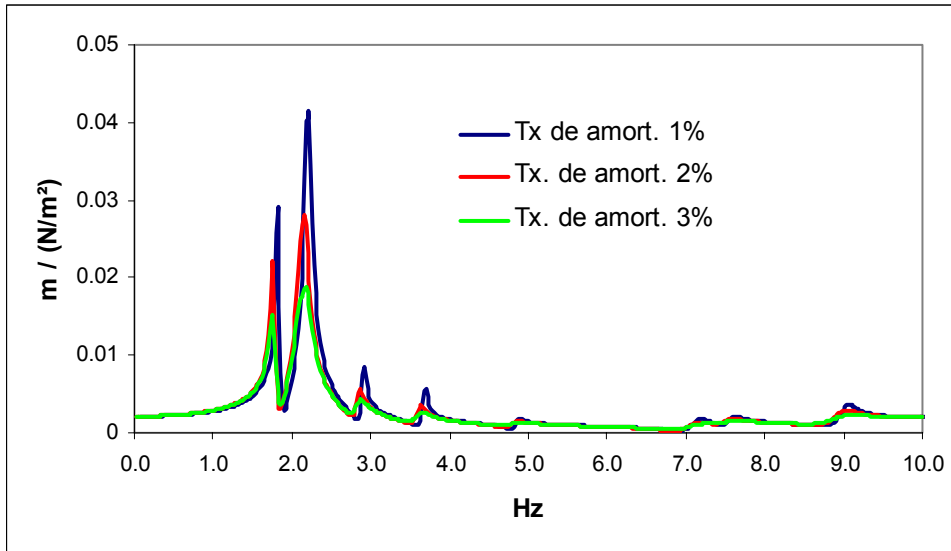


Figura VI.27 – Modelo I: FRF em termos de deslocamento da extremidade da perna do ciclone primário.

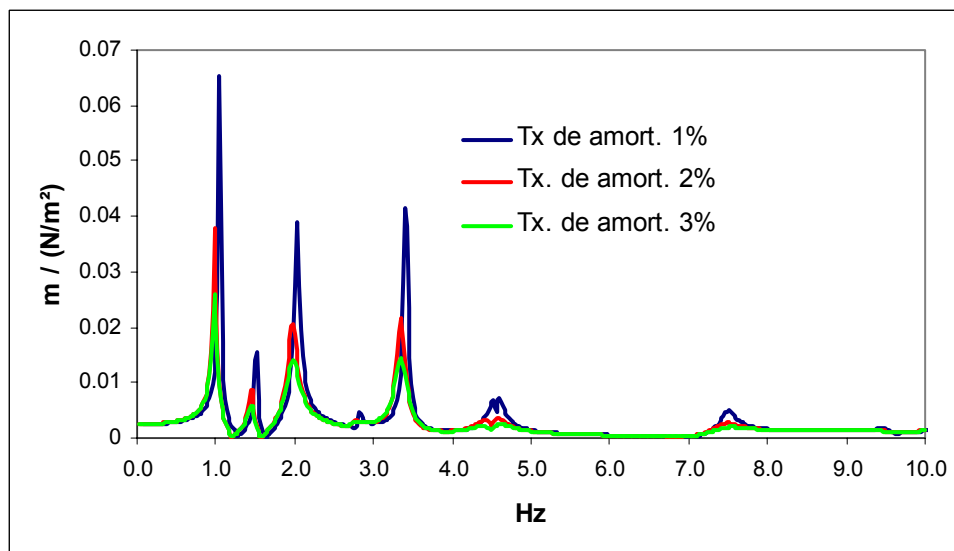


Figura VI.28 – Modelo II: FRF em termos de deslocamento da extremidade da perna do ciclone primário.

VI.5.1.2 – Ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio

A figura VI.29 mostra a FRF da variação de tensões de von Mises para a ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio (Modelo I), referente ao nó 398 indicado na figura VI.26. A tensão de von Mises (σ_{VM}) é determinada em termos de tensões principais por:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{(S_1 - S_2)^2 + (S_2 - S_3)^2 + (S_3 - S_1)^2}{2}} \quad (VI.7)$$

ou em termos de tensões normais e de cisalhamento por:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\frac{(S_x - S_y)^2 + (S_y - S_z)^2 + (S_z - S_x)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)}{2}} \quad (VI.8)$$

Onde,

S_1 , S_2 , e S_3 são as tensões principais, sendo $S_1 > S_2 > S_3$;

S_x , S_y e S_z são as tensões normais nas direções x, y e z;

τ_{xy} , τ_{yz} e τ_{xz} são as tensões cisalhantes.

A FRF em termos de variação de tensão de um determinado ponto ou seção crítica da estrutura tem o dimensional de tensão (MPa) dividido pela unidade do carregamento aplicado (pressão unitária igual a 1,0 N/m²). Então o dimensional da FRF em termos de variação de tensão será: MPa / (N/m²).

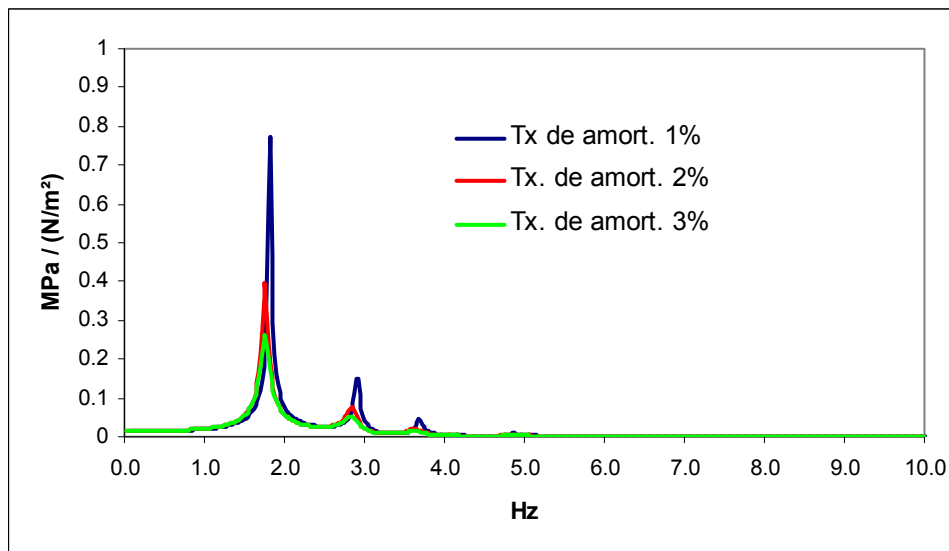


Figura VI.29 – Modelo I: FRF da variação de tensão de von Mises para a ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio.

VI.5.1.3 – Transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio

As figuras VI.30 e VI.31 mostram as FRFs da gama de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone secundário para os Modelos I e II respectivamente, referentes ao nó 226 indicado na figura VI.26.

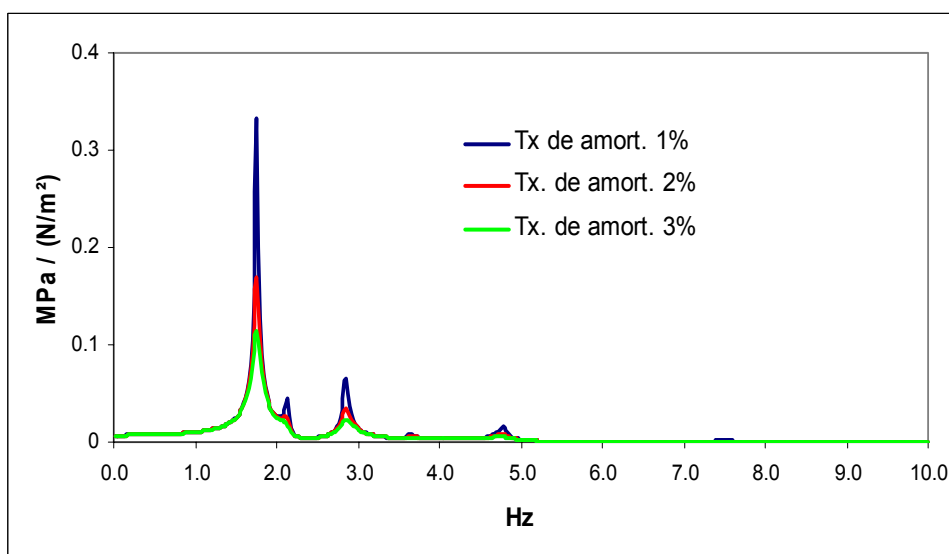


Figura VI.30 – Modelo I: FRF da gama de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio.

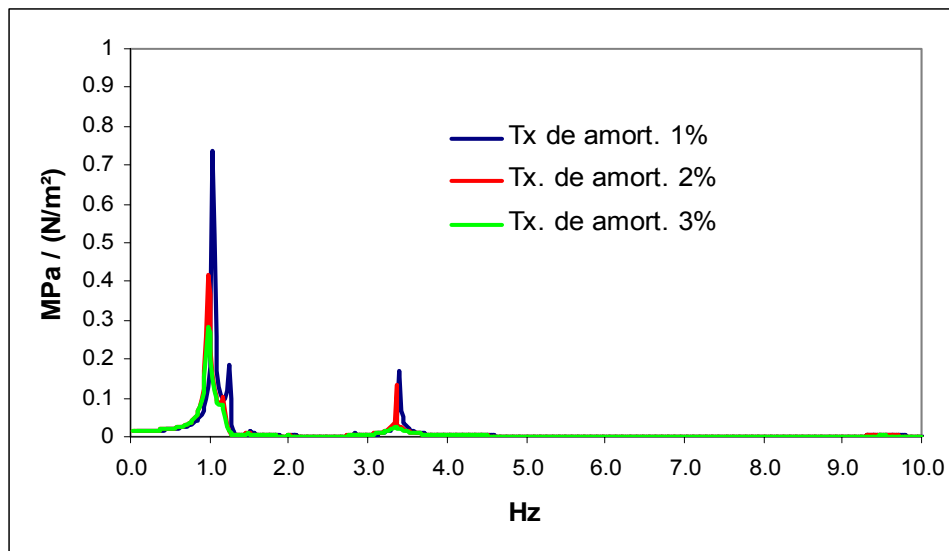


Figura VI.31 – Modelo II: FRF da gama de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de 2º estágio.

VI.6 – Determinação da Função Densidade Espectral de Potência (DEP) do carregamento

A DEP do carregamento normalizado do leito de catalisador em termos da pressão dinâmica para a velocidade de fluidização de 0,977 m/s foi obtida por NEOGI *et al.* (1988), conforme mostrado anteriormente na figura III.3. A DEP da flutuação da pressão de excitação aleatória provocada pelo catalisador fluidizado em movimento turbulento, é mostrada na figura VI.32 para valores absolutos de pressão. Essa DEP para pressão medida experimentalmente foi obtida a partir do carregamento no domínio do tempo, mostrado na figura III.2, fazendo-se a transformada para o domínio de frequência através da aplicação da FFT conforme descrito no Anexo C.

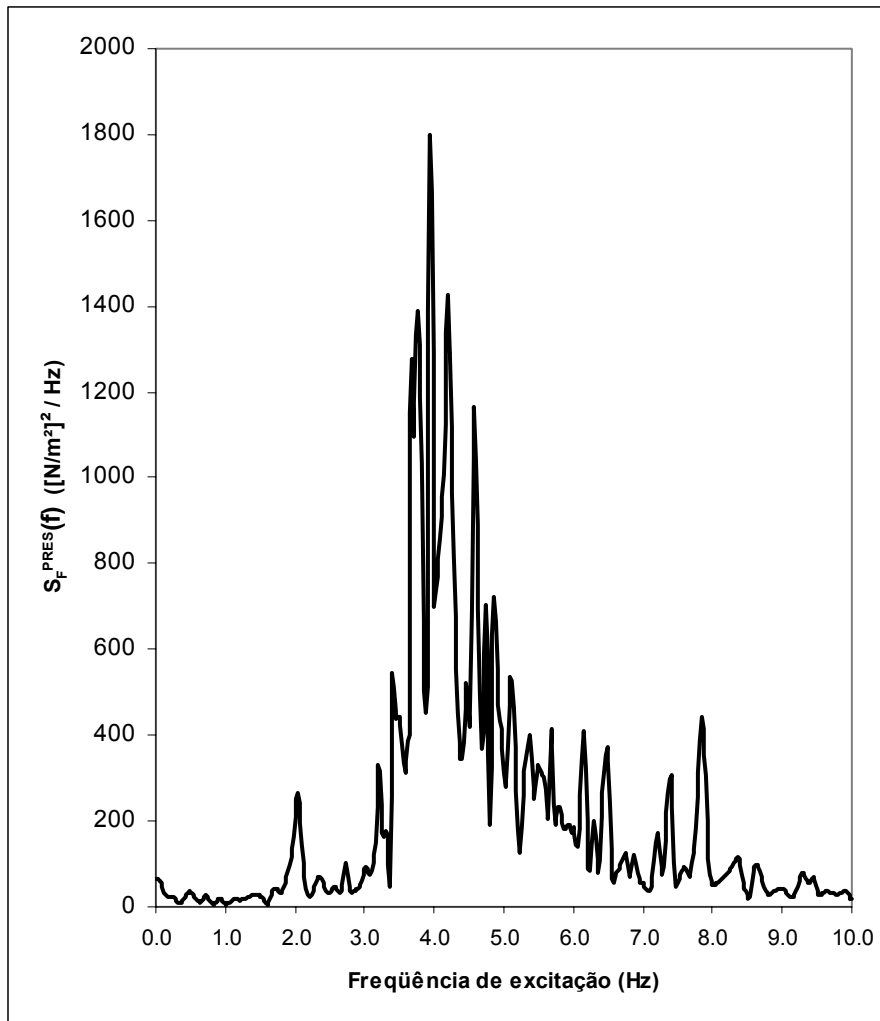


Figura VI.32 – Densidade espectral de potência (DEP) da pressão de excitação dinâmica aleatória provocada pelo movimento turbulento de catalisador fluidizado com velocidade de fluidização 0,977 m/s.

VI.7 – Determinação da Resposta da estrutura

A função DEP da resposta em termos de tensões na estrutura pode ser obtida através da seguinte equação linear:

$$S_R^\sigma(f) = |FRF(f)|_\sigma^2 \times S_F^{\text{Pres}}(f) \quad (\text{VI.9})$$

onde,

$S_R^\sigma(f)$ é densidade espectral de potência da resposta em termos de tensões na estrutura,

$S_F^{\text{Pres}}(f)$ é densidade espectral de potência da excitação dinâmica aleatória em termos de pressão atuando sobre as pernas dos ciclones provocada pelo movimento turbulento de catalisador fluidizado conforme mostrado na figura VI.32;

f é a frequência cíclica de excitação.

$|FRF(f)|_{\sigma}^2 = |FRF(f) \times FRF(i.f)|_{\sigma}$ é dada pelo módulo do produto da FRF e seu conjugado complexo

A FRF em termos de tensões numa dada seção ou conexão utilizada no presente trabalho foi realizada automaticamente utilizando-se como ferramenta computacional o programa ANSYS (2003a, 2003d), conforme IV.2.

VI.7.1 – Situação original: Modelo I

VI.7.1.1 - Ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio

A figura VI.33 mostra a resposta $S_R^{\sigma}(f)$ da variação de tensões de von Mises para a ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio Modelos I, obtida através da aplicação da equação (VI.9) aos espectros mostrados nos gráficos das figuras VI.29 e VI.32. Observa-se na figura VI.33 que a estrutura responde dentro de uma estreita faixa de frequência de 1,0 a 5,0 Hz.

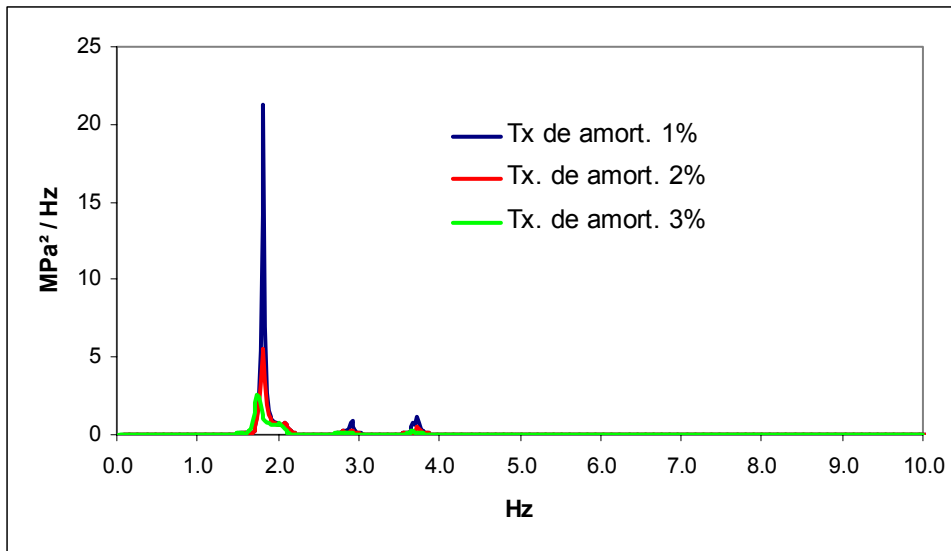


Figura VI.33 – Modelo I: Resposta em termos da variação de tensão de von Mises para a ligação do travejamento do nível D com a perna do ciclone de segundo estágio.

VI.7.1.2 – Transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio

A figura VI.34 mostra a DEP da resposta em termos da variação de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio (Modelo I), obtida através da aplicação da equação (VI.23) aos espectros mostrados nas figuras VI.30 e VI.32.

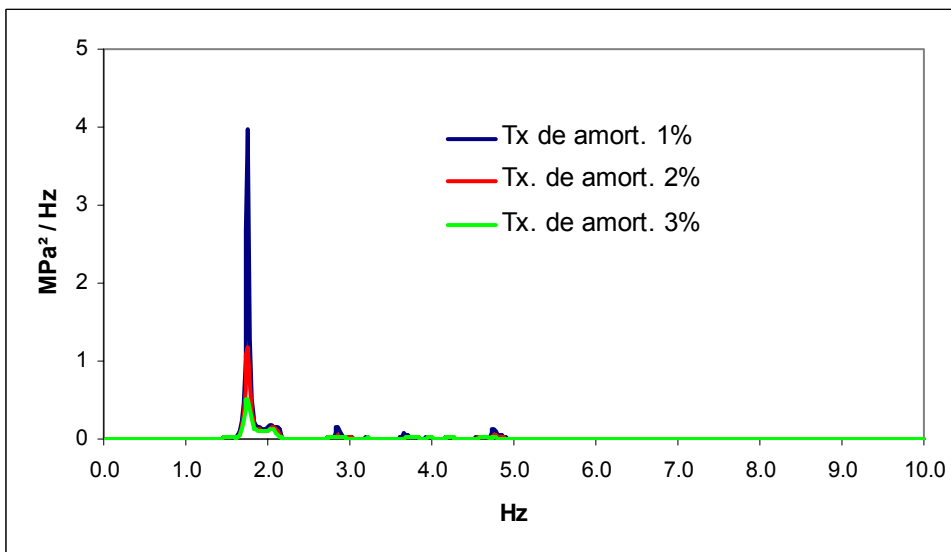


Figura VI.34 – Modelo I: Resposta em termos da variação de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio.

VI.7.2 – Situação após a queda dos travejamentos: Modelo II

A figura VI.35 mostra a DEP da resposta em termos da variação de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio (Modelos II), obtida através da aplicação da equação (VI.23) aos espectros mostrados nas figuras VI.31 e VI.32.

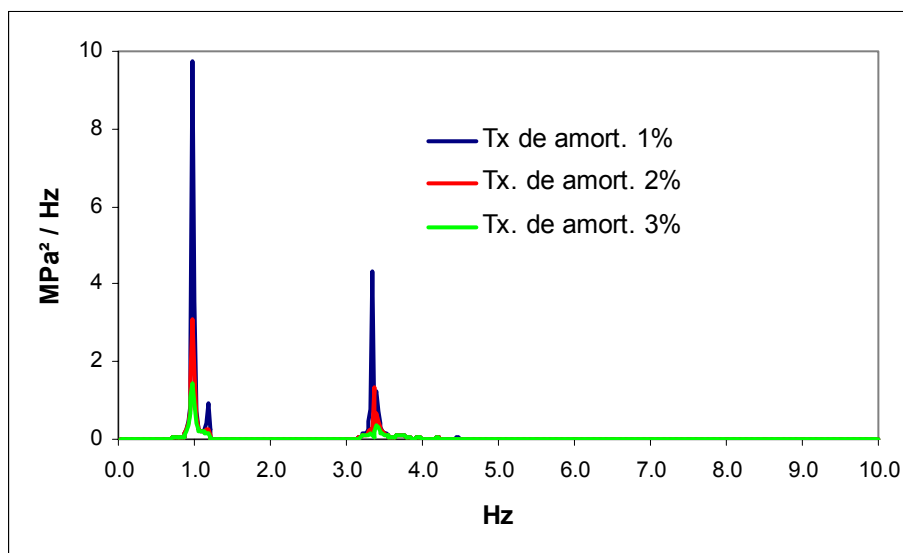


Figura VI.35 – Modelo II: Resposta em termos da variação de tensão de von Mises para a transição cônica da ligação da perna com e sem refratamento do ciclone de segundo estágio.

VI.8 – Análise de fadiga

A análise de fadiga foi baseada nas premissas listadas no item V.7.2. As curvas de fadiga (S-N) utilizadas foram corrigidas pela razão dos módulos de elasticidade nas temperaturas de operação e ambiente. Essas curvas são mostradas na figura VI.36.

As variações de tensões utilizadas nas análises de fadiga, mostradas nas figuras VI.33, VI.34 e VI.35, são tensões de von Mises calculadas em cada seção ou ponto crítico. Nas análises, as tensões calculadas foram multiplicadas por um fator de concentração de tensões (FCT) correspondente a geometria da junta analisada. Foram utilizados os fatores de concentração de tensões recomendados pela DNV-RP-C203 (2001), pois o ASME (2003a, 2003c) não possui valores recomendados para os fatores de concentração de tensões para as geometrias em questão.

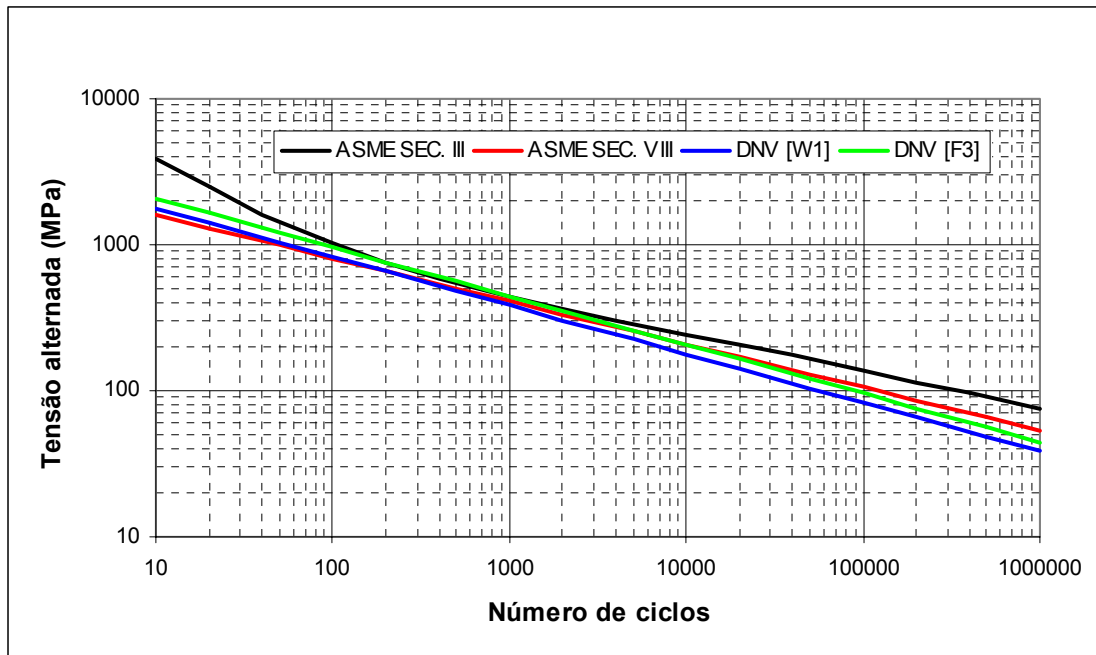


Figura VI.36 - Curvas de fadiga (S-N) corrigidas pela razão do módulo de elasticidade na temperatura de operação e temperatura ambiente.

VI.8.1 – Interação Fadiga-Fluência

A tensão de tração atuante média na região de transição cônica mostrada na figura VI.26 é determinada considerando os carregamentos de peso próprio (aço + refratário) e a carga de catalisador retido no interior da perna; o valor calculado desta tensão de tração é 1,26 MPa. Para a ligação do travejamento nível D com a perna do ciclone de segundo estágio, a tensão de tração resultante é menor que 0,1 MPa.

Entrando nas curvas de fluência do ASME (2003c) mostradas na figura III.10, para avaliar o efeito da interação fadiga-fluência, conclui-se que para a temperatura de operação de 760°C os componentes tracionados em aço inox da família 304 tem vida infinita para tensões menores que 10,0 MPa. Então, não ocorre a interação fadiga-fluência, e portanto, o procedimento descrito no item III.3 não necessita ser utilizado para esses pontos críticos selecionados para a análise de fadiga.

VI.8.2 – Resultados

A tabelas VI.3 e VI.4 apresentam para os Modelos I e II a comparação das estimativas de vida útil, utilizando o algoritmo para contagem de ciclos de tensão no domínio da frequência, para três diferentes curvas de fadiga (figura VI.36) e diferentes taxas de amortecimento da estrutura: $\epsilon = 1\%$, 2% e 3% .

Pode –se observar que a tensão atuante máxima para todas as análises realizadas ficou abaixo da tensão de escoamento (80,0 MPa) na temperatura de operação de 760 °C (ver tabela IV.I), indicando que não houve escoamento cíclico, sendo portanto adequado para a análise de fadiga a utilização do método S-N em vez do método ϵ -N.

Tabela VI.3 – Modelo I (Estrutura original – íntegra): Estimativa de vida à fadiga utilizando o algoritmo para contagem de ciclos de tensão no domínio da frequência.

Dados de entrada				Dados calculados					
Local	ϵ	Curva de fadiga S-N	FCT	Largura de banda	σ_{RMS} (MPa)	$\sigma_{m\acute{a}x.}$ (MPa)	DANO	VIDA	
								Meses	Anos
Nó 398 perna x trajeamento Nível D	1 %	ASME Sec. VIII	2,0	0,59	12,76	40,47	2,568e-7	59,2	4,94
		ASME Sec. III	2,0				2,825e-6	5,4	0,45
		DNV-RP-C203 [W1]	2,0				1,078e-5	1,4	0,12
	2 %	ASME Sec. VIII	2,0	0,60	9,30	29,53	6,675e-8	228,0	19,00
		ASME Sec. III	2,0				8,047e-7	18,9	1,58
		DNV-RP-C203 [W1]	2,0				2,797e-6	6,7	0,56
	3 %	ASME Sec. VIII	2,0	0,60	7,75	24,62	3,440e-8	442,5	36,87
		ASME Sec. III	2,0				4,332e-7	35,1	2,93
		DNV-RP-C203 [F3]	2,0				2,068e-6	7,4	0,61
Nó 226 Transição Cônica	1 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,58	6,5	20,8	2,405e-8	782,5	65,21
		ASME Sec. III	2,6				2,549e-7	59,7	4,98
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				8,296e-7	18,3	1,53
	2 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,59	4,8	15,4	6,678e-9	2279,4	189,95
		ASME Sec. III	2,6				9,417e-8	161,6	13,47
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				3,464e-7	43,9	3,66
	3 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,61	3,98	12,80	3,504e-9	4322,9	361,91
		ASME Sec. III	2,6				5,168e-8	294,5	24,54
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				2,048e-7	74,3	6,19

Tabela VI.4 – Modelo II (Estrutura após a queda dos travejamentos): Estimativa de vida à fadiga utilizando o algoritmo para contagem de ciclos de tensão no domínio da frequência.

Dados de entrada				Dados calculados					
Local	ϵ	Curva de fadiga S-N	FCT	Largura de banda	σ_{RMS} (MPa)	$\sigma_{m\acute{a}x.}$ (MPa)	DANO	VIDA	
								Meses	Anos
Nó 226 Transição Cônica	1 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,60	11,5	36,7	1,541e-7	98,8	8,23
		ASME Sec. III	2,6				1,760e-6	8,6	0,72
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				2,670e-6	5,7	0,48
	2 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,61	8,42	26,9	5,080e-8	299,6	24,96
		ASME Sec. III	2,6				6,252e-7	24,3	2,03
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				1,832e-6	8,3	0,69
	3 %	ASME Sec. VIII	2,6	0,61	6,78	21,72	2,228e-8	665,2	55,43
		ASME Sec. III	2,6				2,965e-7	51,3	4,28
		DNV-RP-C203 [F3]	2,6				9,470e-7	16,1	1,34

Pela tabela VI.3 observa-se que a utilização da curva do código ASME Sec VIII, com fator de concentração de tensões $FTC=2,0$ para a ligação do travejamento com a perna do ciclone secundário, para qualquer taxa de amortecimento considerada, gera resultados de vida muito acima do ocorrido no caso real (12 meses e meio). A utilização da curva do ASME Sec III apresenta resultado próximo ao ocorrido apenas com a taxa de amortecimento 1%, menor do que a esperada para esse componente de estrutura mista (aço + refratário cimentício ligado as chapas de aço por meio de tela metálica soldada).

É importante comentar que não é possível saber ao certo se a fratura e queda dos travejamentos na situação real ocorreu logo no primeiro mês de campanha ou no décimo segundo mês, juntamente com a ruptura e queda das pernas, pois o regenerador só foi aberto para inspeção com a sua parada em emergência, realizada após cerca de 12 meses e meio de operação. Então como hipótese de verificação, os valores de vida útil abaixo de 12 meses serão considerados como possíveis. O tempo que faltar para completar os 12 meses de vida será analisado como sobre-vida útil à fadiga da transição cônica, após a perda da rigidez a flexão da estrutura, conferida pelo sistema de travejamentos. A vida da transição cônica foi estimada considerando a parcela que foi consumida até o momento da falha dos travejamentos.

A tabela VI.5 mostra a estimativa de vida da transição cônica, onde:

V_{CTD} = vida estimada da ligação dos travejamentos com a perna do ciclone secundário – valores de vida extraídos da tabela VI.3 menores que 12 meses.

V_{CO1} : Vida estimada da ligação transição cônica no Modelo I – valores de vida extraídos da tabela VI.3.

V_{CO2} : Vida estimada da ligação transição cônica no Modelo II– valores de vida extraídos da tabela VI.4.

Vd: Fração de vida consumida da transição cônica antes da falha dos travejamentos.

Vdm: Vida consumida da transição cônica antes da falha dos travejamentos em meses.

Vida: Vida estimada da transição cônica conforme a equação (VI.10).

$$\text{Vida} = V_{CTD} - V_{dm} + V_{CO2} \quad (\text{VI.10})$$

Tabela VI.5 – Estimativa de vida útil à fadiga da transição cônica mostrada na figura VI.20.

Dados de entrada			Dados calculados					
Local	ϵ	Curva de fadiga S-N	MODELO I		MODELO II	Vd (V_{CTD}/V_{CO1})	Vdm (meses)	Vida (meses)
			V_{CTD} (meses)	V_{CO1} (meses)	V_{CO2} (meses)			
Nó 226 Transição Cônica	1 %	ASME Sec. VIII	---	---	---	---	---	
		ASME Sec. III	5,4	59,7	5,7	0,09	1,1	10,0
		DNV-RP-C203 [F3]	1,4	18,3	3,3	0,08	0,9	3,8
	2 %	ASME Sec. VIII	---	---	---	---	---	
		ASME Sec. III	---	---	---	---	---	
		DNV-RP-C203 [F3]	6,7	43,9	8,3	0,15	1,8	13,2
	3 %	ASME Sec. VIII	---	---	---	---	---	
		ASME Sec. III	---	---	---	---	---	
		DNV-RP-C203 [F3]	7,4	74,3	16,1	0,10	1,2	22,2

Pode-se observar na tabela VI.5 a boa aproximação do valor de vida estimada com a taxa de amortecimento 2% e com o uso das curvas S-N da DNV-RP-C203 (2001) em relação ao tempo de falha de 12 meses e meio.

VI.9 – Comentários adicionais

Para aumentar a rigidez da estrutura e suas frequências naturais de modo a colocar a unidade novamente em operação no menor tempo possível e com o mínimo de modificações introduzidas, adotou-se uma nova e mais robusta concepção para os travejamentos nos níveis C e D. Isto é mostrado na figura VI.37 onde pode se observar que foram aproveitadas as chapas anulares soldadas dos antigos travejamentos. Outra medida tomada para atenuar o problema dinâmico foi diminuir as superfícies de arrasto das válvulas através de rasgos em sua carenagem, conforme mostrado na figura VI.38.



Figura VI.37 – Novo tipo de travejamento adotado nos níveis C e D.



Figura VI.38 – Aberturas na carenagem das válvulas das pernas dos ciclones para diminuir a superfície de arrasto.

VI.10 – Força de reação horizontal dinâmica imposta pelos ciclones no regenerador

As vibrações induzidas nos ciclones pela ação fluido-dinâmica do leito fluidizado de catalisador sobre os trechos submersos das pernas desses ciclones, se constituem numa importante fonte de excitação dos regeneradores das unidades de FCC. Esta excitação se dá com as forças dinâmicas de reação dos suportes dos ciclones fixados ao corpo do regenerador.

A determinação dos valores máximos dessas forças é feita a partir da resposta dinâmica da estrutura em termos das forças de reação em seus pontos de suporte.

No domínio da frequência, essa estimativa é feita por meio do produto (vide equação VI.9) da FRF complexa (isto é, o produto da função pelo seu conjugado complexo) pela Densidade Espectral de Potência (DEP) da pressão de excitação aleatória produzida pelo leito turbulento de catalisador fluidizado (velocidade de fluidização de 0,997m/s), mostrada na figura VI.32.

A figura VI.39 mostra a FRF da resultante das forças de reação horizontal nos suportes dos ciclones fixados no tampo superior do regenerador, obtido apenas para o Modelo I, com taxa de amortecimento de 2%.

A FRF da resultante das forças de reação horizontal nos suportes dos ciclones fixados no tampo superior do regenerador tem o dimensional de unidade de força (N) dividido por unidade do carregamento aplicado (pressão unitária igual a 1,0 N/m²), sendo assim, tem-se o dimensional da FRF: N / (N/m²).

A FRF em termos de força nos pontos de suporte utilizada no presente trabalho foi obtida automaticamente utilizando-se como ferramenta computacional o programa ANSYS (2003a, 2003d), conforme IV.2.

A figura VI.40 mostra a DEP da resposta da estrutura em termos da resultante das forças de reação horizontal dos suportes da estrutura de ciclones fixados no tampo superior do regenerador. Esta resposta foi obtida com equação (VI.9), na qual a FRF complexa em termos de tensões é substituída pela FRF complexa em termos de forças (figura VI.39 e a DEP da pressão de excitação aleatória é aquela da figura VI.32).

Observa-se na figura VI.40 que a estrutura responde dentro de uma estreita faixa de frequência de 1,0 a 5,0 Hz.

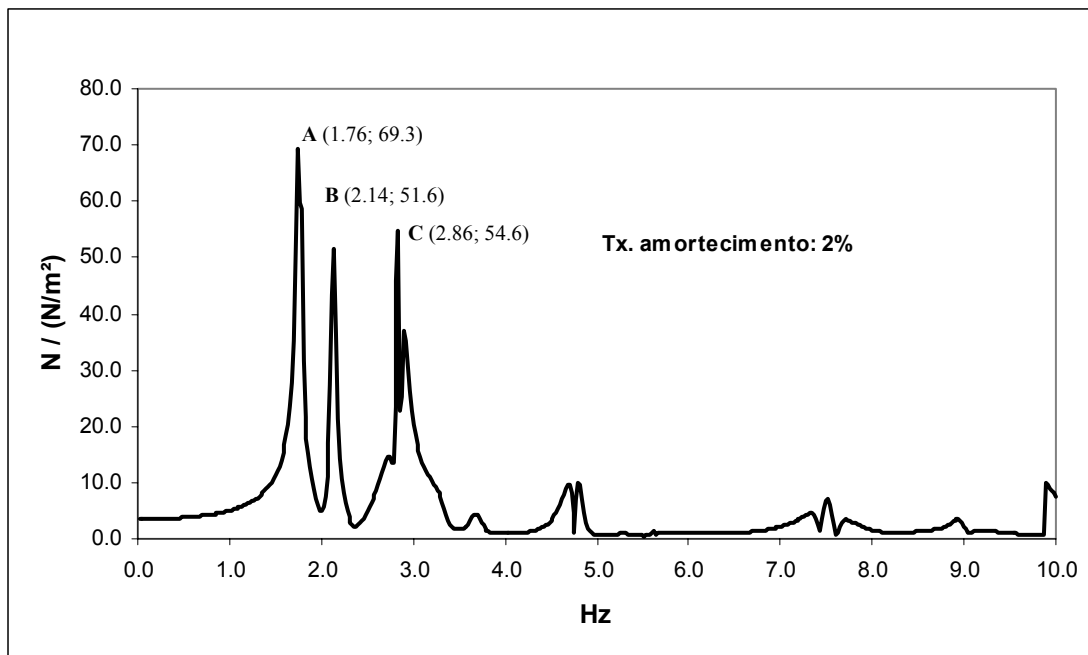


Figura VI.39 – Modelo I: FRF em termos da resultante das forças de reação horizontal dos suportes da estrutura de ciclones em seus pontos de fixação no tempo superior do regenerador.

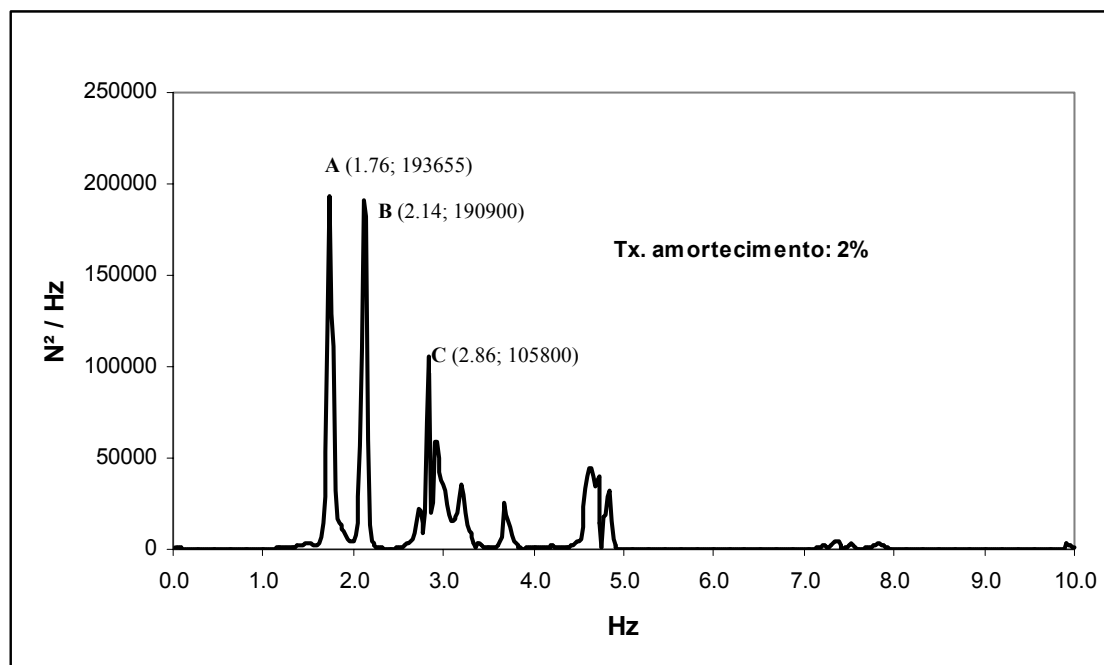


Figura VI.40 – Modelo I: Resposta em termos da resultante das forças de reação horizontal dos suportes da estrutura de ciclones em seus pontos no tempo superior do regenerador.

A resultante horizontal das forças dinâmicas de reação no tampo superior do regenerador pode então ser obtida no domínio do tempo utilizando-se a transformada inversa de Fourier da resposta em frequência (figura VI.40), obtendo-se a figura VI.41, que é uma sobreposição de harmônicos (sinal composto), tais como aqueles indicados pelos pontos A, B e C da figura VI.40.

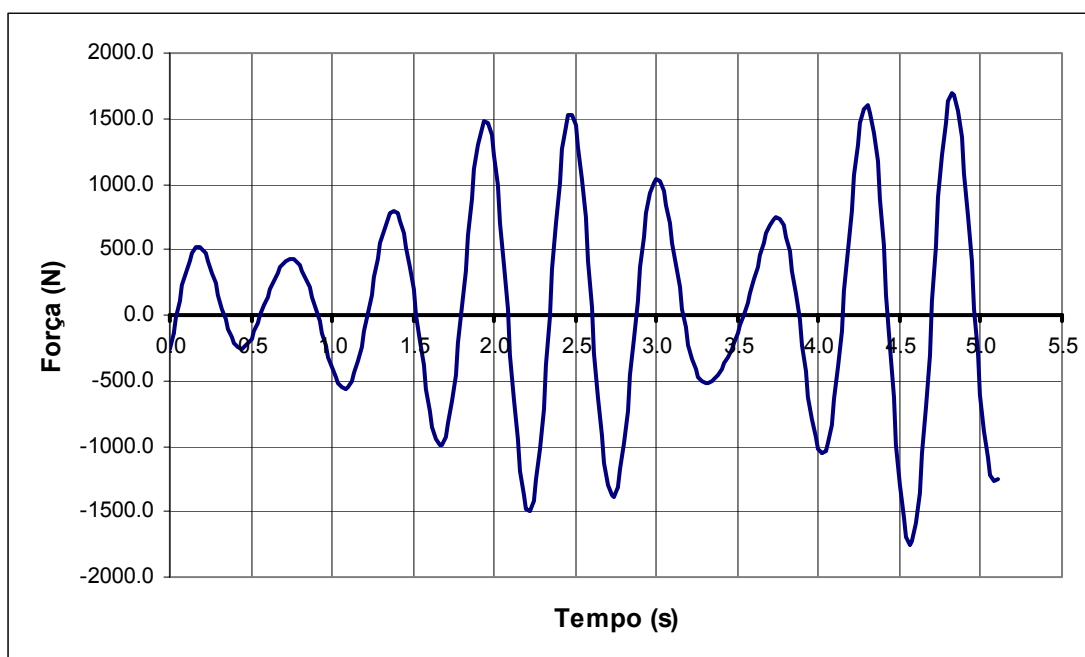


Figura VI.41 – Modelo I: Resposta no domínio do tempo das forças de reação horizontal dos suportes da estrutura de ciclones em seus pontos no tampo superior do regenerador (obtida pela transformada de domínios).

Uma análise estrutural dinâmica no domínio do tempo pode ser feita utilizando-se o carregamento de pressão medida experimentalmente mostrado na figura III.2. O tempo total desse registro equivale a 15% do tempo total de medição ($T_s = 40$ s), e com este obtém a resposta mostrada na figura VI.42.

Observa-se na figura VI.41 que a amplitude máxima da força resultante horizontal atuando no tampo superior do regenerador por par de ciclones é aproximadamente com 1700 N, enquanto que para figura VI.42 a força máxima é de 1500 N. Observa-se também, que o sinal mostrado na figura VI.42 apresenta mais componentes harmônicas que aquele mostrado na figura VI.41. Um dos motivos pode

ser o método utilizado para a resolução da equação diferencial de movimento da estrutura. Na transformada de domínios (figura VI.41) foi utilizado o método da superposição modal, enquanto que na análise transiente (figura VI.42) foi o método de Newmark (integração direta).

Apesar da magnitude da força resultante por par de ciclones ser relativamente pequena ($\approx 1,5$ kN), porém em operação contínua pode se constituir numa força considerável de excitação do conjunto conversor.

Como a força no domínio do tempo contém um maior conteúdo em frequência (ie maior número de modos de vibração envolvidos), o valor rms da força resulta num valor maior que a obtida pela transformada de domínios.

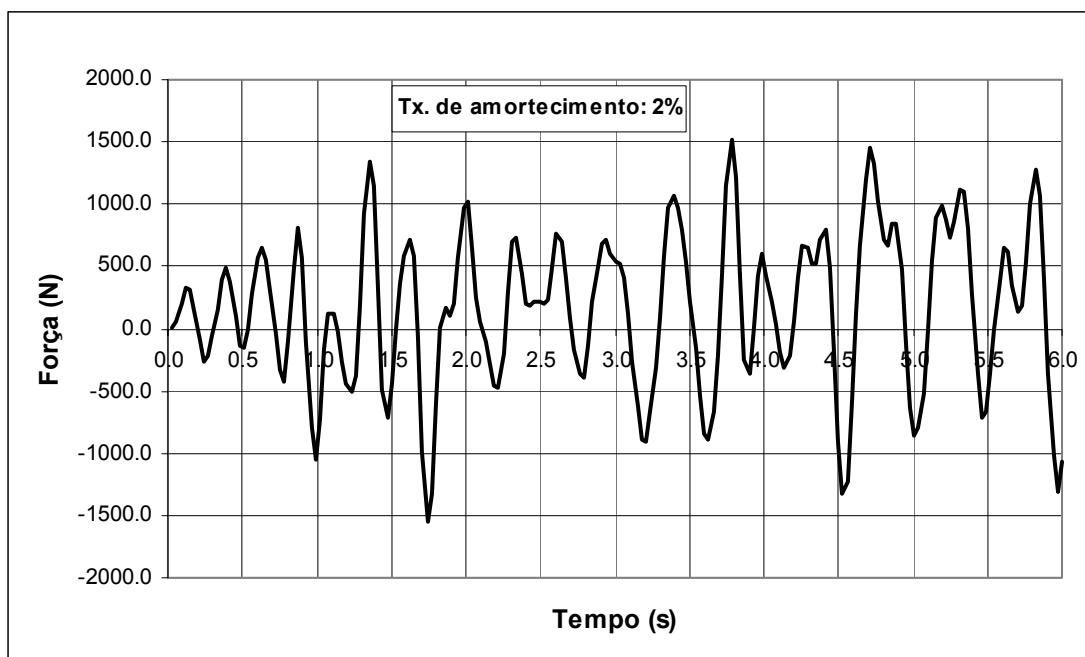


Figura VI.42 – Modelo I: Resposta no domínio do tempo das forças de reação horizontal da estrutura de ciclones em seus pontos de suporte no tempo superior do regenerador.

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

VII.1 – Conclusões

No presente trabalho várias técnicas e métodos são combinados para a modelagem analítica-numérica-computacional do sistema mecânico-estrutural de ciclones de regenerador sujeitos a carregamento fluido-dinâmico aleatório. Com esse modelo foi analisado o comportamento estrutural para ações variadas estáticas e dinâmicas, e com as respostas obtidas buscou-se atingir o objetivo de estimar a vida útil à fadiga das juntas soldadas da estrutura.

Dentre os métodos e técnicas envolvidas pode-se citar: análise estrutural estática e dinâmica (nos domínio do tempo e da frequência) via método elementos finitos, análise de fluência, análise térmica, técnicas para estimativa de danos por fadiga produzida por processos aleatórios, e resultados de medições experimentais, além de recomendações de normas de projeto da indústria nuclear e também de vasos de pressão e de juntas tubulares típicas de estruturas *offshore* da indústria do petróleo.

Apesar da complexidade do fenômeno fluido-dinâmico (com fluido em movimento aleatório muito turbulento) foi possível criar um modelo de análise de menor complexidade resultante da combinação dos vários métodos e técnicas citadas.

Os parâmetros retirados de medições experimentais, inclusive da área de fluidização de sistemas particulados, foram utilizados para gerar o campo de pressões atuantes nos trechos da estrutura imersos em fluido catalítico em movimento turbulento.

O complexo modelo de análise em três dimensões foi empregado neste trabalho em conjunto com o método de elementos finitos implementado em programas comerciais instalados em modernos microcomputadores. A potencialidade da utilização dos mesmos na análise dinâmica se mostrou evidente.

O modelo de análise mostrou-se válido, já que os resultados numéricos obtidos se aproximam dos dados registrados em inspeções realizadas em sistema de ciclones existentes e, também, em dados disponíveis nos relatórios específicos.

A força dinâmica horizontal devido à ação fluido-dinâmica da movimentação do leito fluidizado de catalisador nos trechos de pernas dos ciclones submersos confirmam o relato anterior de GILBERT (1979). Esta força induzida pelo leito nos ciclones é uma importante fonte de excitação nos regeneradores de FCC.

O procedimento utilizado no presente trabalho poderá servir como metodologia para projetos e verificações futuras, bem como para tomadas de decisões mais bem fundamentadas do que as que foram tomadas na ocasião das falhas ocorridas na RLAM.

VII.2 – Sugestões

Os ciclones apesar de serem componentes internos de vasos de pressão não devem ser considerados como componentes secundários ou auxiliares dos mesmos, pois são de fundamental importância para o bom funcionamento (seguro e rentável) das unidades de FCC. Portanto, é recomendável que sejam projetados, fabricados, soldados e montados com travejamentos soldados com os mesmos cuidados requeridos pelas normas de projeto de vasos de pressão. Detalhes geométricos de juntas soldadas devem ser mais elaborados em pontos e seções críticas da estrutura dos ciclones e seus componentes, de maneira a evitar, ou reduzir, o fator de concentração de tensões nesses detalhes soldados.

Em se tratando de estrutura metálica interna de vaso de pressão deve-se observar que não existe uma norma específica para o tratamento da fadiga. Neste trabalho pode-se observar que a melhor estimativa de vida útil à fadiga se deu para uma taxa de amortecimento da estrutura mista igual a 2%, e com o uso das curvas S-N para juntas tubulares soldadas recomendadas para o projeto de estruturas offshore, combinando fatores de concentração de tensões indicados em literatura diversas, ou estimados via modelos de elementos finitos.

Como sugestões para desenvolvimentos futuros:

- Medições experimentais das flutuações de pressão em leitos fluidizados de catalisador em regeneradores de unidades de FCC, preferencialmente em operação real em uma refinaria ou então em unidades de escala reduzida em acrílico.

- Medições experimentais para determinação da taxa de amortecimento e rigidez das estruturas mistas (aço + refratário) encontradas nos ciclones;
- O estudo de redução e controle de vibração através de um sistema passivo de atenuação de vibrações acoplado às pernas dos ciclones;
- Análises complementares para determinação de fatores de concentração de tensão em detalhes estruturais típicos de ligações de travejamentos horizontais, através de medições experimentais.

REFERÊNCIAS

- ALZHRANI, A.A., Wali, M.M.N., 1996, “A study of pressure drop fluctuations in a gas-solid fluidized bed”, *Powder technology*, v. 76 (Mar), pp. 185-189.
- ANSYS, 2003a, *Basic Analysis Procedures Guide*, Release 7.1, Canonsburg, ANSYS Inc.
- ANSYS, 2003b, *Commands Reference*, Release 7.1, Canonsburg, ANSYS Inc.
- ANSYS, 2003c, *Elements Reference*, Release 7.1, Canonsburg, ANSYS Inc.
- ANSYS, 2003d, *Theory Reference*, Release 7.1, Canonsburg, ANSYS Inc.
- API, 1996, *Standard 530 – Calculation of Heater – Tube Thickness in Petroleum Refineries*, Washington, American Petroleum Institute.
- ASME, 2001a, *Boiler and Pressure Vessel Code - Section VIII - Division 1*, New York, The American Society of Mechanical Engineers.
- ASME, 2001b, *Boiler and Pressure Vessel Code - Section VIII - Division 2*, New York, The American Society of Mechanical Engineers.
- ASME, 2001c, *Boiler and Pressure Vessel Code - Section III - Division 1*, New York, The American Society of Mechanical Engineers.
- BATTISTA, R.C., 1995, Notas de aula da disciplina de M.SC., *Dinâmica Estrutural*, COPPE-UFRJ.
- BATTISTA, R.C., CARVALHO, E. M. L., 1999, Notas de aula da disciplina de D.SC., *Análise de Fadiga em Estruturas Metálicas Soldadas*, COPPE-UFRJ.
- BOYLE, J.T. e SPENCE, J., 1983, *Stress Analysis for Creep*, 1ª ed., London, Butterworth.
- BRANCO, C.M., FERNANDES, A.A., CASTRO, P.M.S.T., 1986, *Fadiga de Estruturas Soldadas*, 1 ed., Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.
- BRANCO, C.M., 1998, *Mecânica dos Materiais*. 3ª Edição. Lisboa, Fundação Calouste Gulbenkian.

- CARDEN, A.E., McEVILY, A.J., WELLS, C.H., 1972, *Fatigue at Elevated Temperature*, Philadelphia, ASTM.
- CARVALHO, E.M.L., PINHO, A.L.S., BATTISTA, R.C., 2004, “Estimativa de vida útil à fadiga de *risers* rígidos com a utilização de sistemas passivos de controle de vibração”, In: *XXXI Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural*, Mendoza, Mai., 1 CD-ROM.
- CHAKRABARTI, S.K., 1987, *Hydrodynamics of offshore structures*, Southampton, UK, Computational Mechanics Publication.
- CLOUGH, R.W., PENZIEN, J., 1993, *Dinamics of Structures*, 2^a ed., Sigapore, McGraw-Hill Book.
- DNV-RP-C203, 2001, *Det Norske Veritas-Rcommended Practice*, Fatigue Strength Analysis of Offshore Steel Structures.
- FAN, L.T., HO, T.C., HIRAOKA, S. *et al.*, 1981, ”Pressure fluctuation in a fluidized bed”, *AIChE Journal*, v. 27, n. 3 (May), pp. 388-396.
- FINNIE, I. e HELLER, W.R, 1959, *Creep of Enginnering Materials.*, Ia ed., New York, McGraw-Hill.
- FOX, R.W., McDONALD, A.T., 1988, *Introduction to Fluid Mechanics*, 5^a ed., New York, John Wiley & Sons.
- FUSCO, J.M, EINSFELDT, M., PATRICIO JR, N. *et al.*, 2000, “PAC^{RC} – Um marco no processo de craqueamento catalítico”. In: *IV Encontro Sul-americano de craqueamento catalítico*, pp. 91-99, Manaus, Ago.
- GELDART, D., 1989, ”The effect of the physical properties of the catalyst in FCC unit”, In: *Engelhard Petroleum Catalyst & Processes Seminar*, (Sep.), Brugge, Bélgica.
- GILBERT, N., 1979, “Ultra Orthoflow converter shaking force resulting from fluidized bed dynamics”. In: *Transferência de tecnologia na área de FCC adquirida pela Engenharia Básica do Cenpes/Petrobras junto a M.W.Kellogg*, Memorandum, pp. 24-28, arquivado no Cenpes, Rio de janeiro, Brasil.

- GRIMES, R.G., LEWIS, J.G., AND SIMON, H.D., 1994, "A Shifted Block Lanczos Algorithm for Solving Sparse Symmetric Generalized Eigenproblems", *SIAM Journal Matrix Analysis Applications*, Vol. 15 (1), pp. 228-272.
- HALFORD, G.R., 1991, "Evolution of Creep-Fatigue Life Prediction Models", In: *Creep-Fatigue Interaction at High Temperature*, AD-Vol. 21, The American Society of Mechanical Engineers, pp. 43-57.
- JASKE, C.E e KOCH, G.H., 1993, "Failure and Damage Mechanisms - Embrittlement, Corrosion, Fatigue and Creep". In: *Technology for the '90s - A Decade of Progress*, ASME, pp. 8-39.
- KRAUS, H., 1980, *Creep Analysis.*, 1^a ed., New York, John Wiley & Sons.
- LAGNEBORG, R., 1978, "Creep Deformation Mechanisms". In: *Proceedings of the Seminar on Creep of Engineering Materials and Structures*, pp. 7-34, Italy, Nov.
- LEMAITRE, J.,
- LIRAG, R.C., LITTIMAN, H., 1971, "Statistical study of pressure fluctuation in a fluidized bed", *AIChE Symposium series*, v. 67, n. 116, pp. 11-22.
- MEDEIROS, J., PATRICIO JUNIOR, N., FREIRE, P.S., 2002, "Análise dinâmica de ciclones de regenerador de UFCC", In: *VIII ENCAT - Encontro de Caldeiraria e Tubulações da Petrobras*, Rio de Janeiro, Brasil.
- MEIROVITCH, L., 1986, *Elements of Vibration Analysis*, 2 ed., Singapore, McGraw-Hill Book.
- MORISON, J.R, JONHSON, J.W, O'BRIEN, M.P., *at al.*, 1950., *The Force Exerted by Surface and Waves on Piles*, Petrol. Trans. AIME.
- MINER, M. A., 1945, "Cumulative Damage in Fatigue", *Journal of Applied Mechanics*, n° 12, pp. A-159-A164.
- MANSON, S.S., HALFORD, G.R., SPERA, D.A., 1971, "The Role of Creep in High Temperature Low Cycle Fatigue". In: *Advances in Creep Design, The A. E. Johnson Memorial Volume*, Applied Science Publishers, London, pp. 229-249.

- MANSON, S.S., 1982, "A Critical Review of Predictive Methods for Treatment of Time-Dependent Metal Fatigue at High Temperatures". In: *Pressure Vessels and Piping Design Technology - 1982. A Decade of Progress*, The American Society of Mechanical Engineers, pp. 203-225.
- NEOGI, D., FAN, L.T., YUTANI, N. *et al.*, 1988, "Effect of Superficial Velocity on Pressure Fluctuations in a Gas- Solid Fluidized Bed: A Stochastic Analysis", *Powder Technology*, v. 4, n. 2 (Feb), pp.13-34.
- NEWLAND, D.E., 1984, *An Introduction to Random Vibrations and Spectral Analysis*, 2^a edition, Longman.
- PALMGREN, A., 1924, "Die Lebensdauer von Kugellagern", *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure* n° 68, pp. 339-341.
- SARPKAIA, T., ISAACSON, M., 1981, *Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures*, Van Nostrand Reinhold Company.
- SPERA, D.A., 1976, "What is Thermal Fatigue?". In: *Thermal Fatigue of Materials and Components*, ASTM STP 612, American Society for Testing and Materials, pp. 39.
- TELLES, P.C.S., 1985, *Materiais para Equipamentos de Processo*, 3^a ed, Rio de Janeiro, RJ, Interciência.
- VILHENA, C.J.C., 1998, *Análise elastoplástica e de fluência de componentes de tubulação submetidos a carregamento térmico cíclico através de diagrama de interação*, Tese de M.Sc., COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- WILSON, J.W., 1997, *Fluid catalytic cracking technology and operation*, 1^a ed., Oklahoma, PennWell.
- ZENZ, F.A., OTHMER D.F., 1960, *Fluidization and Fluid-Particles Systems*, 1^a ed., New York, Reinhold Publishing Corporation.
- WHIRCHING, P. H., SHEHATA, A. M., 1977, "Fatigue under wide random stress using the Rainflow method", *Journal of Engineering Materials and Technology*, July, pp. 205-211.

ANEXO A

CÁLCULO DAS PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS MISTAS

Neste anexo são apresentados os cálculos das propriedades geométricas das seções transversais mistas, determinando a contribuição do revestimento de material refratário na rigidez das seções mistas tubulares.

A malha hexagonal é amplamente utilizada nas unidades de FCC como ancoragem do refratário antierosivo de alta resistência à abrasão para evitar que o material refratário perca aderência ao cilindro de aço, pois, durante a operação em temperatura elevada, devido à diferença existente entre os seus coeficientes de dilatação térmica o que poderia causar fraturas e a queda do material refratário.

A malha hexagonal é formada de barras chatas finas (espessura: 2 mm e altura: 25 mm), de aço inox 304, conformadas em forma de trapézios, de modo que ao serem encaixadas umas ao lado das outras elas formam painéis planos de hexágonos regulares, com 25mm de altura e 50 mm por lado. Os painéis planos são calandrados para se obter a mesma curvatura que os raios internos dos cilindros de aço onde elas vão ser fixadas. A calandragem é feita na direção que o painel de malha apresenta a sua maior rigidez para evitar que as tiras se desencaixem. Após a operação de calandragem o cilindro em malha fica então com baixíssima rigidez da direção longitudinal. A fixação do cilindro de malha internamente ao cilindro de aço é realizada por uma solda de um lado do hexágono a cada seis hexágonos. Portanto, a contribuição da malha na rigidez da seção mista foi desprezada, considerando que internamente aos cilindros de aço somente se tem o material refratário.

Dados:

Ea: Módulo de elasticidade do aço inox 304/304H na temperatura de operação [N/m²]

Er: Módulo de elasticidade do refratário antierosivo na temperatura de operação [N/m²]

Ta: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica em aço [m]

Trf: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica de material refratário [m]

Dea: Diâmetro externo do cilindro ou transição cônica em aço [m]

Roteiro de cálculos das propriedades

- Fator de homogeneização da seção mista (fh)

$$fh = E_a / E_r \quad (A.1)$$

- Diâmetro interno do cilindro ou transição cônica em aço (Dia)

$$Dia = Dea - 2.Ta \text{ [m]} \quad (A.2)$$

- Diâmetro interno do cilindro ou transição de material refratário(Dir)

$$Dir = Dia - 2.Trf \text{ [m]} \quad (A.3)$$

- Diâmetro interno médio do cilindro ou transição cônica em aço (Dma)

$$Dma = Dea - Ta \text{ [m]} \quad (A.4)$$

- Diâmetro interno médio do cilindro ou transição de material refratário(Dmr)

$$Dmr = Dia - Trf \text{ [m]} \quad (A.5)$$

- Área da seção transversal do cilindro de aço (Aac)

$$Aac = \pi.Dma.Ta \text{ [m}^2\text{]} \quad (A.6)$$

- Área da seção transversal do cilindro de material refratado (Are)

$$Are = \pi.Dmr.Trf \text{ [m}^2\text{]} \quad (A.7)$$

- Distância da linha média do refratário ao seu CG (RLMR)

$$RLMR = (Der + Dir) / 4 \text{ [m]} \quad (A.8)$$

- Distância da linha média do aço ao seu CG (RLMA)

$$RLMA = (Dea + Dia) / 4 \text{ [m]} \quad (A.9)$$

- Distância entre as linhas médias do aço e do refratário (alm)

$$alm = RLMA - RLMR \text{ [m]} \quad (A.10)$$

- Area mista (Amista)

$$Amista = (Are / fh) + Aac \text{ [m}^2\text{]} \quad (A.11)$$

- Distância entre a RLMA e a linha média da seção mista (aaço)

$$aaço = (Are/fh) \cdot alm / Amista \text{ [m]} \quad (A.12)$$

- Distância entre a RLMR e a linha média da seção mista (aref)

$$aref = (Aac \cdot alm) / Amista \text{ [m]} \quad (A.13)$$

- Momento de inércia da seção transversal do cilindro de aço (Iaço)

$$Iaço = \pi/64 \cdot (Dea^4 - Dia^4) \text{ [m}^4\text{]} \quad (A.14)$$

- Momento de inércia da seção transversal do cilindro de material refratário (Iref)

$$Iref = \pi/64 \cdot (Der^4 - Dir^4) \text{ [m}^4\text{]} \quad (A.15)$$

- Momento de inércia da seção transversal mista (Imista)

$$Imista = Iaço + Aac \cdot aaço^2 + (Iref + Are \cdot aref^2) / n \quad (A.16)$$

- Rigidez da seção mista sem ligação entre as partes (Dslig)

$$Dslig = Eaçõ \cdot Iaço + Eref \cdot Iref \text{ [N/m}^2\text{]} \quad (A.17)$$

- Rigidez da seção mista com ligação entre as partes (Dclig)

$$D_{clig} = E_{aço} \cdot I_{mista} \quad [N/m^2] \quad (A.18)$$

- Rigidez da seção transversal do cilindro de aço isoladamente (Daço)

$$D_{aço} = E_{aço} \cdot I_{aço} \quad [N/m^2] \quad (A.19)$$

- Rigidez da seção transversal do cilindro de material refratário isoladamente (Dref)

$$D_{ref} = E_{ref} \cdot I_{ref} \quad [N/m^2] \quad (A.20)$$

- Relação entre as rigidezes com e sem ligação entre as partes (Rcslig)

$$R_{cslig} = D_{slig} / D_{clig} \quad [\%] \quad (A.21)$$

- Relação entre as rigidezes da seção transversal do cilindro de aço e com a rigidez da seção mista com ligação entre as partes (Raçoclig)

$$R_{açoclig} = D_{aço} / D_{clig} \quad (A.22)$$

- Relação entre as rigidezes da seção transversal do cilindro de material refratário e com a rigidez da seção mista com ligação entre as partes (Rrefclig)

$$R_{refclig} = D_{ref} / D_{clig} \quad (A.23)$$

Tabela A.1 – Propriedades geométricas das seções transversais mistas para o ciclone primário

Dia = [m] Diâmetro interno do cilindro de aço
 Ta= [m] Espessura do cilindro de aço
 Trf= [m] Espessura do cilindro de material refratário
 Aac= [m²] Área da seção transversal do cilindro de aço
 Are=pi*Dma.Ta [m²] Área da seção transversal do de material refratário
 Dma= [m] Diâmetro médio do cilindro de aço
 Dmr= [m] Diâmetro médio do cilindro de material refratário

	Perna refratada	Cone inferior		Barril inferior	Cone superior		Barril superior	Voluta	Duto de saída
Ta [m]	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095
Tr [m]	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250
Dea [m]	0.6600	0.6600	0.9240	0.9240	0.9240	1.4890	1.4890	1.8190	0.8190
Dia = Dea-2*Ta [m]	0.6410	0.6410	0.9050	0.9050	0.9050	1.4700	1.4700	1.8000	0.8000
Der = Dia [m]	0.6410	0.6410	0.9050	0.9050	0.9050	1.4700	1.4700	1.8000	0.8000
Dir = Der-2*Trf [m]	0.591	0.591	0.855	0.855	0.855	1.42	1.42	1.75	0.75
Dma = Dea-Ta [m]	0.6505	0.6505	0.9145	0.9145	0.9145	1.4795	1.4795	1.8095	0.8095
Dmr = Der-Trf [m]	0.616	0.616	0.88	0.88	0.88	1.445	1.445	1.775	0.775
Aac = pi*Dma*Ta [m²]	0.019414257	0.019414257	0.027293372	0.027293372	0.027293372	0.04415587	0.04415587	0.054004763	0.024159633
Are = pi*Dmr*Trf [m²]	0.048380527	0.048380527	0.069115038	0.069115038	0.069115038	0.113490035	0.113490035	0.139408174	0.060868358
RLMR = (Der+Dir)/4 [m]	0.308	0.308	0.44	0.44	0.44	0.7225	0.7225	0.8875	0.3875
RLMA = (Dea+Dia)/4 [m]	0.32525	0.32525	0.45725	0.45725	0.45725	0.73975	0.73975	0.90475	0.40475
alm = RLMA-RLMR [m]	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725
Amista = (Are/fh) + Aac [m²]	0.025	0.025	0.036	0.036	0.036	0.058	0.058	0.071	0.031
aaço = (Are/fh)*alm / Amista [m]	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004
aref = Aac*alm / Amista [m]	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013
laço = (pi/64)*(Dea**4 - Dia**4) [m4]	0.001027112	0.001027112	0.002853524	0.002853524	0.002853524	0.012082208	0.012082208	0.022104018	0.001979219
lref = (pi/64)*(Der**4 - Dir**4) [m4]	0.002	0.002	0.007	0.007	0.007	0.030	0.030	0.055	0.005
lmista=laço+Aac*aaço**2+(lref+Are*aref**2)/n [m4]	0.0013	0.0013	0.0037	0.0037	0.0037	0.0156	0.0156	0.0286	0.0025
Dslig = Eaçõ*laço + Eref*lref [N.m²]	1.76683E+08	1.76683E+08	4.95863E+08	4.95863E+08	4.95863E+08	2.12020E+09	2.12020E+09	3.89024E+09	3.42811E+08
Dclig = Eaçõ*lmista [N.m²]	1.76863E+08	1.76863E+08	4.96118E+08	4.96118E+08	4.96118E+08	2.12062E+09	2.12062E+09	3.89076E+09	3.43036E+08
Daço = Eaçõ*laço [N.m²]	1.39585E+08	1.39585E+08	3.87794E+08	3.87794E+08	3.87794E+08	1.64197E+09	1.64197E+09	3.00394E+09	2.68976E+08
Dref = Eref*lref [N.m²]	3.70988E+07	3.70988E+07	1.08069E+08	1.08069E+08	1.08069E+08	4.78230E+08	4.78230E+08	8.86308E+08	7.38346E+07
Rcslig = Dslig / Dclig [%]	99.899	99.899	99.949	99.949	99.949	99.980	99.980	99.987	99.934
Raçoclíg = Daço / Dclig [%]	78.92	78.92	78.17	78.17	78.17	77.43	77.43	77.21	78.41
Rrefclíg = Dref / Dclig	20.98	20.98	21.78	21.78	21.78	22.55	22.55	22.78	21.52
E_combinado_cilindro = Dclig / laço [N/m²]	1.72E+11	1.72E+11	1.74E+11	1.74E+11	1.74E+11	1.76E+11	1.76E+11	1.76E+11	1.73E+11
E_combinado_trans-cônica = Média [N/m²]		1.73E+11			1.75E+11				

Ea= **1.36E+11** [N/m²] Módulo de Elasticidade do aço na temperatura de operação
 Er= **1.61E+10** [N/m²] Módulo de Elasticidade do material refratário na temperatura de operação
 fh=Ea/Er= **8.42** Fator de homogenização da seção mista

Tabela A.2 – Propriedades geométricas das seções transversais mistas para o ciclone de segundo estágio

Dia = [m] Diâmetro interno do cilindro de aço
 Ta= [m] Espessura do cilindro de aço
 Trf= [m] Espessura do cilindro de material refratário
 Aac= [m²] Área da seção transversal do cilindro de aço
 Are=pi*Dma.Ta [m²] Área da seção transversal do de material refratário
 Dma= [m] Diâmetro médio do cilindro de aço
 Dmr= [m] Diâmetro médio do cilindro de material refratário

	Perna refratada	Cone inferior		Barril inferior	Cone superior		Barril superior	Voluta	Duto de saída
Ta [m]	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095	0.0095
Trf [m]	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250	0.0250
Dea [m]	0.274	0.274	0.324	0.969	0.969	1.569	1.569	1.649	0.574
Dia = Dea-2*Ta [m]	0.2550	0.2550	0.3050	0.9500	0.9500	1.5500	1.5500	1.6300	0.5550
Der = Dia [m]	0.2550	0.2550	0.3050	0.9500	0.9500	1.5500	1.5500	1.6300	0.5550
Dir = Der-2*Trf [m]	0.205	0.205	0.255	0.9	0.9	1.5	1.5	1.58	0.505
Dma = Dea-Ta [m]	0.2645	0.2645	0.3145	0.9595	0.9595	1.5595	1.5595	1.6395	0.5645
Dmr = Der-Trf [m]	0.23	0.23	0.28	0.925	0.925	1.525	1.525	1.605	0.53
Aac = pi*Dma*Ta [m²]	0.007894037	0.007894037	0.009386293	0.028636402	0.028636402	0.046543481	0.046543481	0.048931091	0.016847576
Are = pi*Dmr*Trf [m²]	0.018064158	0.018064158	0.021991149	0.07264933	0.07264933	0.11977322	0.11977322	0.126056405	0.041626103
RLMR = (Der+Dir)/4 [m]	0.115	0.115	0.14	0.4625	0.4625	0.7625	0.7625	0.8025	0.265
RLMA = (Dea+Dia)/4 [m]	0.13225	0.13225	0.15725	0.47975	0.47975	0.77975	0.77975	0.81975	0.28225
a = RLMA-RLMR [m]	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725	0.01725
Amista = (Are/fh) + Aac [m²]	0.010	0.010	0.012	0.037	0.037	0.061	0.061	0.064	0.022
aaço = (Are/fh)*alm / Amista [m]	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004	0.004
aref = Aac*alm / Amista [m]	0.014	0.014	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013	0.013
laço = (pi/64)*(Dea**4 - Dia**4) [m4]	6.91227E-05	6.91227E-05	0.000116156	0.003295801	0.003295801	0.014149977	0.014149977	0.016441155	0.000671272
lref = (pi/64)*(Der**4 - Dir**4) [m4]	0.000	0.000	0.000	0.008	0.008	0.035	0.035	0.041	0.001
lmista=laço+Aac*aaço²+(lref+Are*aref²)/n [m4]	0.0001	0.0001	0.0001	0.0042	0.0042	0.0183	0.0183	0.0213	0.0008
Dslig = Eaço*laço + Eref*lref [N.m²]	1.13445E+07	1.13445E+07	1.92917E+07	5.73400E+08	5.73400E+08	2.48510E+09	2.48510E+09	2.88964E+09	1.14868E+08
Dclig = Eaço*lmista [N.m²]	1.14127E+07	1.14127E+07	1.93743E+07	5.73668E+08	5.73668E+08	2.48554E+09	2.48554E+09	2.89011E+09	1.15023E+08
Daço = Eaço*laço [N.m²]	9.39377E+06	9.39377E+06	1.57856E+07	4.47899E+08	4.47899E+08	1.92298E+09	1.92298E+09	2.23435E+09	9.12258E+07
Dref = Eref*lref [N.m²]	1.95069E+06	1.95069E+06	3.50611E+06	1.25501E+08	1.25501E+08	5.62121E+08	5.62121E+08	6.55291E+08	2.36427E+07
Rcslig = Dslig / Dclig [%]	99.402	99.402	99.574	99.953	99.953	99.982	99.982	99.984	99.866
Raçclig = Daço / Dclig [%]	82.31	82.31	81.48	78.08	78.08	77.37	77.37	77.31	79.31
Rrefclig = Dref / Dclig	17.09	17.09	18.10	21.88	21.88	22.62	22.62	22.67	20.55
E combinado cilindro = Dclig / laço [N/m²]	1.65E+11	1.65E+11	1.67E+11	1.74E+11	1.74E+11	1.76E+11	1.76E+11	1.76E+11	1.71E+11
E combinado trans-cônica = Média [N/m²]		1.66E+11			1.75E+11				

Ea= **1.36E+11** [N/m²] Módulo de Elasticidade do aço na temperatura de operação
 Er= **1.61E+10** [N/m²] Módulo de Elasticidade do material refratário na temperatura de operação
 fh = Ea/Er= **8.42** Fator de homogenização da seção mista

ANEXO B

CÁLCULO DAS MASSAS ESPECÍFICAS EQUIVALENTE DAS SEÇÕES TRANSVERSAIS MISTAS

Neste anexo são apresentados os cálculos das massas específicas equivalentes das seções transversais mistas dos componentes refratados da estrutura para a montagem da matriz de massa do problema.

Dados:

Ma: Massa específica do aço inox 304/304H [kg/m³]

Mr: Massa específica do refratário antierosivo de alta resistência à abrasão [kg/m³]

Ta: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica em aço [m]

Trf: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica de material refratário [m]

Dea: Diâmetro externo do cilindro ou transição cônica em aço [m]

L: Comprimento do componente [m]

Roteiro de cálculos das densidades equivalentes

- Diâmetro interno do cilindro ou transição cônica em aço (Dia)

$$\text{Dia} = \text{Dea} - 2 \cdot \text{Ta} \quad [\text{m}] \quad (\text{B.1})$$

- Diâmetro interno do cilindro ou transição de material refratário(Dir)

$$\text{Dir} = \text{Dia} - 2 \cdot \text{Trf} \quad [\text{m}] \quad (\text{B.2})$$

- Diâmetro interno médio do cilindro ou transição cônica em aço (Dma)

$$\text{Dma} = \text{Dea} - \text{Ta} \quad [\text{m}] \quad (\text{B.3})$$

- Diâmetro interno médio do cilindro ou transição de material refratário(Dmr)

$$D_{mr} = D_{ia} - T_{rf} \text{ [m]} \quad (B.4)$$

- Área da seção transversal do cilindro de aço (A_{ac})

$$A_{ac} = \pi \cdot D_{ma} \cdot T_a \text{ [m}^2\text{]} \quad (B.5)$$

- Área da seção transversal do cilindro de material refratado (A_{re})

$$A_{re} = \pi \cdot D_{mr} \cdot T_{rf} \text{ [m}^2\text{]} \quad (B.6)$$

- Massa por unidade de comprimento da seção metálica (M_{sa})

$$M_{sa} = A_{ac} \cdot \rho_a \text{ [kg/m]} \quad (B.7)$$

- Massa por unidade de comprimento da seção em material refratário (M_{sr})

$$M_{sr} = A_{re} \cdot \rho_r \text{ [kg/m]} \quad (B.8)$$

- Massa por unidade de comprimento da seção mista (M_{sm})

$$M_{sm} = M_{sa} + M_{sr} \text{ [kg/m]} \quad (B.9)$$

- Massa específica equivalente da seção mista considerando apenas as dimensões da seção metálica para um comprimento de 1,0 m (D_{eq})

$$D_{eq} = M_{sm} / A_{ac} \text{ [kg/m}^3\text{]} \quad (B.10)$$

Tabela A.1 – Densidade equivalente das seções transversais mistas.

Componente		Dea	Ta	Trf	Dia	Dir	Dma	Dmr	Aac	Are	Msc	Msr	Msm	Deq
		[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m ²]	[m ²]	[kg/m]	[kg/m]	[kg/m]	[kg/m ³]
Ciclone primário	Pema refratada	0.66	0.0095	0.025	0.641	0.591	0.651	0.616	0.019414	0.048381	155	164	319.8	16.5
	Cone inferior (média)	0.792	0.0095	0.025	0.773	0.723	0.783	0.748	0.023354	0.058748	187	200	386.6	16.6
	Barril inferior	0.924	0.0095	0.025	0.905	0.855	0.915	0.88	0.027293	0.069115	218	235	453.3	16.6
	Cone superior	1.124	0.0095	0.025	1.105	1.055	1.115	1.08	0.033262	0.084823	266	288	554.5	16.7
		1.307	0.0095	0.025	1.288	1.238	1.298	1.263	0.038724	0.099196	310	337	647.1	16.7
	Barril superior	1.489	0.0095	0.025	1.470	1.42	1.480	1.445	0.044156	0.113490	353	386	739.1	16.7
	Voluta	1.825	0.0095	0.025	1.806	1.756	1.816	1.781	0.054184	0.139879	433	476	909.1	16.8
Duto de saída	0.819	0.0095	0.025	0.800	0.75	0.810	0.775	0.024160	0.060868	193	207	400.2	16.6	
Ciclone secundário	Pema refratada	0.324	0.0095	0.025	0.305	0.255	0.315	0.28	0.009386	0.021991	75	75	149.9	16.0
	Cone inferior (média)	0.6465	0.0095	0.025	0.628	0.5775	0.637	0.6025	0.019011	0.047320	152	161	313.0	16.5
	Barril inferior	0.969	0.0095	0.025	0.950	0.9	0.960	0.925	0.028636	0.072649	229	247	476.1	16.6
		0.969	0.0095	0.025	0.950	0.9	0.960	0.925	0.028636	0.072649	229	247	476.1	16.6
	Cone superior (média)	1.309	0.0095	0.025	1.290	1.24	1.300	1.265	0.038784	0.099353	310	338	648.1	16.7
	Barril superior	1.569	0.0095	0.025	1.550	1.5	1.560	1.525	0.046543	0.119773	372	407	779.6	16.7
	Voluta	1.729	0.0095	0.025	1.710	1.66	1.720	1.685	0.051319	0.132340	411	450	860.5	16.8
	Duto de saída	0.574	0.0095	0.025	0.555	0.505	0.565	0.53	0.016848	0.041626	135	142	276.3	16.4

$$\begin{aligned}
 Ma &= 8000 \text{ kg/m}^3 & Aac &= \pi \cdot Dma \cdot Ta \text{ [m}^2\text{]} \\
 Mr &= 3400 \text{ kg/m}^3 & Are &= \pi \cdot Dmr \cdot Trf \text{ [m}^2\text{]} \\
 Dia &= Dea - 2 \cdot Ta \text{ [m]} & Msa &= Aac \cdot Ma \text{ [kg/m]} \\
 Dir &= Dia - 2 \cdot Trf \text{ [m]} & Msr &= Are \cdot Mr \text{ [kg/m]} \\
 Dma &= Dea - Ta \text{ [m]} & Msm &= Msa + Msr \text{ [kg/m]} \\
 Dmr &= Dia - Trf \text{ [m]} & Deq &= Msm / Aac \text{ [kg/m}^3\text{]}
 \end{aligned}$$

Ma: Massa específica do aço inox 304/304H [kg/m³]

Mw: Massa específica da água – Mw=1000 kg/m³

Ta: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica em aço [m]

Trf: Espessura da parede do cilindro ou transição cônica de material refratário [m]

Dea: Diâmetro externo do cilindro ou transição cônica em aço [m]

ANEXO C

TRANSFORMADA DE FOURIER

Neste anexo são apresentadas as formulações matemáticas para a realização da troca de domínios entre tempo e frequência e vice-versa.

C.1. TRANSFORMADA DISCRETA DE FOURIER

Em muitos casos aplicados à Engenharia, o sinal no tempo é obtido através de simulações numérico-computacionais ou de medidas *in loco* através de instrumentação. O sinal é representado por um conjunto de pontos, como é ilustrado na Figura C.1, sendo um processo estacionário e ergódico.

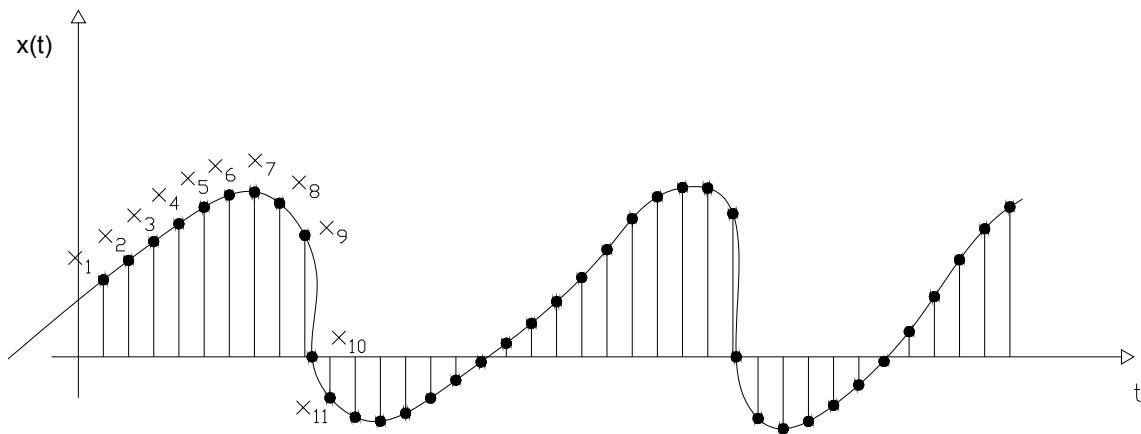


Figura C.1 – Sinal discretizado por um conjunto de pontos

Sendo a função periódica, se o intervalo de tempo é constante, então o tempo total da amostra é $T = n\Delta t$ e o sinal pode ser representado por uma série de Fourier:

$$x(t) = a_0 + 2 \sum \left(a_k \cos \frac{2\pi kt}{T} + b_k \sen \frac{2\pi kt}{T} \right) \quad (C.1)$$

onde,

$$a_k = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) \cos \frac{2\pi kt}{T} dt, \quad k \geq 0 \quad (\text{C.2})$$

$$b_k = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) \text{sen} \frac{2\pi kt}{T} dt, \quad k \geq 1 \quad (\text{C.3})$$

Usando a forma complexa, tem-se:

$$X_k = a_k - ib_k \quad (\text{C.4})$$

e sabendo que:

$$e^{i\left(\frac{2\pi kt}{T}\right)} = \cos \frac{2\pi kt}{T} - i \text{sen} \frac{2\pi kt}{T} \quad (\text{C.5})$$

torna-se:

$$X_k = \frac{1}{T} \int_0^T x(t) e^{-i\left(\frac{2\pi kt}{T}\right)} dt \quad (\text{C.6})$$

Considerando que a função $x(t)$ seja constituída por um conjunto de pontos, ela pode ser substituída por uma série x_n , igualmente espaçada. Neste caso, a integral da eq. C.6 pode ser substituída por um somatório:

$$X_k = \frac{1}{T} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn\Delta t}{T}\right)} \Delta t \quad (\text{C.7})$$

Substituindo-se $T = n \cdot \Delta t$, tem-se:

$$X_k = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \quad k \geq 0 \quad (\text{C.8})$$

e

$$x_n = \sum_{k=0}^{N-1} X_k e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \quad n \geq 0 \quad (\text{C.9})$$

As duas equações acima são conhecidas como o par de Transformada Discreta de Fourier, direta e inversa, respectivamente.

C.2. FAST FOURIER TRANSFORM (FFT)

O FFT é um algoritmo que resolve a Transformada Discreta de Fourier (TDF). Para resolver a TDF diretamente, são necessários um número N^2 de multiplicações, o que computacionalmente em alguns casos pode ser muito oneroso. O algoritmo FFT reduz esse número de multiplicações para $N \log_2 N$. Se N for 2^{15} , N^2 é aproximadamente $1,1 \times 10^9$, enquanto $N \log_2 N$ é aproximadamente $4,9 \times 10^5$, ou seja, aproximadamente 2200 vezes menos cálculos. Como o algoritmo FFT realiza um número menor de cálculo, o erro numérico é menor.

O algoritmo FFT trabalha particionando o conjunto total de pontos em seqüências menores. Para o uso adequado do algoritmo, deve-se observar algumas recomendações:

- i* – O número total de pontos da amostra deve ser igual a uma potência de 2, isto é, N deve ser igual a 2^M , onde M é um inteiro qualquer;
- ii* – O intervalo de freqüência deve ser igual a $\Delta\omega = \frac{2\pi}{N\Delta t}$.

O resultado do algoritmo FFT pode ser plotado em um gráfico em que a abscissa contém a freqüência, podendo ser em rad/s ou em Hz, e a ordenada contém a própria grandeza (m, MPa, etc.) de origem do sinal. É comum utilizar, no eixo das abscissas, apenas a metade dos pontos de freqüência, pois o gráfico apresenta-se simétrico em torno da freqüência de Nyquist (CHAKRABARTI, 1987).

Para transformar uma densidade espectral de potência para o domínio do tempo faz-se uso da transformada inversa de Fourier (eq. C.9). Porém, o algoritmo FFT não consegue distinguir a parte real e a parte imaginária do valor do espectro X_k , uma vez que este é dado em módulo, deve-se então entrar com um ângulo de fase aleatório (CLOUGH e PENZIEN, 1995).

C.3. ALGORITMO DE DETERMINAÇÃO DA DENSIDADE ESPECTRAL DE POTÊNCIA

Para se obter a densidade espectral de potência de um conjunto de medidas, pode-se fazê-lo através da Transformada Discreta de Fourier, utilizando-se o algoritmo FFT, que transforma diretamente do domínio do tempo para o domínio da frequência.

A densidade espectral é definida, segundo NEWLAND (1984) como:

$$S(\omega) = \frac{T}{2\pi} S_k \quad (\text{C.10})$$

onde, $S_k = X_k^* X_k$ pode ser definido como a transformada de Fourier da função de auto-correlação da amostra. Assim,

$$X_k = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \quad (\text{C.11})$$

$$X_k^* = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \quad (\text{C.12})$$

onde X_k e X_k^* são, respectivamente, a transformada discreta de Fourier e o seu conjugado. Como $X_k^* X_k = |X_k|^2$, então

$$S_k = \frac{1}{N^2} \left[\sum_{n=1}^N x_r e^{-i\omega r} \right]^2 \quad (\text{C.13})$$

Para a amostra da Figura C.1, a densidade espectral é obtida da seguinte forma:

i – calcula-se a TDF, através do algoritmo FFT:

$$X_k = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)}, \text{ para } k = 0, 1, 2, \dots, N-1$$

ii – calcula-se o conjugado da TDF, através do algoritmo FFT:

$$X_k^* = \frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)}, \text{ para } k = 0, 1, 2, \dots, N-1$$

iii – calcula-se S_k através da expressão:

$$S_k = X_k^* X_k$$

iv – calcula-se a densidade espectral de energia através da seguinte expressão:

$$S(\omega) = \frac{T}{2\pi} S_k$$

$$S(\omega) = \frac{T}{2\pi} \left\{ \left(\frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \cdot \left(\frac{1}{N} \sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \right\}$$

$$S(\omega) = \frac{T}{2\pi} \left\{ \frac{1}{N^2} \left(\sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \cdot \left(\sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \right\}$$

$$S(\omega) = \frac{\Delta t}{2\pi N} \left\{ \left(\sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \cdot \left(\sum_{n=0}^{N-1} x_n e^{-i\left(\frac{2\pi kn}{N}\right)} \right) \right\}$$

Fazendo-se a análise dimensional observa-se que a Densidade Espectral tem a grandeza da unidade de entrada do sinal ao quadrado multiplicado por segundo.

ANEXO D

CONCEITOS DA TEORIA DE PROBABILIDADE E MÉDIAS ESTATÍSTICAS APLICADOS A PROCESSOS ALEATÓRIOS

A seguir serão vistos alguns conceitos da teoria de probabilidade e médias estatísticas aplicáveis aos problemas da dinâmica estrutural, sem no entanto, se deter em demonstrações matemáticas. Para tal, podem ser consultados, entre outros, (MEIROVITCH, 1986, CLOUGH e PENZIEN, 1993).

Dado um processo ergódico qualquer, como ilustrado na figura D.2, pode-se definir os seguintes parâmetros estatísticos:

- Valor Médio: $\bar{x} = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{t} \int_0^t x(t) dt \quad \langle x(t) \rangle$ (D.1)

Média aritmética ao longo da amostra.

- Valor Médio Quadrado (*rms*): $\bar{x}^2 = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{t} \int_0^t x^2(t) dt \quad \langle x^2(t) \rangle$ (D.2)

É o quadrado do valor médio. Prevê a medida de energia associada à vibração descrita pela variável.

- Variância: $\sigma_x^2 = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{t} \int_0^t [x(t) - \bar{x}]^2 dt \quad \langle [x(t) - \bar{x}]^2 \rangle$ (D.3)

É definida como o valor médio quadrático em relação ao valor médio.

- Desvio Padrão: $\sigma_x = \left[\lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{t} \int_0^t [x(t) - \bar{x}]^2 dt \right]^{1/2} \quad \langle [x(t) - \bar{x}] \rangle$ (D.4)

É a raiz quadrada positiva da variância. O desvio padrão é uma medida da dispersão em relação ao valor médio.

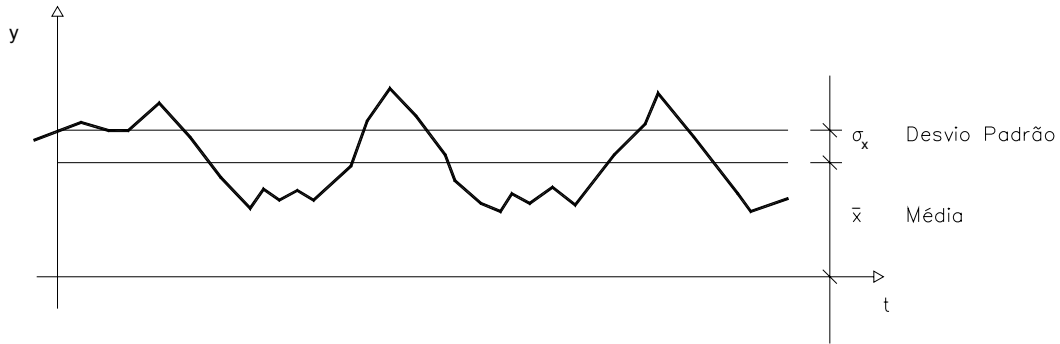


Figura D.2 – Desvio padrão e Média

- Distribuição de probabilidade

Expressa a probabilidade de ocorrência de um determinado valor da variável ao longo da amostra.

- Densidade de probabilidade

É obtida pela derivada da função de distribuição de probabilidade. Indica a probabilidade de um determinado valor ocorrer em termos de quantidade de desvios padrão.

Certas distribuições que ocorrem freqüentemente na natureza são distribuição Gaussiana (ou normal) e a distribuição Rayleigh, sendo que ambas podem ser expressas matematicamente. A distribuição Gaussiana é em forma de sino, simétrica em relação ao valor médio (média aritmética), a qual pode ser adotada como zero. A tendência das variáveis aleatórias de alguns fenômenos aleatórios se limitarem a valores positivos é muitas vezes de seguir a distribuição de Rayleigh.

O valor médio coincide com o centróide da área de sua curva, podendo ser determinado pelo primeiro momento. O valor médio quadrado pelo segundo momento.

- Função de autocorrelação:

$$R_x = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{1}{t} \int_0^t x(t) \cdot x(t + \tau) dt \quad \langle R_x(t, t + \tau) \rangle \quad (D.5)$$

É determinada diretamente nas amostras no domínio do tempo, sendo o produto de dois valores instantâneos da amostra divididos pelo tempo total. Fornece informações da dependência do valor de uma variável randômica em um tempo qualquer sobre o valor desta variável em um outro defasado do anterior. Quando a defasagem for zero a função de autocorrelação será igual à variância.

Sua curva da função de autocorrelação de fenômeno periódico qualquer é também uma curva periódica. Assim a função de autocorrelação é uma ferramenta poderosa para detectar sinais periódicos, bem como sinais periódicos sobrepostos imersos em sinais aleatórios.

Permite também determinar a escala de turbulência, que está relacionada com alguns fenômenos aleatórios, tal como no caso do vento.

- Densidade espectral de potência:
$$S_f(w) = \int_{-\infty}^{+\infty} R_x(\tau).e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (D.6)$$

Indica a distribuição da energia contida num fenômeno aleatório nas suas diversas frequências. Pode ser obtida pela transformada de Fourier da função de autocorrelação.

Sua principal aplicação é para determinação da composição em frequência de um fenômeno aleatório.

Conhecida densidade espectral de potência de uma excitação aleatória e a função resposta em frequência (FRF) de uma estrutura, pode-se determinar a resposta da estrutura no domínio da frequência (BATTISTA, 1995).

- Largura de banda

Os processos aleatórios são distinguidos por dois tipos de banda: estreita e larga, cuja terminologia usada não é precisa e fornece apenas uma descrição qualitativa de um dado processo.

A banda estreita significa que há frequências significantes em uma pequena faixa envolta da frequência de pico, enquanto que a banda larga indica que há dispersão das frequências significantes.

A figura D.3 mostra as curvas de autocorrelação e densidade espectral de potência para sinais de bandas estreita e larga.

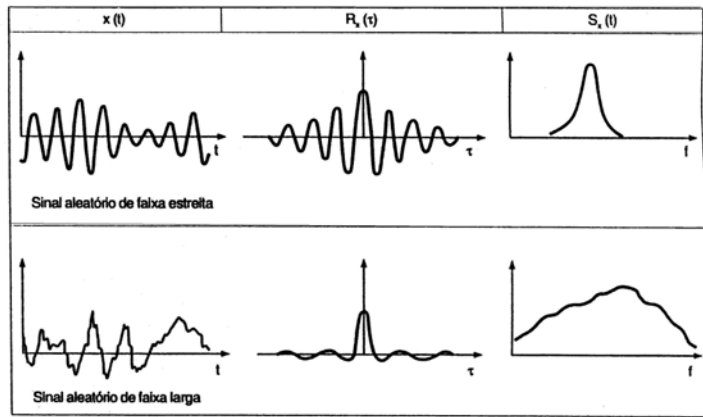


Figura D.3 – Sinais de bandas estreita e larga e suas autocorrelação e densidade espectral de potência