

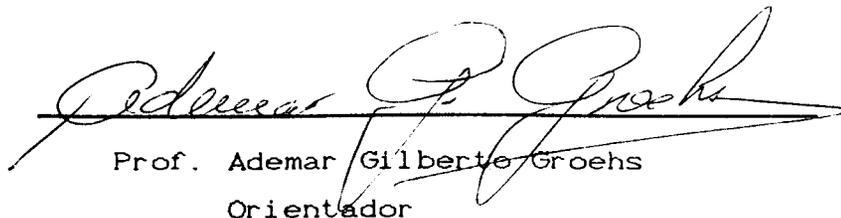
PÓS-PROCESSADOR DE VERIFICAÇÃO ESTRUTURAL  
PARA O SISTEMA GAELI

INÁCIO BENVENU MORSCH

Dissertação apresentada ao corpo docente do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA.

Porto Alegre  
Julho de 1991

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e aprovada em sua forma final pelo orientador e pelo Curso de Pós-Graduação.



Prof. Ademar Gilberto Groehs  
Orientador



Prof. Ademar Gilberto Groehs  
Coordenador do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Banca Examinadora

Prof. Ademar Gilberto Groehs

DSc. pela UFRJ

Prof. José Carlos Ferraz Hennemann

PhD. pela S. M. U. /USA

Prof. Vilson Carlos da Silva Ferreira

PhD. pela Canfield University

## AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer aqui a todas as pessoas que colaboraram no desenvolvimento do trabalho:

ao professor Ademar Gilberto Groehs pela orientação no desenvolvimento deste trabalho;

à professora Maria Inês Gobbos Santos pelos conhecimentos transmitidos ao longo dos anos de trabalho conjunto;

ao professor José Carlos Ferraz Hennemann pelas consultas a respeito dos processos de verificação de estruturas de chapa dobrada a frio;

ao colega Luciano Argenta Scalabrin pelo auxílio no estudo das normas de chapa dobrada a frio;

aos colegas Fábio Gonçalves Texeira e João Ricardo Masuero pelo apoio durante o curso;

aos funcionários do curso que tornam o funcionamento do mesmo possível;

aos demais colegas pelo convívio;

à CAPES - Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior pelo suporte financeiro ao longo deste trabalho;

aos meus pais, Carlos (in Memoriam) e Nelly;  
à minha noiva Vera.

## RESUMO

O objetivo deste trabalho é implementar procedimentos de verificação de estruturas ou peças metálicas de forma qualquer. Os procedimentos de verificação foram implementados no pós-processador do sistema GAELI em desenvolvimento no CPGEC da UFRGS. Os procedimentos de verificação implementados por este trabalho são os de verificação da tensão limite, verificação de elementos de barra com seções de chapa dobrada de pequena espessura (perfis finos) pela norma CAN S136-M84, verificação de tubulações industriais petroquímicas pela norma ANSI B31.3 e verificação de estruturas à fadiga considerando cargas de efeito quasi estático. Uma das vantagens destas implementações refere-se ao fato de que uma estrutura pode ser verificada segundo múltiplos critérios permitindo a obtenção de um quadro mais completo da resistência da estrutura ou peça. Isto é possível graças ao fato de que a base de dados para cada uma das verificações é praticamente a mesma com relação as demais.

Longe de se pretender esgotar o assunto, este trabalho pretende ser uma contribuição a mais destinada a facilitar o trabalho de engenheiros e estudantes.

## ABSTRACT

The objective of this work is the development of computer programs to do structural steel verification considering several aspects that include yielding, local instability, fatigue and, in the case of pipe verification, the combined effect of temperature and weight loads. This work uses the ANSI B31.3 code to validate petroleum refinery piping and the CAN 3 S136-M84 code to verify steel structure made with cold formed steel and that are submited to flexural moments and/or normal loads, this code takes into account local and global instabilities of a member. It is also possible to verify the structure just considering yielding or some other admissible stress limit. Finally an effort was made to use the classical fatigue analysis to verify general structures made of bars or discretized with finite elements or both.

Having all those different types of verifications conneted to the same data basis make it possible to do, in a very efficient way, several validations of the same structure considering different aspects. This is one of the most important contributions of this work.

The programs developed were attached to the GAELI system that is in development in UFRGS.

## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	X
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XIII
LISTA DE TABELAS.....	XVIII
1 - INTRODUÇÃO.....	1
2 - TEORIA GERAL.....	8
2.1 - Verificação Estática Geral.....	8
2.1.1 - Verificação Estática de Elementos de Barra..	8
2.1.2 - Verificação Estática de Elementos Finitos...	10
2.2 - Verificação Estática de Perfis Finos.....	11
2.2.1 - Definições Gerais.....	11
2.2.2 - Critérios de Projeto.....	12
2.2.3 - Flambagem Local e Resistência Pós-Flambagem de Elementos de Chapa Dobrada.....	13
2.2.4 - Verificações Estruturais para Perfis de Cha- pa Dobrada a Frio.....	17
2.3 - Teoria Geral sobre Tubulações.....	25
2.3.1 - Tensões nas Paredes dos Tubos.....	25
2.3.2 - Definições e Considerações Gerais.....	25
2.3.3 - Cálculo da Espessura da Tubulação.....	30
2.3.4 - Cálculo do Vão entre Suportes.....	31
2.3.5 - Cálculo das Tensões Primárias.....	33
2.3.6 - Verificação das Tensões Secundárias ou de Flexibilidade da Tubulação.....	36
2.3.7 - Cálculo das Tensões Secundárias.....	37
2.3.8 - Cálculo das Reações.....	38
2.4 - Tensões Variáveis no Tempo (Fadiga).....	41
2.4.1 - Coeficientes de Correção da Resistência Al	

ternativa do corpo de prova.....	42
2.4.2 - Efeito de Paradas e Partidas - Dano Acumulado.....	44
2.4.3 - Coeficiente Teórico e Prático de Concentração de tensões para o caso de barras.....	48
2.4.4 - Diagramas de Resistência a Fadiga para Tensões Flutuantes.....	52
2.4.5 - Métodos para Combinação de Tensões Flutuantes.....	53
2.4.6 - Aplicação dos Diagramas de Goodman, Gerber e Elipse para obtenção do Coeficiente de Segurança.....	55
2.4.7 - Estimativa da Vida de Duração da Peça ou Estrutura.....	57
3 - IMPLEMENTAÇÃO.....	59
3.1 - Implementação da Verificação Estática Geral...	59
3.1.1 - Hipóteses.....	59
3.1.2 - Algoritmo.....	59
3.1.3 - Entrada de Dados.....	60
3.1.4 - Saída de Resultados.....	62
3.2 - Implementação da Verificação de Perfis Finos..	66
3.2.1 - Critérios Adotados.....	66
3.2.2 - Cálculo dos Momentos.....	66
3.2.3 - Critérios de Verificação.....	67
3.2.4 - Algoritmo.....	69
3.2.5 - Entrada de Dados.....	71
3.2.6 - Saída de Resultados.....	74
3.3 - Implementação da Verificação de Tubulações....	75
3.3.1 - Critérios Adotados.....	75
3.3.2 - Algoritmo.....	75
3.3.3 - Entrada de Dados.....	76
3.3.4 - Saída de Resultados.....	78
3.4 - Implementação da Teoria Clássica de Fadiga....	80
3.4.1 - Entrada de Dados.....	80
3.4.2 - Critérios Adotados .....	85

3.4.3 - Verificação à Fadiga a partir de uma Análise Estática.....	89
3.4.3 - Verificação à Fadiga a partir de uma Análise Dinâmica.....	89
3.4.4 - Interpolação de Gráficos.....	90
3.4.5 - Estudo sobre a influência dos Coeficientes $K_t$ e $q$ sobre o coeficiente $K_f$ .....	90
3.4.6 - Algoritmo.....	94
3.4.7 - Saída de Resultados.....	96
4 - EXEMPLOS.....	100
4.1 - Verificação Geral.....	100
4.2 - Verificação de Perfis Finos.....	106
4.3 - Verificação de Tubulações Industriais.....	110
4.4 - Verificação à Fadiga.....	113
5 - CONCLUSÕES.....	126
5.1 - Sugestões.....	127
Apêndice A.....	128
Apêndice B.....	132
Apêndice C.....	142
Apêndice D.....	147
Bibliografia.....	150

## LISTA DE FIGURAS

2.2.1 - Definições.....	12
2.2.2 - Método da largura efetiva.....	14
2.3.1 - Distribuição de tensões em uma tubulação.....	25
2.3.2 - Dilatação de um tubo reto.....	26
2.3.3 - Curva de variação das tensões em função do tempo	27
2.3.4 - Identificação dos planos de atuação dos coefici- entes $i$ .....	29
2.3.5 - Defeito usual na fabricação de tubos.....	31
2.4.1 - Tipos de tensões variáveis no tempo.....	41
2.4.2 - Constante $K_a$ (válida para aços).....	43
2.4.3- Gráfico para consideração do efeito de paradas e partidas.....	47
2.4.4 - Curvas do coeficiente de sensibilidade ao enta- lhe ( $q$ ).....	49
2.4.5 - Equação de Neuber.....	50
2.4.6 - Gráfico para determinação da resistência à fadi- ga da peça na vida especificada.....	51
2.4.7 - Diagramas para tensões flutuantes.....	52
2.4.8 - Diagrama $S_m-S_a$ para tensões médias, válido para materiais dúcteis.....	53
2.4.9 - Diagrama de resistência à fadiga para tensões tensões flutuantes.....	55
3.1.1 - Menu principal do sistema GAELI.....	60
3.1.2 - Tipo de verificação.....	61
3.1.3 - Entrada de dados para verificação geral.....	61
3.1.4 - Exemplo do fornecimento das coordenadas.....	62
3.1.5 - Menu do pós-processador.....	63
3.1.6 - Saída de resultados da verificação geral.....	63
3.1.7 - Tensões por elemento.....	64

3.1.8 - Tensões principais.....	65
3.1.9 - Tensões equivalentes.....	65
3.2.1 - Exemplo do cálculo dos momentos.....	67
3.2.2 - Critérios de verificação.....	68
3.2.3 - Entrada de dados para perfis finos.....	72
3.2.4 - Saída de resultados para verificação de perfis finos.....	74
3.3.1 - Entrada de dados para tubulações.....	76
3.3.2 - Planilha de propriedades.....	77
3.3.3 - Coeficiente de flexibilidade.....	78
3.3.4 - Tensões equivalentes e coeficientes de risco correspondentes ao carregamento primário.....	79
3.3.5 - Tensões equivalentes e coeficientes de risco correspondentes ao carregamento secundário.....	79
3.4.1 - Valores Dinâmicos.....	80
3.4.2 - Entrada de dados.....	80
3.4.3 - Dados gerais para verificação à fadiga.....	81
3.4.4 - Distribuição de tensões.....	86
3.4.5 - Região de concentração de tensões.....	87
3.4.6 - Pós-processador de fadiga.....	96
3.4.7 - Tensões principais.....	97
3.4.8 - Módulo de verificação à fadiga.....	98
3.4.9 - Saída de resultados da verificação de fadiga para elementos de barra.....	99
4.1.1 - Viga com seção C.....	100
4.1.2 - Pórtico Plano.....	101
4.1.3 - Tubo submetido a pressão interna (malha).....	102
4.1.5 - Reservatório cilíndrico (malha).....	104
4.2.1 - Galpão.....	107
4.2.2 - Representação gráfica (galpão).....	108
4.2.3 - Galpão (dados).....	108
4.3.1 - Traçado da tubulação.....	110
4.3.2 - Representação gráfica (tubulação).....	110
4.3.3 - Entrada de dados (tubulação).....	111
4.3.4 - Resultados (carregamento primário).....	111
4.3.5 - Resultados (carregamento secundário).....	112

4.3.6	- Nova disposição de vínculos.....	112
4.4.1	- Eixo 1.....	113
4.4.2	- Eixo 2.....	115
4.4.3	- Malha de elementos EPT de 8 nós.....	119
4.4.4	- Peça 2.....	121
4.4.5	- Malha de elementos EPT de 8 nós - peça 2.....	121
4.4.6	- Distribuição de tensões.....	122
4.4.7	- Detalhe da região de concentração de tensões....	122
4.4.8	- Representação de curvas de isovida.....	125
B.1	- Chapa submetida a tração simples.....	133
B.2	- Exemplo de malha de elementos Q.L.....	133
B.3	- Lados T <sub>cp</sub> e T <sub>rp</sub> do elemento.....	134
B.4	- Peça com rebaixamento.....	135
B.5	- Exemplo de malha de elementos Q.Q.....	136
B.6	- Exemplo de malha de elementos Q.L.....	137
B.7	- Peça com entalhe.....	138
B.8	- Exemplo de malha de elementos Q.Q.....	138
B.9	- Exemplo de malha de elementos Q.L.....	140
C.1	- Seção utilizada nos exercícios.....	142
D.1	- Coeficiente K <sub>t</sub> para carga de flexão.....	147

## LISTA DE SIMBOLOS

### Geral

$A_x$	- Área da seção transversal.
$F_x$	- Esforço normal segundo o eixo X.
$F_y, F_z$	- Esforço de corte segundo o eixo Y e Z.
$E$	- Módulo de elasticidade longitudinal.
$G$	- Módulo de elasticidade transversal.
$I_y, I_z$	- Momento de inércia com relação ao eixo Y e Z.
$I_1, I_2, I_3$	- Invariantes de tensão.
$M_x$	- Momento torçor.
$M_y, M_z$	- Momento fletor em relação ao eixo Y e Z.
$q_1$	- Relação entre a tensão admissível de tração e a tensão admissível de compressão.
Seg	- Coeficiente de segurança.
$S_x$	- Tensão segundo eixo X.
$S_1, S_2, S_3$	- Tensões principais.
$T_{xy}$	- Tensão tangencial no plano XY.
$W_t$	- Momento resistente a torção.
$\nu$	- Coeficiente de Poisson.

### Perfis Finos

$A_{ef}$	- Área efetiva da seção transversal.
$A_w$	- Área da alma do perfil.
$b$	- Largura efetiva.
$C_r$	- Carga normal limite considerando flambagem.
$C_w$	- Constante de empenamento da seção transversal.
$c'$	- Largura da parede.
$(c'/t)_{lim}$	- Valor máximo admissível para a relação $c'/t$ .
$H$	- Relação entre a altura da alma e a espessura da

	chapa.
J	- Constante de torção de St. Venant.
$K_1$	- Constante de placa.
$K_v$	- Coeficiente de flambagem ao corte.
k	- Fator de comprimento efetivo.
L	- Comprimento do elemento.
$M_r$	- Momento limite.
r <sub>o</sub>	- Raio de giração em torno do centro de corte.
r <sub>z</sub> , r <sub>y</sub>	- Raio de giração em torno do eixo $Z_L$ e $Y_L$ .
S	- Tensão na aba comprimida.
$\bar{S}_b$	- Tensão admissível de projeto.
$S_c'$	- Tensão admissível de compressão.
$S_{cr}$	- Tensão crítica de flambagem de placa.
$S_{cr}^*$	- Tensão crítica de flambagem.
$S_{cr}^{**}$	- Tensão de flambagem dominante.
$S_e$	- Tensão de escoamento.
$S_{ez}$ , $S_{ey}$	- Tensões de flambagem segundo os eixos $Z_L$ e $Y_L$ .
$S_p^*$	- Tensão crítica de flambagem reduzida.
$S_{TFO}$	- Tensão de flambagem por flexo-torção.
$S_{TO}$	- Tensão de flambagem devida a torção.
$V_r$	- Esforço de corte fatorado.
$W_c$	- Momento resistente de flexão a compressão.
$W_t$	- Momento resistente de flexão a tração.
$\phi_a$	- Coeficiente de redução da sollicitação normal.
$\phi$	- Coeficiente de redução do momento e do corte.

#### Tubulações

C	- Soma das sobreesspessuras de corrosão, erosão e abertura de roscas e chanfros.
c	- Fator de pretensionamento.
$c_1$	- Fator de consideração da relaxação.
D	- Diâmetro externo.
$E_c$ , $E_h$	- Módulo de elasticidade longitudinal na temperatura de instalação da tubulação e na temperatura máxima ou mínima do ciclo térmico.
$E_f$	- Eficiência de solda.

f	- Fator de redução para serviços cíclicos.
I	- Momento de inércia da seção transversal.
i	- Coeficiente de concentração de tensões para tubulações.
K	- Coeficiente de flexibilidade.
l	- Distância entre vãos.
P	- Pressão interna.
q*	- Soma das cargas distribuídas.
Rc, Rh	- Reação na temperatura de montagem e na temperatura máxima.
SA	- Tensão admissível secundária.
Sb	- Tensão longitudinal devida aos momentos.
Sc	- Tensão admissível primária na temperatura de instalação da tubulação.
Sc*	- Tensão circunferencial devida a pressão.
SE	- Tensão combinada resultante das tensões secundárias.
Seq	- Tensão equivalente.
Sh	- Tensão admissível primária.
Sl	- Tensão longitudinal.
SN*	- Tensão longitudinal resultante.
Sn	- tensão normal.
Sr*	- Tensão radial
T	- Temperatura.
t, tm	- Espessura e espessura mínima.
tb, ts	- Espessura do ramal e espessura efetiva do ramal.
th	- Espessura do tronco.
W	- Momento resistente de flexão.
We	- Momento resistente efetivo do ramal.
$\gamma$	- Coeficiente de correção.
$\delta$	- Flecha máxima.

#### Fadiga

a	- Constante da equação de Neuber.
Ka	- Coeficiente de acabamento superficial.
Ka'	- Coeficiente de acabamento superficial modificado.

Kb	- Coeficiente de tamanho.
Kc	- Coeficiente de confiabilidade.
Kd	- Coeficiente de temperatura
Kt	- Coeficiente teórico de concentração de tensões.
Kf	- Coeficiente prático de concentração de tensões.
Kf'	- Coeficiente Kf para 1000 ciclos de carga.
Kff, Kft	- Coeficiente prático de concentração de tensões a flexão e a torção.
N	- Número de ciclos.
Nutil	- Vida útil da peça ou estrutura.
Nv	- Vida para qual se deseja fazer a verificação.
N1	- Número de ciclos correspondente a tensão Sap.
q	- Coeficiente de sensibilidade ao entalhe.
r	- Raio de arredondamento do entalhe.
Sa	- Tensão alternante.
San	- Tensão alternante normal.
Sap	- Tensão alternante devido a paradas e partidas.
Sa1, Sa2, Sa3	- Tensões alternantes principais.
Sm	- Tensão média.
Sm1, Sm2, Sm3	- Tensões médias principais.
Smax, Smin	- Tensão máxima e tensão mínima.
Sn	- Resistência alternativa da peça.
Sn'	- Resistência alternativa do corpo de prova.
Snd	- Resistência alternativa do material danificado.
Snf	- Resistência alternativa do material nas condições especificadas.
ShNV	- Resistência alternativa da peça para a vida especificada.
Snr	- Resistência normal repetida material.
Sn1000	- Resistência alternativa da peça correspondente a 1000 ciclos.
Sp	- Tensão de pico a pico.
Sqa	- Tensão equivalente alternante.
Sqm	- Tensão equivalente média.
Sr	- Tensão de ruptura do material.
Srn	- Tensão normal repetida.
St	- Limite de resistência a fadiga por torção.

St	- Limite de resistência a fadiga por torção.
Str	- Resistência ao corte repetida do material.
Sv	- Tensão limite de corte.
T	- Tensão tangencial.
Ta, Tm	- Tensão tangencial alternante e média.
Tr	- Tensão repetida tangencial.

## LISTA DE TABELAS

3.2.1 - Tipos de cálculo.....	71
3.2.2 - Valores de NTP para perfis implementados.....	73
3.4.1 - Tipos de entalhes disponíveis.....	83
3.4.2 - Valores de q para diversos valores de Sr e raios de entalhe r.....	92
3.4.3 - Valores de mínimo e máximo de B ( $K_t = 2.25$ ).....	93
3.4.4 - Erro relativo de B para $K_t$ variando entre 1.5 e 3 com relação aos valores colocados na tabela (3.4.3).....	93
3.4.5 - Código dos sinais das tensões principais para o caso de barras.....	98
4.1.1 - Resultados para a viga.....	101
4.1.2 - Resultados para a viga.....	101
4.1.3 - Pórtico plano (resultados).....	102
4.1.4 - Tubo submetido a pressão interna.....	103
4.1.5 - Solução exata pela teoria de Lamé.....	103
4.1.6 - Reservatório cilíndrico.....	105
4.2.1 - Dados para a verificação.....	106
4.2.2 - Pórtico (critérios).....	106
4.2.3 - Pórtico (solicitações limites).....	106
4.2.4 - Galpão (resultados).....	109
4.4.1 - Limite de fadiga mínimo corrigido.....	113
4.4.2 - Resultados eixo 1.....	114
4.4.3 - Resultados obtidos pelo processo usual de verifi cação de eixos.....	115
4.4.4 - Limite de fadiga mínimo corrigido (eixo 2).....	116
4.4.5 - Resultados para o eixo 2.....	116
4.4.6 - Coeficientes de risco para o pior ponto.....	117
4.4.7 - Limite de fadiga corrigido (pórtico).....	118

4.4.8	- Resultados (pórtico).....	118
4.4.9	- Coeficientes de risco para o pior ponto.....	119
4.4.10	- Chapa (resultados correspondentes ao nó 97)....	120
4.4.11	- Peça 2 (resultados correspondentes ao nó 148) para $4 \times 10^5$ ciclos de carga.....	123
4.4.12	- Valores de SR para o pior ponto.....	123
4.4.13	- Peça 2 (resultados correspondentes ao nó 148) para $1 \times 10^6$ ciclos de carga.....	124
A.1	- Coeficiente de flexibilidade e coeficiente de concentração de tensões.....	129
A.2	- Coeficiente de redução $\gamma$ .....	130
A.3	- Eficiência de solda Ef.....	130
A.4	- Tensões admissíveis ( $N/mm^2$ ).....	130
B.1	- Tamanho médio para o elemento Q.L.....	134
B.2	- Tamanho médio para o elemento Q.Q.....	134
B.3	- Tamanho médio para o elemento Q.L (tração).....	136
B.4	- Tamanho médio para o elemento Q.Q (tração).....	136
B.5	- Tamanho médio para o elemento Q.L (flexão).....	137
B.6	- Tamanho médio para o elemento Q.Q (flexão).....	137
B.7	- Tamanho médio para o elemento Q.L (tração).....	139
B.8	- Tamanho médio para o elemento Q.Q (tração).....	139
B.9	- Tamanho médio para o elemento Q.L (flexão).....	139
B.10	- Tamanho médio para o elemento Q.Q (flexão).....	140
C.1	- Resultados dos exercícios.....	143
C.2	- Valores das tensões.....	144
C.3	- Momento corrigido.....	145
D.1	- Valores do coeficiente Kt.....	148
D.2	- Coeficientes do polinômio.....	149

## 1 - INTRODUÇÃO

Devido a tendência de se minimizar a quantidade de material utilizada para a fabricação de uma determinada estrutura, torna-se praticamente obrigatório a verificação desta por métodos mais rigorosos. Dentro deste contexto, e em particular considerando-se o caso de estruturas ou peças metálicas, o colapso pode vir a ser produzido por causas diversas como: deslocamentos excessivos, deformações específicas permanentes, ruptura estática da peça, instabilidade elástica global ou local, ruptura por ação de tensões variáveis no tempo (fadiga).

O problema de deslocamentos excessivos pode causar uma perda de funcionalidade, ou simplesmente uma perda estética da estrutura ou peça. A perda de funcionalidade é grave e pode invalidar o projeto. Podem ser citados como exemplo deformações excessivas em eixos de redutores de engrenagens produzindo perda de continuidade de movimento, cedimentos excessivos em suportes de grandes portas impedindo o movimento completo das mesmas (caso do hangar da VARIG), etc. O caso da perda estética, embora não necessariamente invalide a funcionalidade do projeto, tem sempre conseqüências psicológicas negativas, posicionando o usuário em potencial contra o uso daquela estrutura ou peça (quem gostaria de morar em um prédio cujas vigas estão grandemente arqueadas ou descer uma escada que vibra na cadência dos passos de uma pessoa?)

O problema de deformações específicas permanentes corresponde ao caso em que o nível das tensões equivalentes, calculadas por alguma teoria de resistência, ultrapassa o valor da tensão de escoamento do material. Aqui se deve ter em conta que o escoamento verificado pode-se dar em nível altamente localizado (caso de concentração de tensões ao redor de furos,

entalhes, etc.) e, neste caso, o escoamento produz normalmente uma redistribuição benéfica de tensões, não invalidando a peça ou estrutura. Por outro lado o escoamento pode-se verificar ao mesmo tempo em grandes extensões da peça, escoamento generalizado, que pode ou não produzir a perda de funcionalidade da peça. Como exemplo pode-se citar o caso de escoamento no interior de um tubo. Se o tubo for usado como parte de um vaso de pressão não haverá perda da funcionalidade. Se, entretanto, for usado como tubo de canhão a perda de funcionalidade ocorrerá.

O problema de ruptura estática da peça é evidente e ocorre quando o nível de tensão equivalente em algum ponto do interior da peça ultrapassa o valor da tensão de ruptura verificada no ensaio de tração, torção, flexão ou compressão simples do material. O problema consiste em selecionar uma teoria de resistência adequada ao tipo de material e distribuição de tensões existentes. Segundo Marin<sup>19</sup>, para metais as teorias de resistência normalmente empregadas são: teoria da máxima tensão normal ou de Rankine, teoria da máxima tensão tangencial ou de Guest-Tresca e a teoria da máxima energia de distorção ou de von Mises. A teoria de Guest-Tresca é um caso particular da teoria do atrito interno, que pode ser empregada para materiais cuja resistência à tração difere de sua resistência à compressão.

O problema da instabilidade elástica local ou global pode também ser responsável pela perda de funcionalidade da estrutura e deve ser focado em conjunto com a verificação de ruptura estática ou de escoamento generalizado. Em especial a instabilidade local pode afetar barras cujos perfis tenham pequena espessura, perfis finos, nas abas ou nas almas. Segundo Yu<sup>19</sup>, o uso de perfis de chapa dobrada a frio em construção de edifícios começou em 1850 nos Estados Unidos e na Inglaterra. Entretanto, o uso destes perfis permaneceu restrito até 1940. O primeiro estudo sobre edificações de aço foi realizado por George Winter<sup>18</sup>. Desde 1946, o uso e o desenvolvimento dos perfis de chapa dobrada a frio na construção nos Estados Unidos sofreu uma grande aceleração, tendo sido publicadas várias edições das normas AISI<sup>1</sup> "Especificações para projeto de

estruturas de chapa dobrada a frio". Estas especificações foram largamente baseadas no trabalho realizado por George Winter<sup>18</sup>, na universidade de Cornell, desde 1939. Este trabalho resultou no desenvolvimento dos métodos de projeto utilizando a largura efetiva, critério introduzido por von Karman em 1932, para abas comprimidas enrijecidas, e utilizando a redução da tensão admissível a compressão para abas comprimidas não enrijecidas. O primeiro manual prático a respeito do assunto foi publicado pela AISI em 1949 com o título "Manual para Projeto de Aço de Pequena Espessura". Novas publicações das normas AISI foram feitas em 1956, 1960, 1962, 1968, etc. A primeira publicação da CSA<sup>4</sup>, Canadian Standards Association, com relação a perfis finos foi feita em 1963, sendo que a norma utilizada para este trabalho é a CSA (atualmente identificada pela sigla CAN ) de 1984. Atualmente, os perfis de chapa dobrada a frio vem tendo uma aplicação cada vez maior dentro das estruturas de aço. Este tipo de perfil apresenta uma série de vantagens entre as quais pode-se citar a possibilidade de construção de configurações não usuais de seção transversal, que podem fornecer relações peso-espessura mais vantajosas.

As publicações referentes à perfis finos fazem a abordagem do problema considerando que eles serão utilizados em edifícios. Este caso torna-se mais importante quando se utiliza a norma canadense, já que os coeficientes de majoração das cargas são baseados nos tipos de cargas atuantes em uma edificação. Além disto, estas publicações se constituem na maioria das vezes de normas que a cada publicação modificam algum critério de cálculo. A teoria básica a respeito do assunto pode ser encontrada em Yu<sup>19</sup>, o qual diferencia o procedimento de cálculo para perfis enrijecidos e perfis não enrijecidos.

A verificação de perfis finos através das normas da teoria mencionada implica na seleção do formulário a ser empregado, e na maioria dos casos, na execução de cálculo iterativo com recálculo das propriedades do perfil. Tais procedimentos não são fáceis de serem implementados em um programa de uso geral como é o GAELI. O ideal, do ponto de vista computacional, seria um processo que não alterasse as

propriedades do perfil. Além disto, não deve-se esquecer ainda, que a verificação segundo a teoria básica apresentada em Yu<sup>19</sup> e a adotada pelas normas atuais, não considera as solicitações de torção. A aplicação de tais critérios na verificação de estruturas, em que aparecem momentos torçores significativos, é pelo menos discutível. Finalmente deve-se lembrar o problema de empenamento bastante significativo nestes perfis quando a torção está presente. Neste caso a solução é o emprego de elementos finitos. Conseqüentemente o emprego de seções reduzidas como desejam as normas fica inviável havendo necessidade de se estabelecer critérios de tensões e não de redução de seções.

Para que fosse possível estabelecer o procedimento de cálculo a ser adotado realizou-se um estudo sobre a norma canadense CAN3-S136-M84<sup>3</sup> e também sobre as normas AISI 1986, AISI 1968 (a qual é apresentada por Yu<sup>19</sup>) e sobre a PNB 143 que é baseada na AISI 1962.

A verificação de perfis finos feita pelo pós-processador utiliza a norma CAN S136-M84<sup>3</sup>. Entretanto, fez-se um estudo paralelo sobre um critério de cálculo que reduz a tensão admissível de compressão de modo a evitar problemas de instabilidade elástica localizada (apêndice C).

A norma brasileira PNB 143 trabalha com uma tensão admissível de projeto. Já as normas AISI 1986 e CAN S136-M84<sup>3</sup> são baseadas inteiramente na teoria de estado limite, a qual fornece uma aproximação unificada para o projeto de chapa dobrada. Para trabalhar utilizando estado limite a norma canadense fornece coeficientes de minoração das solicitações obtidas e coeficientes de majoração das cargas.

Outra grande diferença entre a norma PNB 143 e a norma canadense é que a norma brasileira, para abas não enrijecidas, faz uma redução da tensão de compressão, enquanto que a norma canadense aplica o critério da largura efetiva, uma vez que esta norma faz uma unificação dos critérios de projeto.

Um importante caso particular que trata com perfis vasados de forma circular, é a verificação de tubulações industriais de uso em indústrias petroquímicas, neste caso,

adotou-se a norma ANSI B31.3<sup>2</sup>.

Segundo a ANSI B31.3<sup>2</sup> a necessidade de um código para projeto e fabricação de tubulações sob pressão e vasos de pressão surgiu de 1915 à 1925 devido a crescente importância da indústria petroquímica e a uma série de acidentes ocorridos na época. Para solucionar esta deficiência a American Standards Association (ASA) iniciou o projeto B31 em março de 1926 sendo que a primeira edição foi publicada em 1935. Em 1952 ocorreu uma nova edição do código com disposições a respeito de transmissão de gás e correspondentes sistemas de distribuição. Em 1967, a ASA foi reorganizada e seu nome foi mudado para United States of America Standards Institute. Em 1969 o nome do instituto foi trocado novamente para American National Standards Institute (ANSI) sendo este o nome que permanece até hoje. O problema de verificação de tubulações apresenta algumas características especiais frente a outros tipos de estruturas, tais como: os tipos de cargas atuantes (pressão interna, peso próprio da tubulação, cargas de temperatura, etc.), a diminuição da tensão devido a temperatura e a deslocamentos impostos ao longo do tempo (relaxação).

O problema de ruptura por fadiga foi estudado pela primeira vez em 1840 motivado por uma série de falhas ocorridas em eixos de locomotivas. Naquela ocasião, os pesquisadores ficaram especialmente surpresos porque embora o material fosse dúctil o aspecto da ruptura era a mesma apresentada por um material do tipo frágil. O termo fadiga foi introduzido na mesma época para designar falha devida a estados de tensões repetidos. De 1850 a 1860, August Wöhler realizou uma série de ensaios de fadiga estabelecendo um procedimento sistemático para o estudo da mesma. Ele também foi responsável pela introdução dos diagramas tensão x vida útil ( $S \times N$ ), e pela introdução do conceito de limite de fadiga. De 1870 a 1890, Gerber e Goodman aprofundaram os estudos de Wöhler tendo como resultado os diagramas de resistência a fadiga para tensões flutuantes que levam os seus nomes.

Em 1920, Gough apresenta os primeiros resultados sobre fadiga multiaxial. Seguindo esta mesma linha de pesquisa Sines apresenta o seu método para o cálculo de uma tensão

alternante equivalente e de uma tensão média equivalente a partir de um estado multiaxial de tensões.

Segundo Fuchs<sup>9</sup>, em 1930, a indústria automobilística passa a utilizar o jato de esferas (shot-peening) para reduzir os efeitos da fadiga. O jato de esferas é um tratamento superficial que tem como objetivo criar tensões residuais de compressão às quais aliviam as tensões de tração que são causadoras de fadiga.

Em 1945, Miner<sup>14</sup>, apresenta o critério linear para o cálculo do dano acumulado devido a fadiga, o qual foi intensamente utilizado em projetos envolvendo fadiga, e permanece até hoje como um critério para predição da vida útil da peça.

Uma série de desastres envolvendo os aviões Comet, primeiro avião a jato de passageiros, na década de 50, motivaram estudos a respeito dos mecanismos de surgimento e crescimento de trincas. Nesta linha de pesquisa, Irwin<sup>11</sup> apresentou o fator de intensificação de tensões o qual forma a base dos mecanismos de análise elástica linear de fratura e de predição do crescimento da trinca.

A partir da década de 50 os estudos realizados sobre fadiga foram, na sua grande maioria, feitos em conjunto com estudos sobre fratura. Os resultados obtidos até então muitas vezes não eram interligados entre si, havendo até publicações contraditórias. Juvinall<sup>12</sup> foi o primeiro a apresentar de forma clara e organizada a teoria desenvolvida até a década de 60, constituindo-se a sua publicação um dos livros básicos sobre fadiga.

As publicações atuais sobre fadiga tratam, na maioria das vezes, de assuntos específicos. Neste contexto, justifica-se um trabalho que utilize elementos finitos, de um modo geral, para solucionar problemas envolvendo fadiga.

O procedimento utilizado neste trabalho para verificação de uma peça ou estrutura de aço está baseado na teoria clássica de fadiga que foi desenvolvida tendo em vista tipos estruturais específicos tais como eixos (Juvinall<sup>12</sup>, Shigley<sup>15</sup>). Esta teoria é baseada numa série de ensaios que foram realizados com o objetivo de se determinar a resistência

dos materiais à cargas de fadiga . Nestes ensaios, uma série de corpos de prova foram submetidos à cargas de fadiga sendo registrado o número de ciclos de inversão de tensões até a ruptura. Estes corpos de prova devem ter acabamento superficial a nível de espelhamento e estar livres de tensões residuais. Desse modo, o resultado obtido é chamado limite de resistência a fadiga do material  $S_n'$ , o qual é definido como sendo a tensão máxima alternada que pode ser repetida um número indefinido de vezes em um corpo de prova padrão sem causar a falha do mesmo. Para aços, o número de ciclos usual para se atingir o valor de  $S_n'$  é de  $10^6$  ciclos, enquanto que para materiais como o alumínio ou latão não existe um limite de fadiga estabelecido. Na prática adota-se o valor da tensão correspondente a  $5 \times 10^8$  ciclos.

Além da extrapolação da teoria de fadiga para elementos quaisquer foi realizado um estudo sobre o emprego de elementos finitos na obtenção de valores de tensão em pontos de concentração. Este estudo permite se ter uma idéia do tamanho médio de elemento, o qual deve ser usado no ponto de concentração. A determinação deste tamanho médio de elemento realizou-se com o objetivo de situar o erro na determinação de tensões, no ponto de concentração, abaixo de 5%.

No capítulo dois será apresentada a teoria clássica de fadiga, bem como o critério para verificação estrutural sem consideração de fadiga. Como situações particulares deste último caso mencionado será apresentado os critérios para verificação de tubulações da norma ANSI B31.3<sup>2</sup> bem como a teoria básica para verificação de perfis finos.

O capítulo três trata das hipóteses básicas para implementação das verificações, apresentadas no capítulo anterior, no sistema GAELI. Além disto serão apresentados os dados que deverão ser fornecidos, bem como os resultados que serão obtidos.

No capítulo quatro têm-se uma série de exemplos de verificação estrutural de modo a ser analisar a validade, ou não, das hipóteses adotadas.

No capítulo cinco serão apresentadas as conclusões obtidas com base nos resultados do capítulo quatro.

## 2 - TEORIA GERAL

### 2.1 - Verificação Estática Geral

O objetivo deste item é apresentar a verificação da peça quanto a falha por ruptura e por escoamento. As teorias utilizadas para o cálculo de uma tensão equivalente para elementos de barras e para elementos finitos são respectivamente a teoria do atrito interno e a teoria da energia de deformação (von Mises), Marin<sup>19</sup>.

O problema de falha da estrutura ou peça por deslocamentos excessivos não será verificado neste item, devendo esta verificação ser feita pelo próprio usuário utilizando os resultados de deslocamentos fornecidos pelo sistema Gaeli em conjunto com o sistema de filtros que possui o pós-processador (ver Groehs<sup>10</sup>).

#### 2.1.1 - Verificação Estática de Elementos de Barra

A verificação que será apresentada neste item é uma verificação geral de elementos de barra. Nos subcapítulos 2.2 e 2.3 serão apresentados casos particulares de verificação de elementos de barras cujas seções são abertas e de paredes finas (perfis finos) ou circulares vasadas (tubulações) devido a sua grande importância prática.

O cálculo das tensões é feito utilizando-se as fórmulas clássicas da resistência dos materiais. Nestes cálculos não são considerados os esforços cortantes. Os momentos fletores  $M_z$  e  $M_y$ , que são calculados em relação aos eixos principais de inércia, e o esforço normal  $F_x$  dão origem à tensões normais. O momento torçor  $M_x$  fornece tensões de corte. Estas duas tensões são utilizadas para calcular as tensões principais correspondentes, que podem ser obtidas pelas equações (2.1.1) e (2.1.2), as quais podem ser deduzidas a

partir do círculo de Mohr.

$$S_1 = \frac{1}{2} \left[ S_x + \sqrt{S_x^2 + 4 T_{xy}^2} \right] \quad (2.1.1)$$

$$S_3 = \frac{1}{2} \left[ S_x - \sqrt{S_x^2 + 4 T_{xy}^2} \right] \quad (2.1.2)$$

Na equação acima  $S_x$  é a tensão normal segundo o eixo X, a qual pode ser calculada pela equação (2.1.3), e  $T_{xy}$  é a tensão de corte a qual pode ser calculada pela equação (2.1.4)

$$S_x = \pm \frac{F_x}{A_x} \pm \frac{M_z y}{I_z} \pm \frac{M_y z}{I_y} \quad (2.1.3)$$

$$T_{xy} = \frac{M_x}{W_t} \quad (2.1.4)$$

onde  $A_x$  é a área da seção transversal do elemento;  $I_z$ ,  $I_y$  são os momentos de inércia calculados em relação aos eixos principais de inércia da seção  $Z_L$  e  $Y_L$  respectivamente;  $y$ ,  $z$  são as distâncias nos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$  em relação ao ponto onde se quer calcular a tensão;  $W_t$  é o momento resistente a torção (ver Dubbel<sup>7</sup>).

Como foi mencionado anteriormente, utiliza-se a teoria do atrito interno para obtenção de uma tensão equivalente porque ela permite trabalhar com tensão admissível de tração igual ou diferente da tensão admissível de compressão. Com esta possibilidade pode-se verificar peças com tensão admissível de compressão menor do que a tensão admissível a tração. O critério do atrito interno pode ser representado pela equação (2.1.5)

$$Seq = S_1 - q_1 S_3 \quad (2.1.5)$$

onde  $S_1$  e  $S_3$  são as tensões principais não nulas,  $Seq$  é a tensão equivalente que deverá ser comparada com a tensão admissível de tração e  $q_1$  é a relação entre a tensão admissível de tração e a tensão admissível de compressão.

## 2.1.2 - Verificação Estática de Elementos Finitos

### 2.1.2.1 - Cálculo das Tensões Principais

O problema consiste em determinar as tensões principais a partir de um estado de tensões em um ponto, definido pelo tensor de tensões,  $S_{ij}$ ;  $i, j = 1, 2, 3$ . Para se determinar as direções principais deve-se diagonalizar o tensor de tensões, para isto, deve-se utilizar a equação (2.1.6), que é a equação característica do sistema sendo as suas raízes as tensões principais.

$$- S^3 + I_1 S^2 - I_2 S + I_3 = 0 \quad (2.1.6)$$

Na equação acima  $I_1, I_2, I_3$  são os invariantes de tensões.

### 2.1.2.2 - Cálculo da Tensão Equivalente por Von Mises

A teoria da máxima energia de distorção diz que a energia de distorção em um ponto não deve ultrapassar a energia de distorção máxima correspondente a um nível de tensão ( $S_{adm}$ ) máxima verificada no ensaio de tração simples do material de que é feito o corpo.

A teoria de von Mises permite obter, a partir da energia de distorção, um valor de tensão equivalente dado por (2.1.7)

$$S_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(S_1 - S_2)^2 + (S_2 - S_3)^2 + (S_3 - S_1)^2} \quad (2.1.7)$$

que deve cumprir

$$S_{eq} \leq S_{adm} \quad (2.1.8)$$

para que se verifique o que foi mencionado acima.

## 2.2 - Verificação Estática de Perfis Finos

No que segue será realizado um pequeno estudo comparativo entre procedimentos de verificação adotados por Yu<sup>17/18</sup>, e os adotados por normas mais modernas, tais como a norma canadense CAN S136-M84<sup>9</sup>.

Os fenômenos a serem considerados na verificação de elementos de barra com seção vasada, aberta ou fechada, podem ser divididos no grupo de fenômenos locais e no grupo dos fenômenos globais. Os primeiros referem-se ao que pode ocorrer ao redor de um ponto em cada uma das abas do perfil. Envolve o estudo de flambagem local das placas que constituem as abas e do nível de tensão máximo que deve permanecer abaixo de alguma tensão admissível (normalmente baseada na tensão de escoamento). O grupo dos fenômenos globais referem-se ao que pode ocorrer com o elemento considerado como um todo. Envolve o estudo de flambagem por flexão, torção e flexo-torção no caso de elementos predominantemente submetidos a esforços normais. Também envolve o estudo de flambagem por flexão lateral em peças submetidas predominantemente a flexão, e flambagem por torção no caso de solicitações de torção. O cortante associado à flexão pode ainda produzir flambagem de alma. Este grupo ainda envolve problemas de flexo-compressão.

Qualidades, vantagens e tipos de materiais utilizados em estruturas de chapa dobrada a frio podem ser encontradas em Yu<sup>19</sup>.

### 2.2.1 - Definições Gerais

Neste trabalho, o termo elemento, usualmente empregado, será substituído pelo termo aba para indicar uma parte da seção com a finalidade de evitar uma confusão com o termo elemento finito.

- Aba Comprimida Enrijecida:

É uma placa comprimida, enrijecida nas duas bordas paralelas à direção de atuação da tensão. Como exemplo pode-se citar as abas 3 e 9 da figura (2.2.1).

- Aba com Enrijecimento Múltiplo:

É uma aba que contém enrijecedores internos localizados entre os extremos. Como exemplo pode-se citar toda a parte superior da seção que é composta pelas abas 5, 6 e 7.

- Aba Secundária de uma Aba com Enrijecimento Múltiplo:

É a porção plana da aba com um enrijecimento múltiplo. Na figura (2.2.1) corresponde as abas 5 e 7.

- Largura da Parede (c'):

É a largura da parte reta da aba não incluindo a parte curva.

- Largura Efetiva (b):

É a dimensão que deve ser utilizada no lugar da largura da parede quando se torna necessária a redução desta para fins de projeto.

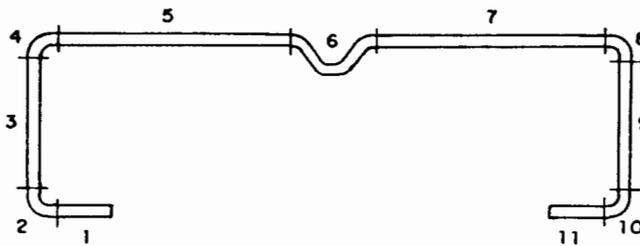


Fig.(2.2.1) - Definições.

### 2.2.2 - Critérios de Projeto

Conforme mencionado anteriormente, as normas mais antigas baseiam o seu projeto numa tensão admissível de projeto  $\bar{S}_b$ . Yu<sup>10</sup> sugere a utilização de um fator de segurança de 5/3 que deve ser aplicado na tensão de escoamento conforme (2.2.1).

$$\bar{S}_b = \frac{S_e}{5/3} = \frac{S_e}{1.67} \quad (2.2.1).$$

Já a norma brasileira PNB143 utiliza um coeficiente de 1.65.

No caso da norma canadense, a tensão utilizada no

projeto é a própria tensão de escoamento ( $\sigma_e$ ). Neste caso, a norma fornece coeficientes de majoração da carga e coeficientes de diminuição das solicitações os quais são função do tipo de carregamento que está atuando sobre a estrutura.

### 2.2.3 - Flambagem Local e Resistência Pós-Flambagem de Elementos de Chapa Dobrada

Segundo Cheng<sup>6</sup>, o critério mais importante de projeto de estruturas de aço é a flambagem. No projeto convencional utilizando perfis padrão ou placas, a flambagem local é evitada através da utilização de seções suficientemente compactas ou através da utilização de enrijecedores de alma quando necessários. Estas medidas fazem com que apenas a flambagem total da peça venha a ser considerada no projeto.

Entretanto, elementos construídos com chapa dobrada a frio, que se caracterizam por apresentar uma pequena espessura e uma relação largura-espessura com um valor grande (admitem-se relações largura-espessura da ordem de 500 para determinados tipos de abas), podem sofrer flambagem local com níveis de tensão bastante inferiores que a tensão de escoamento.

De um modo geral, a flambagem local não representa a capacidade de resistência última do perfil. Muitas vezes, a estrutura possui ainda uma resistência pós-flambagem superior à tensão de flambagem local inicial. Conseqüentemente, a resistência pós-flambagem de elementos comprimidos deve ser usada em projetos de chapa dobrada como uma vantagem econômica requerendo, entretanto, um método mais sofisticado de análise.

#### 2.2.3.1- Flambagem Elástica Local de Placas

A tensão crítica de flambagem de placa segundo Yu<sup>10</sup> pode ser determinada a partir da equação diferencial baseada na hipótese das pequenas deformações, cuja solução pode ser vista em (2.2.2).

$$\sigma_{cr} = \frac{K_1 \pi^2 E}{12 (1 - \nu^2) (c'/t)} \quad (2.2.2)$$

Na equação (2.2.2)  $K_1$  é uma constante para uma placa retangular longa, que depende do tipo de carregamento que está atuando sobre a placa e das condições de contorno desta,  $c'/t$  é a relação entre a largura da parede e a espessura do perfil,  $E$  é módulo de Young e  $\nu$  é o coeficiente de Poisson. Uma tabela com valores de  $K_1$  pode ser encontrada em Yu<sup>19</sup>.

### 2.2.3.2 - Resistência Pós-Flambagem e Largura Efetiva de Projeto

Como a maior diferença entre o processo de cálculo apresentado por Yu<sup>19</sup> e a norma canadense encontra-se nesse item, será apresentado o formulário correspondente a cada uma das normas.

Em uma placa enrijecida quando é atingida a carga crítica há uma redistribuição de tensões e a tensão crítica é ultrapassada nas bordas. A distribuição tensões torna-se, então, não uniforme. Este comportamento da placa é abordado no projeto através do conceito de largura efetiva  $b$  introduzido por von Karman em 1932. Segundo ele, a largura efetiva é uma largura fictícia de placa sobre a qual atua uma distribuição uniforme de tensão  $S_{max}$  que tem como resultante a mesma carga de ruptura que a distribuição de tensões real  $\bar{S}$  atuando sobre toda a largura. O procedimento fica melhor exemplificado pela figura (2.2.2) e pela equação (2.2.3).

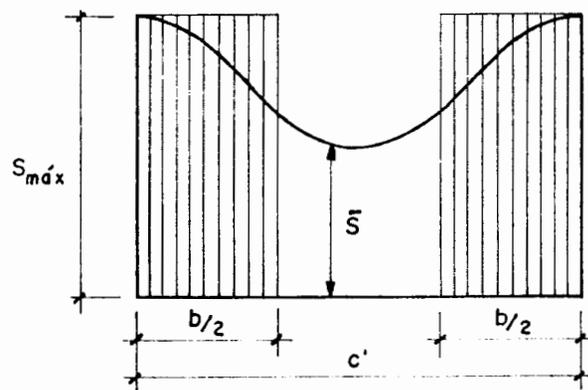


Fig.(2.2.2) - Método da largura efetiva.

$$\int_0^{c'} \bar{S} ds = b S_{max} \quad (2.2.3)$$

Para uma placa longa submetida a uma compressão uniforme, a tensão de flambagem elástica conforme já foi visto pode ser obtida pela (2.2.2).

Substituindo-se a largura de parede  $c'$  pela largura de projeto  $b$  e utilizando as considerações feitas por Cheng<sup>6</sup> têm-se a equação (2.2.4) que é adotada pela norma canadense.

$$\frac{b}{t} = 0.95 \sqrt{\frac{K_1 E}{S}} \left[ 1 - \frac{0.208}{c'/t} \sqrt{\frac{K_1 E}{S}} \right] - R^* \quad (2.2.4)$$

Na equação (2.2.4),  $S$  é a tensão na aba comprimida calculada com base na largura efetiva (ver itens 2.2.4.1 e 2.2.4.2) e  $R^*$  é um fator que visa corrigir a largura efetiva para abas com enrijecimento múltiplos. Neste trabalho, o fator  $R^*$ , ver CAN S136-M84 item 5.6.2.2, não será considerado.

A equação (2.2.4) é utilizada pela norma canadense tanto para abas enrijecidas como para abas não enrijecidas. A diferença de um caso para outro está no valor da contante  $K_1$ , que é igual a 4 para abas enrijecidas e igual a 0.5 para abas não enrijecidas. O cálculo da largura efetiva somente é necessário se a relação  $c'/t$  for maior que o valor limite permitido para a relação, o qual é fornecido pela equação (2.2.5).

$$\left( \frac{c'}{t} \right)_{lim} = 0.644 \sqrt{\frac{K_1 E}{S}} \quad (2.2.5)$$

O esquema de uso da equação (2.2.4) e (2.2.5) é apresentado no item 2.2.4.1 e 2.4.4.2.

O processo apresentado anteriormente é utilizado pela norma canadense e por outras normas tais como a AISI 1986. Já o

método apresentado por Yu<sup>19</sup> (AISI 1968) trata de forma distinta as abas enrijecidas e abas não enrijecidas. Para o cálculo de abas comprimidas enrijecidas é utilizado o método da largura efetiva, a qual pode ser calculada pela equação (2.2.6).

$$b = 1.9 t \sqrt{\frac{E}{1.67 S}} \left( 1 - \frac{0.415}{c'/t} \sqrt{\frac{E}{1.67 S}} \right) \quad (2.2.6)$$

O cálculo da largura efetiva somente é necessário se a relação  $c'/t$  for maior que o valor limite para essa relação, o qual pode ser obtido pela equação (2.2.7) onde  $S$  é obtido de forma idêntica a enfocada no item 2.2.4.1 e.2.2.4.2.

$$\left( \frac{c'}{t} \right)_{\text{lim}} = \sqrt{\frac{E}{S}} \quad (2.2.7)$$

Para abas comprimidas não enrijecidas Yu<sup>19</sup> utiliza o critério da redução da tensão admissível de compressão ( $Sc'$ ) o qual pode ser visto nas equações abaixo

para  $\frac{c'}{t} \leq 0.3685 \sqrt{\frac{E}{Se}}$  têm-se

$$Sc' = 0.6 Se \quad (2.2.8)$$

para  $0.3685 \sqrt{\frac{E}{Se}} < \frac{c'}{t} \leq 0.8384 \sqrt{\frac{E}{Se}}$  têm-se

$$Sc' = Se \left[ 0.767 - 0.453 \sqrt{\frac{Se}{E}} \frac{c'}{t} \right] \quad (2.2.9).$$

Observação: Quando o limite de escoamento do aço for inferior a 235 MPA e quando for cumprida a condição (2.2.10) então deve-se usar a equação (2.2.11), caso cumpra-se a condição (2.2.12) então deve-se utilizar a equação (2.2.13)

$$0.3685 \sqrt{\frac{E}{S_e}} < \frac{c'}{t} < 25 \quad (2.2.10)$$

$$S_{c'} = 0.6 S_e - \frac{A_1}{B_1} \quad (2.2.11)$$

sendo

$$A_1 = \left[ \frac{c'}{t} - 0.3685 \sqrt{\frac{E}{S_e}} \right] \left[ 0.6 S_e - \frac{E}{2305} \right]$$

$$B_1 = 25 \left[ 1 - 0.0147 \sqrt{\frac{E}{S_e}} \right]$$

$$0.8384 \sqrt{\frac{E}{S_e}} < \frac{c'}{t} < 25 \quad (2.2.12)$$

$$S_{c'} = \frac{0.2712 E}{(c'/t)^2} \quad (2.2.13).$$

Para cantoneiras com relação  $c'/t$  entre 25 e 60 deve-se utilizar (2.2.13) e para outros tipos de seção deve-se utilizar a (2.2.14).

$$S_{c'} = (6.712 \times 10^{-4} - 9.492 \times 10^{-6} (c'/t)) E \quad (2.2.14)$$

Neste trabalho serão usadas basicamente as expressões (2.2.4), (2.2.5) e em casos especiais as expressões (2.2.8) até (2.2.14).

#### 2.2.4 - Verificações Estruturais para Perfis de Chapa Dobrada a Frio

Os procedimentos aqui apresentados estão baseados na norma canadense.

#### 2.2.4.1 - Elementos Submetidos a Esforço Normal

A grande maioria dos perfis padrão utilizados para suportar cargas de compressão possuem seção com dupla simetria de modo que a flambagem por flexão irá controlar o projeto.

Entretanto perfis feitos com chapa dobrada a frio tem uma pequena espessura e em muitos casos a seção não é simétrica fazendo com que o centro de corte da seção não coincida com o centro de gravidade da mesma. Conseqüentemente esta seção ficará submetida não somente a flexão com relação aos eixos centrais mas, também a torção com relação ao centro de corte. A combinação destes dois efeitos é chamada de flambagem por flexo-torção.

Segundo Tamagna<sup>16</sup>, as peças de chapa dobrada podem falhar por diversas maneiras quando submetidas a compressão, a saber:

- 1 - Escoamento;
- 2 - Flambagem Global da coluna:
  - a) Flambagem por flexão (flexão em torno de um eixo principal);
  - b) Flambagem por torção (giro em torno do centro de corte);
  - c) Flambagem por flexo-torção (composição das duas anteriores);

3 - Flambagem local de uma ou mais de suas paredes constituintes.

##### 2.2.4.1.1 - Escoamento (Esforço normal de tração)

Para verificar se a peça não falha por escoamento deve-se calcular a carga limite de tração  $T_r$  conforme equação (2.2.15)

$$T_r = \phi A_x S_e$$

(2.2.15)

onde  $A_x$  é a área da seção transversal e  $\phi$  é um coeficiente de redução da carga (ver CAN S136-M84<sup>9</sup> item 6.2).

#### 2.2.4.1.2 - Flambagem Global e Local

A carga limite de compressão pode ser calculada pela equação (2.2.16)

$$C_r = \phi_a A_{ef} S_{cr}^* \quad (2.2.16)$$

onde  $\phi_a$  é um coeficiente de redução de carga para compressão axial (ver CAN S136 - M84<sup>9</sup> item 6.2);  $A_{ef}$  é a área efetiva da seção calculada levando-se em consideração a largura efetiva, cujo cálculo é feito fazendo-se  $S = S_{cr}^*$  na equação (2.2.4), de cada uma das abas que compõem a seção; e  $S_{cr}^*$  é a tensão crítica de flambagem a qual pode ser determinada pela equação (2.2.17) ou (2.2.18) conforme o caso.

$$S_{cr}^* = S_e - \frac{S_e^2}{4 S_p^*} \quad \text{se } S_p^* \geq S_e/2 \quad (2.2.17)$$

$$S_{cr}^* = S_p^* \quad \text{se } S_p^* < S_e/2 \quad (2.2.18)$$

O valor da tensão crítica de flambagem reduzida  $S_p^*$  é definido pela equação (2.2.19)

$$S_p^* = 0.833 S_{cr}^{**} \quad (2.2.19)$$

onde  $S_{cr}^{**}$  é a tensão de flambagem dominante que é calculada de acordo com o tipo de seção conforme apresentado a seguir.

##### a) Seções com dupla simetria

Para este tipo de seção,  $S_{cr}^{**}$  é o menor dos dois valores,  $S_{ez}$  e  $S_{ey}$ , definidos respectivamente pelas equações (2.2.20) e (2.2.21).

$$S_{ez} = \frac{\pi^2 E}{(k L/r_z)^2} \quad (2.2.20)$$

$$S_{ey} = \frac{\pi^2 E}{(k L/r_y)^2} \quad (2.2.21)$$

Nas equações acima,  $S_{ez}$  e  $S_{ey}$  são tensões de flambagem,  $k$  é o fator de comprimento efetivo (neste trabalho será adotado  $k = 1$  para simplificar a entrada de dados)  $r_z$  e  $r_y$  são os raios de giração, calculados considerando toda seção como efetiva, em relação aos eixos  $Z_L$  e  $Y_L$ .

b) Seção com um ponto de simetria

Para este tipo de seção o valor de  $S_{cr}^{**}$  é o menor dos valores obtidos pelas equações (2.2.20), (2.2.21) e (2.2.22)

$$S_{to} = \frac{1}{A x r_o^2} \left[ \frac{\pi^2 E C_v}{(k L)^2} + G J \right] \quad (2.2.22)$$

onde  $S_{to}$  é a tensão de flambagem devida a torção,  $C_v$  é a constante de empenamento da seção transversal,  $L$  é o comprimento da peça,  $G$  é o módulo de elasticidade transversal e  $r_o$  é o raio polar de giração em torno do centro de corte que é obtido pela equação (2.2.23)

$$r_o^2 = r_z^2 + r_y^2 + z_o^2 \quad (2.2.23)$$

onde  $z_o$  é a distância do centro de corte ao centro de gravidade.

c) Peças com um eixo de simetria.

Para seções com um eixo de simetria deve-se adotar o

eixo x como sendo eixo de simetria.

Para este tipo de seção a tensão  $Scr^{**}$  é o menor valor entre  $Se_y$  e  $St_{fo}$  (tensão de flambagem torcional elástica sob carregamento centrado) a qual é definida pela equação (2.2.24)

$$St_{fo} = \frac{Se_z + St_o - \sqrt{(Se_z + St_o)^2 - 4 \beta Se_z St_o}}{2 \beta} \quad (2.2.24)$$

sendo

$$\beta = 1 - \left( \frac{z_o}{r_o} \right)^2 \quad (2.2.25).$$

Para este tipo de seção, quando as abas não forem enrijecidas, deve-se verificar também a possibilidade de flambagem local da aba através da equação (2.2.26).

$$Cr = \phi Ax \frac{\pi^2 E K_1}{12 (1 - \nu^2) (c'/t)^2} \quad (2.2.26)$$

Neste caso, é adotado para  $Cr$  o menor valor entre os valores calculados pelas expressões (2.2.16) e (2.2.26).

#### d) Peças assimétricas

A norma canadense não apresenta equações para analisar estes tipos de seções.

#### 2.2.4.2 - Elementos Submetidos a Flexão

Neste procedimento, as características geométricas da seção devem ser calculadas considerando-se as larguras efetivas das paredes.

No caso de verificação de um perfil quanto a flexão podem ocorrer duas situações: eixo neutro mais próximo ou equidistante da borda tracionada (tensão máxima na borda

comprimida) e seção com eixo neutro mais próximo da aba comprimida (tensão máxima na borda tracionada - processo iterativo).

No caso do processo iterativo deve-se seguir o procedimento abaixo:

1) Calcular a tensão na borda comprimida considerando toda a seção da peça como efetiva, e utilizar este valor como primeira aproximação para  $S$ . Onde  $S = S_e$  caso a tensão maior ocorra na aba comprimida. Caso a tensão maior ocorra na aba tracionada o valor de  $S$  na aba comprimida deve ser calculado considerando a tensão  $S_e$  na aba tracionada. Seja  $S_1$  o primeiro valor de  $S$ .

2) Calcular o valor limite para a relação  $c'/t$  utilizando o valor de  $S_1$  e verificar se é necessário a redução da largura utilizando a equação (2.2.5).

3) Caso seja necessário, calcular  $b_1$ , equação (2.2.4) utilizando o valor de  $S_1$  definido anteriormente.

4) Calcular o novo valor do centro de gravidade e da tensão na aba comprimida  $S_2$ .

5) Comparar os valores de  $S_1$  e  $S_2$ . Caso estes valores não sejam próximos então repetir o processo com  $S = S_2$  a partir do item 3. Em caso contrário deve-se calcular os momentos de inércia da seção bem como os momentos limites desta.

Para que a tensão utilizada no cálculo seja a tensão de escoamento é necessário que a peça esteja apoiada ao longo de toda sua lateral, caso contrário, a tensão utilizada deve ser reduzida para evitar-se flambagem lateral. O procedimento para redução da  $S_e$  pode ser encontrado na norma CAN S136 M84<sup>9</sup> nos itens 6.4.2, 6.4.2.2, 6.4.2.3, 6.4.3 e 6.4.4. Este valor de tensão reduzida deve ser utilizada no lugar de  $S$  no primeiro item do procedimento acima apresentado.

Para se considerar os efeitos da flambagem lateral na verificação do perfil deve-se conhecer a distância entre os contraventamentos. Para facilitar a entrada de dados,

convencionou-se que os nós do elemento de barra terão contraventamentos, logo a distância entre contraventamentos é o próprio comprimento da barra. Caso se queira um maior número de contraventamentos deve-se introduzir novos nós.

O momento limite segundo a norma canadense é o menor dos momentos calculados pelas equações abaixo

$$M_r = \phi W_c S \quad (2.2.27)$$

$$M_r = \phi W_t S_e \quad (2.2.28)$$

onde  $W_c$  é o momento resistente calculado com base no momento de inércia da seção efetiva dividido pela distância entre o eixo neutro e o extremo da fibra comprimida,  $W_t$  é o momento resistente calculado com base no momento de inércia da seção efetiva dividido pela distância entre o eixo neutro e o extremo da fibra tracionada, e  $S$  é a tensão na fibra comprimida.

A norma canadense preve ainda mais duas verificações para obtenção do momento limite.

A primeira delas diz respeito a uma tensão limite  $S_{wb}$  que pode ocorrer na alma devido ao momento. O procedimento para cálculo dessa tensão pode ser encontrado na norma CAN S136-M84<sup>3</sup> no item 6.4.3, porém, cabe salientar que na grande maioria dos casos o resultado obtido por essa formulação é igual ao obtido por (2.2.32). Esta formulação passa a ser importante apenas quando a relação entre a altura da alma e a espessura da chapa apresentar valores próximos a 200.

A segunda verificação diz respeito a flambagem local de abas não enrijecidas, principalmente em perfis do tipo "C" e "Z", que é feita utilizando-se a equação (2.2.29).

$$M_r = \phi \frac{0.5 \pi^2 E W_c}{12 (1 - \nu^2) (c'/t)} \quad (2.2.29)$$

O momento limite adotado é menor dos momentos calculados pelas expressões (2.2.27) até (2.2.29).

### 2.2.4.3 Efeito do Corte nas Almas

A carga limite de corte da alma deve ser determinada pela equação (2.2.30)

$$V_r = \phi A_w S_v \quad (2.2.30)$$

onde  $A_w$  é a área da alma e  $S_v$  é a tensão limite de corte que é determinado segundo formulário abaixo.

$$\text{Se } H \leq \sqrt{\frac{K_v E}{S_e}} \quad \text{então}$$

$$S_v = 0.64 S_e \quad (2.2.31)$$

onde  $H$  é a relação entre a altura da alma e a espessura da chapa, e  $K_v$  é o coeficiente de flambagem ao corte.

$$\text{Se } \sqrt{\frac{K_v E}{S_e}} < H \leq 1.41 \sqrt{\frac{K_v E}{S_e}} \quad \text{então}$$

$$S_v = \frac{0.641 \sqrt{K_v S_e E}}{H} \quad (2.2.32)$$

$$\text{Se } H > 1.41 \sqrt{\frac{K_v E}{S_e}} \quad \text{então}$$

$$S_v = \frac{\pi^2 E K_v}{12 (1 - \nu^2) H^2} \quad (2.2.33)$$

A constante  $K_v$  utilizada no formulário anterior é função da distância entre enrijecedores transversais. Para simplificar a entrada de dados convencionou-se que a alma não terá enrijecedores transversais, neste caso a constante  $K_v$  é igual a 5.34.

## 2.3 - Teoria Geral sobre Tubulações

### 2.3.1 - Tensões nas Paredes dos Tubos

Considerando-se o caso geral de uma tubulação submetida a uma série de cargas simultâneas, em cada porção da parede do tubo aparecerão 3 tensões normais e 3 tensões tangenciais de cisalhamento. As tensões normais são a tensão longitudinal  $S_l$ , a tensão circunferencial  $S_c^*$  e a tensão radial  $S_r^*$  as quais podem ser vistas na figura (2.3.1).

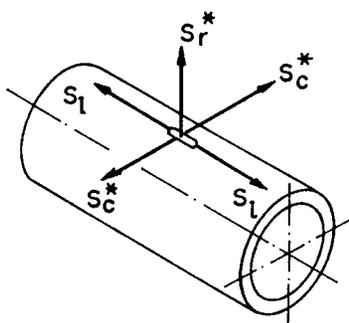


Fig.(2.3.1) - Distribuição de tensões em uma tubulação.

As tensões circunferencial e radial são produzidas pela carga de pressão aplicada pelo fluido. Como a espessura do tubo é pequena em relação ao raio do mesmo, resulta uma tensão radial pequena com relação à circunferencial. A pressão também produz tensão longitudinal que deve ser somada àquela produzida por momentos e esforços normais provenientes das cargas de peso próprio e acessórios. Estas últimas produzem tensões de corte. As tensões de corte mais importantes são as produzidas pelo momento torçor. A norma utiliza a tensão circunferencial do tubo para calcular a espessura necessária e com esta realiza uma verificação com tensões longitudinais e com tensões de corte devido à torção.

### 2.3.2 - Definições e Considerações Gerais

#### 2.3.2.1 - Carregamento e Tensões Primárias

Denominam-se tensões primárias as tensões que são

produzidas por carregamentos como pressão interna, peso próprio, peso do fluido, peso de acessórios e vibrações. A característica básica destas tensões é o fato delas não serem variáveis ao longo do tempo e de serem proporcionais a carga, ou seja, se a carga aumenta, aumentam também os valores das tensões. Os carregamentos acima citados são ditos do tipo primário.

### 2.3.2.2 - Carregamento e Tensões Secundárias

Segundo Telles <sup>17</sup>, denominam-se tensões secundárias as tensões que resultam de carregamentos térmicos ou de deslocamentos impostos em algum ponto de apoio. Os carregamentos mencionados acima são ditos do tipo secundário. As tensões secundárias tendem a diminuir de intensidade com o passar do tempo, em consequência do fenômeno da relaxação.

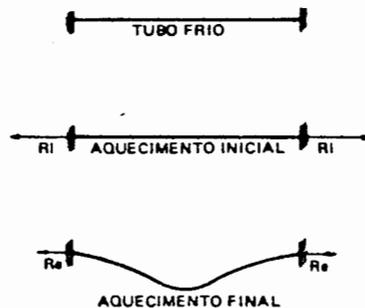


Fig.(2.3.2) - Dilatação de um tubo reto.

O conceito de relaxação pode ser explicado tomando-se como exemplo um tubo reto ancorado nos extremos conforme figura (2.3.2). O aquecimento deste tubo causa, num primeiro momento, fortes tensões internas e reações sobre as ancoragens ( $R_i$ ). A estrutura acima submetida a um campo de tensões térmicas durante um período de tempo prolongado sofre um processo de acomodação interno no qual ocorre um alívio de tensões acompanhado do surgimento de deformações permanentes como consequência. Como essas deformações aumentam com o comprimento do tubo, pode-se concluir que o valor das reações sobre as ancoragens ( $R_e$ ) e das tensões internas irão diminuir. Se agora

o tubo for resfriado, aparecerão tensões e reações de sinal contrário, as forças  $R_i$ , que tenderão a encurtar o tubo e fazê-lo retornar a posição original.

O gráfico da figura (2.3.3) mostra as tensões máximas em função do tempo. Pode-se ver que a tensão de regime é menor que a máxima inicial e que o primeiro ciclo termina com uma tensão residual negativa, com a qual começará o segundo ciclo. A tensão máxima no segundo ciclo será, por isso, menor que no primeiro. Com a repetição de vários ciclos, a tensão máxima e a tensão de regime tendem a diminuir assintoticamente, de forma que depois de um certo tempo a tensão máxima positiva e a tensão máxima negativa tendem a se igualar.

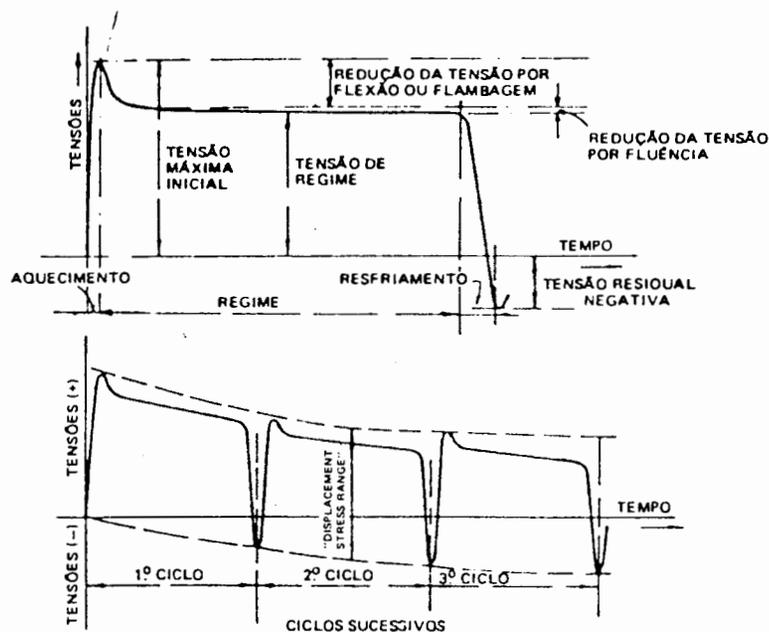


Fig.(2.3.3) - Curva de variação das tensões em função do tempo.

A este fenômeno de redução de tensões de dilatação denomina-se de relaxação, a qual nada mais é do que uma acomodação do sistema para a situação de quente dilatado.

Cabe salientar que as deformações permanentes devidas à relaxação não são graves, sendo perfeitamente toleráveis desde que os valores iniciais dos esforços sejam mantidos dentro dos limites aceitos pela norma. Por este motivo, a norma ANSI B31.3<sup>2</sup> permite que o valor inicial das tensões secundárias seja da ordem de grandeza do limite elástico do material na correspondente temperatura, e portanto suficiente para causar deformações locais permanentes.

#### 2.3.2.3 - Pressão de Projeto

A norma ANSI B31.3<sup>2</sup> define pressão de projeto como sendo a pressão interna correspondente a condição mais severa de pressão e temperatura simultâneas que possam ocorrer em serviço normal.

#### 2.3.2.4 - Temperatura de Projeto

A temperatura de projeto é definida como sendo a temperatura de operação correspondente à pressão de projeto.

Para o cálculo das dilatações térmicas, e dos esforços resultantes das mesmas, deve-se empregar sempre a temperatura mais alta que possa ocorrer na tubulação, ainda que o seu valor seja correspondente a uma combinação pressão-temperatura que não seja a de projeto.

#### 2.3.2.5 - Coeficientes de Flexibilidade (K)

O coeficiente de flexibilidade pode ser definido como sendo a relação entre a flexibilidade que teria um trecho de tubo reto e o acessório em questão, nas mesmas condições de temperatura e carregamento. O fator de flexibilidade exprime a flexibilidade adicional que possuem estes acessórios. No apêndice A a tabela (A.1) mostra alguns valores para o coeficiente de flexibilidade.

#### 2.3.2.6 - Coeficientes de Concentração de Tensões

Os coeficientes de concentração de tensões, como definidos pela norma, são os fatores que exprimem, para diversos tipos de acessório, as concentrações de tensões que se verificam em consequência de descontinuidades geométricas causadas pelos mesmos. Esses fatores devem ser multiplicados pelos momentos calculados, para se levar em conta o efeito de concentração de tensões.

A norma ANSI B31.3<sup>2</sup> fornece dois valores de coeficientes de concentração de tensões para momentos fletores, sendo que um deles atua no plano da curva (ii) enquanto que o outro atua no plano normal a curva (io). O fator de concentração do momento torçor tem valor em torno de 1 e não será considerado. A figura (2.3.4) mostra como identificar o plano da curva e o plano normal a curva.

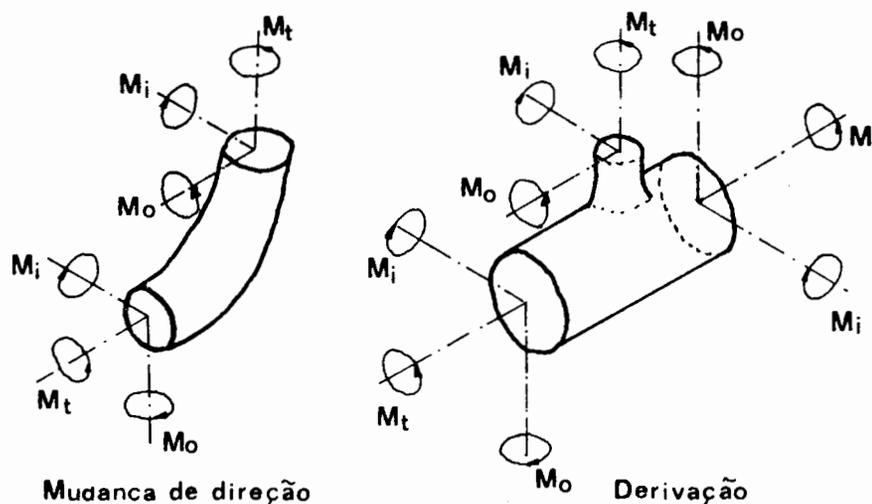


Fig. (2.3.4) - Identificação dos planos de atuação dos coeficientes i.

Na figura (2.3.4) os símbolos  $M_i$  e  $M_o$  identificam o momento fletor atuante no plano da curva e no plano normal à curva respectivamente. Cabe salientar que no sistema Gaeli os momentos disponíveis são  $M_x$ , de torção,  $M_y$  e  $M_z$  de flexão. Estes momentos são referidos ao sistema local constituído pelos eixos principais de inércia da seção e pelo eixo do elemento de barra.

Como o sistema não tem como discernir qual dos momentos  $M_y$  ou  $M_z$  está no plano ou fora do plano do acessório adota-se um único coeficiente de concentração de tensões  $i$  que é o maior valor entre  $i_i$  e  $i_o$ . O fato de se considerar o maior dos dois valores não altera muito os resultados finais porque estes coeficientes são normalmente muito próximos um do outro. Os acessórios são representados por trechos de elementos retos. Para trechos retos de tubulação o coeficiente de concentração de tensões é 1. No apêndice A a tabela (A.1) fornece alguns valores para os coeficientes  $i_i$  e  $i_o$ .

As equações apresentadas daqui para frente irão utilizar o valor único  $i$  para o coeficiente de concentração de tensões conforme explicado anteriormente.

#### 2.3.2.7 - Verificação e Flexibilidade de Tubulações

A norma ANSI B31.3<sup>2</sup> estabelece que a verificação de uma tubulação será feita considerando de forma independente as tensões primárias (que serão comparadas com as tensões primárias admissíveis) e as tensões secundárias (que serão comparadas com as tensões secundárias admissíveis).

Chama-se de flexibilidade de uma tubulação a capacidade de que tem a mesma de absorver as dilatações térmicas por meio de simples deformações nos diversos trechos de tubo. Nos sistemas planos as deformações resumem-se em flexões enquanto que nos sistemas espaciais tem-se também torções.

Diz-se que um sistema é tanto mais flexível quanto menores forem as tensões internas, reações e momentos de reação sobre os pontos de fixação ou de restrição de movimentos, para uma mesma dilatação térmica. A flexibilidade será considerada suficiente quando essas tensões e reações não ultrapassem os respectivos valores máximos admissíveis.

#### 2.3.3 - Cálculo da Espessura da Tubulação

A espessura da tubulação é determinada a partir da carga primária de pressão. Prende-se tal procedimento ao fato da pressão produzir a tensão circunferencial que é a maior

tensão envolvida no processo.

A norma ANSI.B.31<sup>2</sup> estabelece para o cálculo da espessura mínima a fórmula Boardman apresentada na equação (2.3.1)

$$t_m = \frac{P D}{2 (Sh E_f + P \gamma)} + C \quad (2.3.1)$$

onde P é a pressão interna de projeto, D é o diâmetro externo, E<sub>f</sub> é a eficiência de solda, Sh é a tensão admissível primária do material na temperatura máxima do ciclo de variação de temperatura, γ é o coeficiente de correção que varia de acordo com o material e a temperatura, e C é a soma das sobre-espessuras de corrosão, erosão, abertura de roscas e chanfros. As tabelas (A.2) e (A.3), no apêndice A, apresentam valores para o coeficiente de redução e para a eficiência de solda.

Cabe salientar que o valor da espessura obtido em (2.3.1) deve ser maior ou igual a 7/8 da espessura comercial.

Na comparação acima utiliza-se a constante de 7/8 para se levar em consideração a excentricidade entre a circunferência interna e externa que formam o tubo (a qual é um defeito usual na fabricação de tubos) conforme figura (2.3.5).

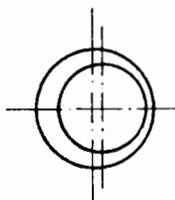


Fig.(2.3.5)- Defeito usual na fabricação de tubos.

#### 2.3.4 - Cálculo do Vão entre Suportes

O cálculo do vão máximo admissível entre os suportes de uma tubulação é feito considerando-se o tubo como sendo uma viga, sujeita aos vários pesos e sobrecargas que estejam atuando. A tubulação é considerada apoiada e engastada e estabelece-se a fórmula de deslocamento e momento máximo para cada uma das condições considerando apenas carga uniforme distribuída.

O vão máximo será limitado por considerações de tensão máxima e deslocamento máximo no meio do vão.

Para o cálculo do vão máximo usando-se o critério da tensão máxima deve-se utilizar a equação (2.3.2).

$$l = \sqrt{\frac{10 W S_q}{q^*}} \quad (2.3.2)$$

onde  $l$  é o vão entre suportes,  $q^*$  representa a carga por unidade de comprimento aplicada (normalmente é obtido da soma do peso do tubo mais o peso do líquido mais o peso do isolante),  $W$  é o momento resistente da seção transversal do tubo. Para obter a equação (2.3.2) considera-se o caso de uma viga bi-apoiada e o de uma viga bi-engastada, calcula-se as tensões máximas para cada um dos casos e faz-se a média das duas. O valor da tensão admissível  $S_q$  deve ser relativamente baixo, porque o material do tubo está sendo solicitado simultaneamente por outras cargas, em geral, mais importantes. Por isso, recomenda-se utilizar como tensão admissível, no máximo o valor da tensão primária dividida por dois. Isto porque a tensão longitudinal devido à pressão corresponde aproximadamente a metade da tensão admissível primária. Já Telles<sup>15</sup> recomenda que o valor de  $S_q$  seja limitado pela equação abaixo (na qual  $S_r$  é a tensão de ruptura do material).

$$S_q \leq \frac{S_r}{10} \quad (2.3.3)$$

Para o cálculo do vão máximo utilizando o critério da flecha máxima deve-se utilizar a equação (2.3.4)

$$l = \left[ \frac{384 \delta E I}{3.5 q^*} \right]^{1/4} \quad (2.3.4)$$

onde  $\delta$  é a flecha máxima,  $E$  é o módulo de elasticidade do material na temperatura considerada e  $I$  é o momento de inércia

da seção transversal do tubo. O processo para obtenção da (2.3.4) é análogo ao empregado na obtenção da (2.3.2).

Segundo Telles<sup>17</sup>, para tubulações em áreas de processo com diâmetros de até 76 mm são admitidas flechas de até 5 mm e para tubulações com diâmetros superiores a 102 mm. são admitidas flechas de até 10 mm. Para tubulações fora de áreas de processo são admitidas flechas de até 25 mm.

Algumas firmas especializadas em projeto de tubulações, tal como a Dyna Engenharia S.A. possuem tabelas para o cálculo do vão básico baseadas numa flecha máxima de 25 mm para tubulações em áreas de processo e numa flecha máxima de 38 mm para tubulações fora de áreas de processo.

A justificativa para a limitação do valor da flecha é a de tornar a frequência natural de vibração bastante elevada, de modo, a evitar que qualquer causa de perturbação possa provocar vibrações de grande amplitude. Além disto, a limitação do valor da flecha tem a função de evitar a formação de bolsas de líquidos impossíveis de serem drenadas (que são especialmente perigosas durante a desmontagem de tubulações condutoras de fluidos perigosos ao homem e ao ambiente).

O cálculo do vão máximo entre suportes como apresentado anteriormente não deve ser aplicado a tubulações de diâmetros muito grandes, tais como de 1.2 m., e de paredes finas, para as quais deve ser verificado o possível efeito de colapso na região em contato com os suportes.

### 2.3.5 - Cálculo das Tensões Primárias

O valor da tensão admissível primária  $S_h$  é obtido a partir de tabelas da norma ANSI B31.3<sup>2</sup> (ver apêndice A) em função do tipo de material e da temperatura de projeto.

Uma vez determinada a espessura da tubulação podem ser obtidas as propriedades das seções, e com um programa de análise podem obter-se as tensões associadas ao carregamento primário (peso próprio, peso de fluido e peso de acessórios). Cabe salientar que esta análise deverá ser feita considerando-se o módulo de elasticidade do material na

temperatura ambiente. Este programa deverá fornecer como saída as solicitações de esforço normal  $F_x$ , momentos fletores  $M_y$  e  $M_z$ , momento torçor  $M_x$  e esforços cortantes  $F_y$  e  $F_z$ . Despreza-se normalmente as tensões devidas a  $F_y$  e  $F_z$ .

Os momentos fletores podem ser combinados (em função da seção ser circular vasada) para fornecer a tensão longitudinal  $S_b$  conforme (2.3.5)

$$S_b = \frac{\sqrt{(i M_y)^2 + (i M_z)^2}}{W} \quad (2.3.5)$$

onde

$$W = \frac{\pi}{32 D} [D^4 - (D - 2 t + 2 C)^4] \quad (2.3.6).$$

Na equação acima,  $W$  é o momento resistente à flexão e  $t$  é a espessura nominal do tubo.

O valor de  $S_b$  em derivações, ver figura (2.3.4), pode ser calculado por (2.3.7) e (2.3.8) que devem ser usadas respectivamente para o cálculo de  $S_b$  no tronco da derivação e para o cálculo de  $S_b$  no ramal da derivação

$$S_b = \frac{\sqrt{(i M_y)^2 + (i M_z)^2}}{W} \quad \text{para o tronco} \quad (2.3.7)$$

$$S_b = \frac{\sqrt{(i M_y)^2 + (i M_z)^2}}{W_e} \quad \text{para o ramal} \quad (2.3.8)$$

onde  $W_e$  é o momento resistente efetivo do ramal que pode ser obtido pela fórmula (2.3.9)

$$W_e = \frac{\pi}{32 D} [D^4 - (D - 2 t_s + 2 C)^4] \quad (2.3.9)$$

onde  $t_s$  é a espessura efetiva do ramal (o menor valor entre  $t_h$  e  $t_b$ ) sendo que  $t_h$  é a espessura do tronco e  $t_b$  é a espessura do ramal.

Com o valor de  $S_b$  acima pode-se obter a tensão longitudinal  $S_N^*$  resultante da soma das tensões devidas aos momentos ( $S_b$ ) com a tensão devida ao esforço normal e com a tensão longitudinal devida a pressão conforme (2.3.10)

$$S_N^* = S_b + ABS \left[ \frac{F_x}{A_x} + \frac{P D}{4 (7/8 t - C)} \right] \quad (2.3.10)$$

onde

$$A_x = \frac{\pi}{4} [D^2 - (D - 2t + 2C)^2] \quad (2.3.11).$$

O valor da tensão de corte  $T$  devida ao momento torçor pode ser calculada conforme (2.3.12)

$$T = \frac{M_x}{W_t} \quad (2.3.12)$$

onde  $W_t = 2 W$  ou  $W_t = 2 W_e$  conforme o caso.

Pode-se então calcular a tensão circunferencial devida a pressão ( $S_c^*$ ) invertendo-se a (2.3.1) onde se toma  $t_m$  como  $7/8 t$  e  $S_h E_f$  é substituído por  $S_c^*$ .

$$S_c^* = \frac{P [D - 2 \gamma (7/8 t - C)]}{2 (7/8 t - C)} \quad (2.3.13).$$

Com isto pode-se obter as tensões principais não nulas no plano tangente à tubulação

$$S_1 = 0.5 [ S_N^* + S_c^* + \sqrt{(S_N^* - S_c^*)^2 + 4 T^2} ] \quad (2.3.14)$$

$$S_2 = 0.5 [ S_N^* + S_c^* - \sqrt{(S_N^* - S_c^*)^2 + 4 T^2} ] \quad (2.3.15).$$

sendo a tensão principal na direção do raio, para efeitos práticos, nula.

Finalmente a tensão equivalente pode ser obtida por Guest

$$S_{eq} = S_1 - S_3 \quad (2.3.16)$$

onde  $S_3 = 0$  se  $S_2 \geq 0$  e  $S_3 = S_2$  se  $S_2 < 0$ .

O valor de  $\gamma$  será tomado 0.4 por ser o valor teórico, que abrange a maioria dos casos, e por estar a favor da segurança.

O coeficiente de segurança pode ser calculado pela equação (2.3.17).

$$Seg = \frac{S_h}{S_{eq}} \quad (2.3.17).$$

#### 2.3.6- Verificação das Tensões Secundárias ou de Flexibilidade da Tubulação

Para se verificar a flexibilidade de uma tubulação calculam-se as reações e tensões oriundas da carga térmica que atua sobre a tubulação. Cada trecho de tubulação entre dois pontos de ancoragem (engaste total) é calculado de forma independente. O trecho é desenhado com uma determinada configuração (que depende muito da experiência prévia do projetista) e em seguida a flexibilidade da configuração é verificada.

Existem muitos métodos para os cálculos de flexibilidade das tubulações. Segundo Telles<sup>17</sup>, em ordem decrescente de precisão pode-se citar o método analítico geral, métodos gráficos aplicáveis a determinadas configurações de tubos e métodos simplificados aplicáveis à diversas configurações. O primeiro método consiste, em última análise, no método da rigidez utilizando-se elementos de barra (pórtico

espacial). Os métodos gráficos tem precisão satisfatória quando aplicados rigorosamente dentro das configurações e condições de fixação para as quais foram deduzidos. Os métodos simplificados apesar de serem limitados quanto a precisão, ainda são de utilidade quando não se dispõem de recursos de informática para aplicação do primeiro método, coisa que se torna cada vez mais rara.

Note-se que todos os métodos citados acima são métodos de análise linear enquanto o problema de relaxação é um problema não linear do tipo viscoelástico. Portanto, o cálculo de verificação realizado é, na melhor das hipóteses, uma aproximação grosseira que só encontra respaldo no ajuste de suas tensões admissíveis, a partir de observações experimentais tanto a nível de laboratório como a nível de instalações. O emprego de análises mais adequadas fica impossível, porque se necessitaria conhecer o histórico de funcionamento da instalação no futuro e este não está disponível.

### 2.3.7 - Cálculo das Tensões Secundárias

De acordo com a norma ANSI.B31.3<sup>2</sup>, a tensão combinada resultante das tensões secundárias deve ser calculada pela equação (2.3.18)

$$S_E = \sqrt{S_N^2 + 4 T^2} \quad (2.3.18)$$

onde  $S_N$  é a tensão resultante da soma das tensões devido aos momentos fletores  $S_b$  e esforço normal, e  $T$  é a tensão resultante da torção.

A tensão combinada resultante das diversas tensões secundárias deve ser inferior ao valor da tensão admissível secundária  $S_A$ , ver apêndice A, dada pela expressão (2.3.19)

$$S_A = f (1.25 \bar{S}_c + 0.25 S_h) \quad (2.3.19)$$

onde  $f$  é o fator de redução para serviços cíclicos e  $\bar{S}_c$  é a

tensão admissível primária do material na temperatura mínima do ciclo de variação de temperatura. Os valores de  $\bar{S}_c$ ,  $S_h$  e  $f$  são dados em tabelas da norma. O valor de  $f$  até 7000 ciclos, faixa em que está enquadrada a maioria das instalações, é 1.

O valor da tensão  $S_N$  pode ser calculado pela equação (2.3.20)

$$S_N = \text{ABS} \left( \frac{F_x}{A_x} \right) + S_b \quad (2.3.20)$$

onde  $S_b$  pode ser obtido pelas equações (2.3.5), (2.3.7) e (2.3.8) mostradas anteriormente. No caso das tensões secundárias a área  $A_x$  e os momentos resistentes  $W$  e  $W_e$  são calculados considerando-se  $C = 0$  nas expressões (2.3.6), (2.3.9) e (2.3.11). Justifica-se tal procedimento porque a análise é realizada considerando-se a tubulação não corroída. A medida que a tubulação for corroída a flexibilidade e as solicitações diminuem compensando a diminuição de espessura de modo que a tensão permanece praticamente no mesmo nível. O valor de  $T$  pode ser obtido pela (2.3.12).

O coeficiente de segurança pode ser calculado pela equação (2.3.21).

$$\text{Seg} = \frac{S_A}{S_E} \quad (2.3.21)$$

### 2.3.8 - Cálculo das Reações

Segundo a norma ANSI B31.3<sup>2</sup> os valores dos deslocamentos térmicos a serem usados na determinação das reações nos suportes e equipamentos conectados devem ser determinados a partir da diferença algébrica entre o valor da máxima, ou mínima, temperatura do ciclo e a temperatura existente durante a instalação.

#### 2.3.8.1 - Reações Máximas para Sistemas Simples

Para sistemas com apenas dois pontos de ancoragem, sem restrições intermediárias, os valores das reações máximas podem

ser estimados pelas equações (2.3.22) e (2.3.23).

Para condições máximas de deslocamento deve-se trabalhar com o intervalo de temperatura que produza maiores reações, o qual é obtido através da diferença algébrica entre a temperatura máxima (ou mínima) do ciclo térmico e a temperatura de instalação da tubulação. As reações podem ser calculadas pela equação (2.3.22)

$$R_h = (1 - 2/3 c) \frac{E_h}{E_c} R \quad (2.3.22)$$

onde  $c$  é o fator de pretensionamento, o qual varia de 0 a 1 (o coeficiente  $2/3$  é baseado na prática, a qual mostra que é muito difícil conseguir-se, mesmo com grandes precauções, o pretensionamento desejado),  $E_c$  é o módulo de elasticidade do material na temperatura de instalação da tubulação,  $E_h$  é o módulo de elasticidade na temperatura máxima (ou mínima) de projeto e  $R$  são as reações obtidas da análise de rigidez utilizando-se  $E_c$  como módulo de elasticidade e o intervalo de temperatura definido anteriormente.

Para a condição de instalação da tubulação deve-se utilizar a temperatura prevista para instalação e as reações serão obtidas pela expressão (2.3.23)

$$R_c = c_1 R \quad \text{ou} \quad R_c = c R \quad (2.3.23)$$

onde  $c_1$  é um fator estimado para levar em conta o efeito da relaxação o qual pode ser obtido pela equação (2.3.24). Cabe salientar que o valor de  $R_c$  obtido pela (2.3.23) é o maior dos dois valores calculados.

$$c_1 = 1 - \frac{Sh}{SE} \frac{E_c}{E_h} \quad (2.3.24)$$

É bom lembrar que  $c_1$  deve ser tomado igual a 0 quando resultar um valor negativo em (2.3.24).

As fórmulas apresentadas acima somente são válidas para sistemas com apenas dois pontos de fixação. Para sistemas

com mais de dois pontos fixos, ou com outras restrições devem ser estudados especificamente. Quando não há pretensionamento sugere-se calcular a tubulação usando o módulo de elasticidade correspondente a temperatura máxima ou mínima e fazer  $E_h/E_c$  igual a 1 na equação(2.3.22).

## 2.4 - Tensões Variáveis no Tempo - Fadiga

Os itens anteriores dizem respeito a tensões que permanecem constantes ao longo do tempo. Quando isto não ocorre, como no caso de tubulações, o número de ciclos em que ocorre a variação da tensão ao longo do tempo é pequeno e portanto não é suficiente para produzir dano adicional no material. Nestes casos, a tensão pode ser considerada estática tomando-se para cálculo o seu valor máximo em um ciclo. Quando a tensão varia ao longo do tempo com grande frequência produz-se o fenômeno de fadiga do material. Este fenômeno é caracterizado pelo surgimento e paulatino aumento, sob a ação de tensões variáveis no tempo, de trincas que são inicialmente submicroscópicas (formadas a nível interatômico ao longo dos planos de fraqueza do cristal). Dependendo do nível máximo de tensões ao longo de cada ciclo, estas trincas progredem tornando-se microscópicas e funcionando nas suas extremidades, como concentradores de tensões até tornarem-se macroscópicas e levarem a peça ao colapso.

O maior nível de tensão que o material pode suportar, neste caso, será menor do que o nível máximo admissível para o caso de tensão estática e se denomina de limite de fadiga.

As tensões variáveis no tempo são classificadas em flutuantes, repetidas e alternantes conforme figura (2.4.1).

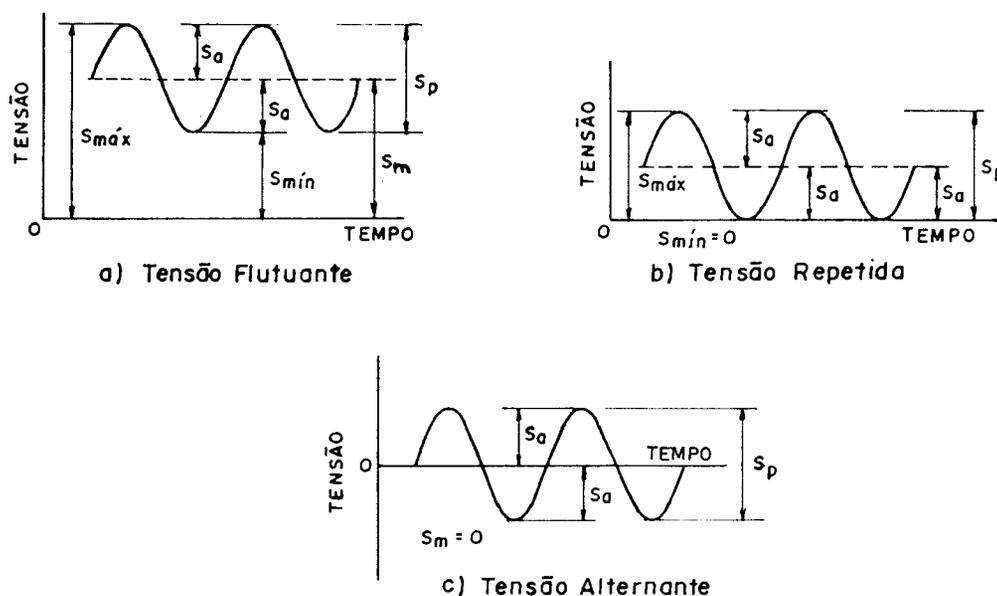


Fig. (2.4.1) - Tipos de tensões variáveis no tempo.

onde  $S_{min}$  é a tensão mínima,  $S_{max}$  é a tensão máxima,  $S_m$  é a tensão média,  $S_p$  é a tensão de pico a pico e  $S_a$  é a amplitude da tensão. É importante salientar que a tensão estática não é necessariamente a tensão média. Esta pode ser qualquer valor entre  $S_{min}$  e  $S_{max}$ .

O formulário aqui apresentado será utilizado para verificar elementos ou estruturas de aço, embora seja possível com pequenas alterações a verificação de estruturas feitas com materiais não ferrosos, como por exemplo o alumínio.

O limite de fadiga deve ser determinado preferivelmente através de ensaios. Se essa opção não for possível, ele pode ser estimado a partir da tensão de ruptura do material  $S_r$  (ver Juvinall<sup>12</sup>, Cazaud<sup>5</sup>, Faires<sup>8</sup>).

#### 2.4.1 - Coeficientes de Correção da Resistência Alternativa do Corpo de Prova

O valor do limite de resistência à fadiga determinado para um corpo de prova ideal de alto acabamento superficial, não é válido para um elemento que opera em condições específicas com acabamento superficial diferente do corpo de prova.

Definindo-se  $S_{nf}$  como a resistência alternativa do material nas condições específicas do elemento ou estrutura e  $S_{n'}$  como a resistência alternativa do corpo de prova tem-se

$$S_{nf} = K_a K_b K_c K_d S_{n'} \quad (2.4.1)$$

onde  $K_a$  é o coeficiente de acabamento superficial,  $K_b$  é o coeficiente de tamanho,  $K_c$  é o coeficiente de confiabilidade e  $K_d$  é o coeficiente de temperatura.

A seguir, será apresentado o modo como cada um desses coeficientes influi no limite de fadiga, bem como a maneira como determiná-los.

##### 2.4.1.1- Coeficiente de Acabamento Superficial ( $K_a$ )

Sabe-se que o acabamento superficial, para peças de

aço, tem um efeito significativo sobre o limite de fadiga. Segundo Juvinall<sup>12</sup>, o valor de  $K_a$  pode ser determinado pela figura (2.4.2).

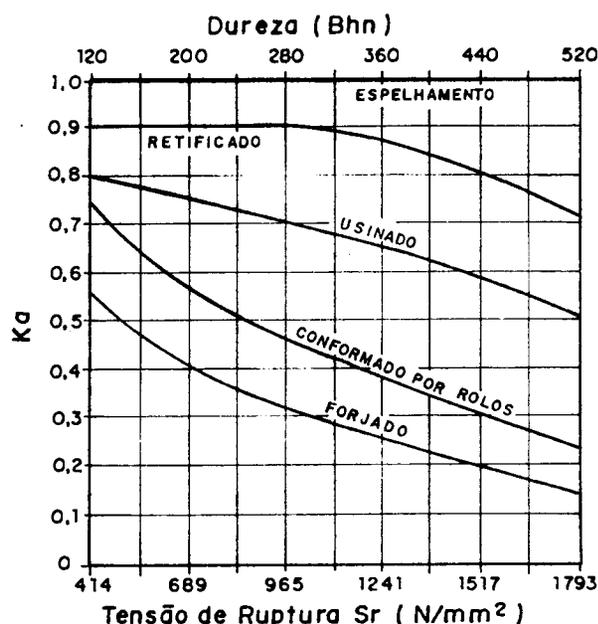


Fig.(2.4.2) - Constante  $K_a$  (válida para aços).

#### 2.4.1.2 Coeficiente de Tamanho ( $K_b$ )

Segundo Juvinall<sup>12</sup>, com cargas de momento e de torção o limite de fadiga tende a diminuir a medida que o diâmetro da peça aumenta. Para diâmetros inferiores a 10 mm o coeficiente  $K_b$  é igual a 1. Para diâmetros entre 10mm e 50mm deve se usar  $K_b$  igual a 0.9. Para diâmetros superiores a 50mm é recomendável, caso não se disponha de resultados experimentais, a utilização de valores de  $K_b$  entre 0.6 e 0.75.

#### 2.4.1.3 - Coeficiente de Confiabilidade Funcional ( $K_c$ )

A função desse coeficiente é corrigir a probabilidade de sobrevivência dos corpos de prova que é de 50% para a grande maioria dos gráficos ( $S_n \times N$ ), onde  $N$  é o número de ciclos.

Este coeficiente será unitário, neste trabalho, porque optou-se por trabalhar com um intervalo de resistência alternativa do corpo de prova ( $S_n'_{min}$  e  $S_n'_{max}$ ) de modo que

serão obtidos um coeficiente de segurança mínimo e um coeficiente de segurança máximo.

#### 2.4.1.4 - Coeficiente de Temperatura (Kd)

Caso não se disponha de resultados de ensaios deve se estimar o valor de Kd através das relações abaixo

$$K_d = 1 \quad \text{para } T \leq 71 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (2.4.2)$$

$$K_d = \frac{344.4}{273.3 + T} \quad \text{para } 71 \text{ } ^\circ\text{C} < T \leq 350 \text{ } ^\circ\text{C}$$

#### 2.4.2 - Efeito de Paradas e Partidas - Dano Acumulado

O método que será apresentado tem como função levar em consideração o efeito de paradas e partidas de uma máquina na verificação à fadiga de uma peça ou estrutura. Dependendo do número de paradas e partidas ao longo da vida útil da máquina, este efeito pode reduzir de forma significativa a resistência à fadiga da peça.

Para calcular as tensões ocorridas durante as paradas e partidas considera-se um carregamento 3 (ver item 3.4.3) que corresponde à arrancada e parada da máquina. Cada conjunto de parada e partida é considerado como um ciclo completo onde a tensão vai de 0 a um ponto máximo e volta a 0. Assim as tensões principais  $S_{pp1}$ ,  $S_{pp2}$  e  $S_{pp3}$  calculadas com carregamento 3, dão origem a um conjunto de tensões médias  $S_{pp1}/2$ ,  $S_{pp2}/2$  e  $S_{pp3}/2$  combinado com um conjunto de tensões alternantes de igual valor. Então, uma tensão equivalente alternante de paradas e partidas pode ser obtida transformando-se as tensões principais médias em alternantes. Para tal multiplica-se cada tensão principal média pela relação  $S_n'/S_e$ . A justificativa para tal procedimento vem do fato de que experiências demonstram que tensões normais alternantes de flexão  $S_{an}$  combinadas com as de corte alternante  $S_{ac}$  obedecem a relação (2.4.3)

$$\left(\frac{S_{an}}{S_{n'}}\right)^2 + \left(\frac{S_{ac}}{S_{c'}}\right)^2 = 1 \quad (2.4.3)$$

onde  $S_{c'}$  é o limite de resistência a fadiga alternante do material por corte. Uma relação análoga também serve para associar  $S_{an}$  com tensões de corte repetidas  $S_{rc}$

$$\left(\frac{S_{an}}{S_{n'}}\right)^2 + \left(\frac{S_{rc}}{S_{cr'}}\right)^2 = 1 \quad (2.4.4)$$

onde  $S_{cr'}$  é o limite de resistência à fadiga repetida do material por corte. Considerando-se que só haja corte alternante da (2.4.3) tem-se a expressão (2.4.5).

$$\frac{S_{ac}}{S_{c'}} = 1 \quad (2.4.5)$$

Existindo apenas tensão de corte repetida da (2.4.4) obtém-se a (2.4.6).

$$\frac{S_{rc}}{S_{cr'}} = 1 \quad (2.4.6)$$

De (2.4.4) e (2.4.5) obtém-se

$$\frac{S_{ac}}{S_{c'}} = \frac{S_{rc}}{S_{cr'}} \quad (2.4.7)$$

donde

$$S_{ac} = \frac{S_{c'}}{S_{cr'}} S_{rc} \quad (2.4.8)$$

Para aços pode-se escrever que  $S_{nr}/S_{cr'} \cong S_{n'}/S_{nr'}$  e que  $S_{nr'} \cong S_e$ , logo, tem-se

$$\frac{S_{c'}}{S_{cr'}} \cong \frac{S_{n'}}{S_e} \quad (2.4.9)$$

Por outro lado, uma tensão de corte é equivalente a uma tensão normal que é duas vezes a tensão de corte por Guest-Tresca e  $3^{1/2}$  vezes a tensão de corte por von Mises. Aplicando o fator 2 ou  $3^{1/2}$  à ambos os membros da expressão (2.4.8) e levando em consideração a expressão (2.4.9) obtem-se

$$S_{an} \cong \frac{S_n}{S_e} S_{rn} \quad (2.4.10)$$

onde  $S_{rn}$  é uma tensão normal repetida.

Assim usando von Mises e aplicando o coeficiente prático de concentração de tensões  $K_f$ , ver item 2.4.3, na componente alternante pode-se calcular uma tensão alternante equivalente aproximada  $S_{ap}$  dada por:

$$S_{ap} = \frac{\sqrt{(S_{a1}^* - S_{a2}^*)^2 + (S_{a2}^* - S_{a3}^*)^2 + (S_{a3}^* - S_{a1}^*)^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.4.11)$$

onde

$$S_{a1}^* = S_{pp1}/2 (S_n/S_e + K_f) \quad (2.4.12)$$

$$S_{a2}^* = S_{pp2}/2 (S_n/S_e + K_f) \quad (2.4.13)$$

$$S_{a3}^* = S_{pp3}/2 (S_n/S_e + K_f) \quad (2.4.14).$$

A tensão equivalente  $S_{ap}$  será considerada como se fosse aplicada  $N_{pp}$  vezes antes da aplicação da carga de regime da estrutura.  $N_{pp}$  representa o número de paradas e partidas da máquina ao longo de sua vida útil. A tensão  $S_{ap}$  aplicada desta forma produzirá um dano acumulado no material cuja consequência é reduzir o valor de  $S_{nf}$  para  $S_{nd}$ . Esta redução pode ser calculada pelo processo de Manson conforme exposto em Shigley<sup>15</sup> e que passa a ser descrito.

A partir da figura (2.4.3) pode-se obter o valor do número de ciclos  $N_1$  correspondente ao valor de  $S_{ap}$ .

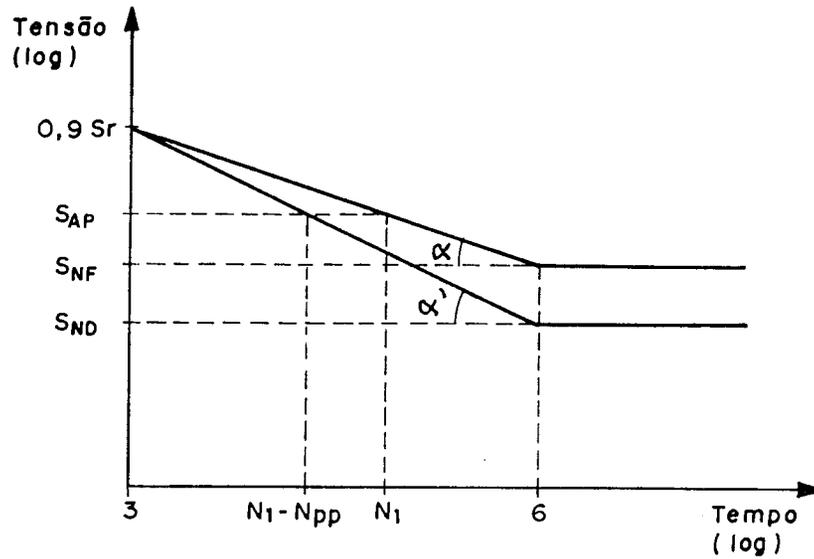


Fig. (2.4.3) - Gráfico para consideração do efeito de paradas e partidas.

Através de relações geométricas tem-se

$$\tan \alpha = \frac{\log(0.9 Sr) - \log(S_{nf})}{3} \quad (2.4.15)$$

$$6 - \log(N_1) = \frac{\log(S_{ap}) - \log(S_{nf})}{\tan \alpha} \quad (2.4.16)$$

$$\log(N_1) = 6 - \frac{\log(S_{ap}) - \log(S_{nf})}{\tan \alpha} \quad (2.4.17)$$

$$N_1 = 10^{\log N_1} \quad (2.4.18)$$

$$\tan \alpha' = \frac{\log(0.9 Sr) - \log(S_{ap})}{\log(N_1 - N_{pp}) - 3} \quad (2.4.19)$$

$$\log(S_{nd}) = \log(0.9 Sr) - 3 \tan \alpha' \quad (2.4.20)$$

O formulário acima é válido caso

$0.9 Sr > S_{ap} > S_{nf}$  e  $N_{pp} < N_1$ ,

considera-se ainda que

se  $S_{ap} \leq S_{nf}$  então  $S_{nd} = S_n$ ;

se  $S_{ap} \geq 0.9 S_r$  então  $S_{nd} = 0$ ;

se  $N_1 < N_{pp}$  então  $S_{nd} = 0$ .

O formulário acima foi desenvolvido para vida de  $10^6$  ciclos, valor típico para aços, correspondente ao limite de fadiga.

#### 2.4.3 - Coeficiente Teórico e Prático de Concentração de Tensões para o caso de Barras

O valor de  $S_{nd}$  obtido até considera as condições de uso e acabamento do material bem como o dano acumulado devido ao efeito de paradas e partidas. Dependendo da peça torna-se necessário a introdução de um coeficiente que considere o problema de concentração de tensões.

Este coeficiente em questão é o coeficiente teórico de concentração de tensões  $K_t$ . Na realidade,  $K_t$  é utilizado apenas como base para obtenção do coeficiente prático de concentração de tensões  $K_f$  o qual é sempre menor ou igual a  $K_t$  desde que a peça esteja submetida a tensões alternantes totalmente reversíveis. Com o valor de  $K_f$  pode-se calcular a resistência alternativa da peça considerando-se as concentrações de tensões na peça utilizando a equação (2.4.21).

$$S_n = \frac{S_{nd}}{K_f} \quad (2.4.21)$$

O valor de  $K_f$  pode ser determinado utilizando-se o coeficiente de sensibilidade ao entalhe  $q$  que está definido em (2.4.22).

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (2.4.22)$$

A equação acima pode ser escrita conforme a equação

(2.4.23).

$$K_f = 1 + (K_t - 1) q \quad (2.4.23)$$

O valor de  $q$  varia entre 0 e 1, sendo aproximadamente igual a zero para materiais não sensíveis ao entalhe, como por exemplo, o ferro fundido.

O coeficiente de sensibilidade ao entalhe é função da dureza do material, da tensão de ruptura do material e do raio de arredondamento do entalhe.

O valor do coeficiente  $q$  pode ser obtido de gráficos como o apresentado na figura (2.4.4).

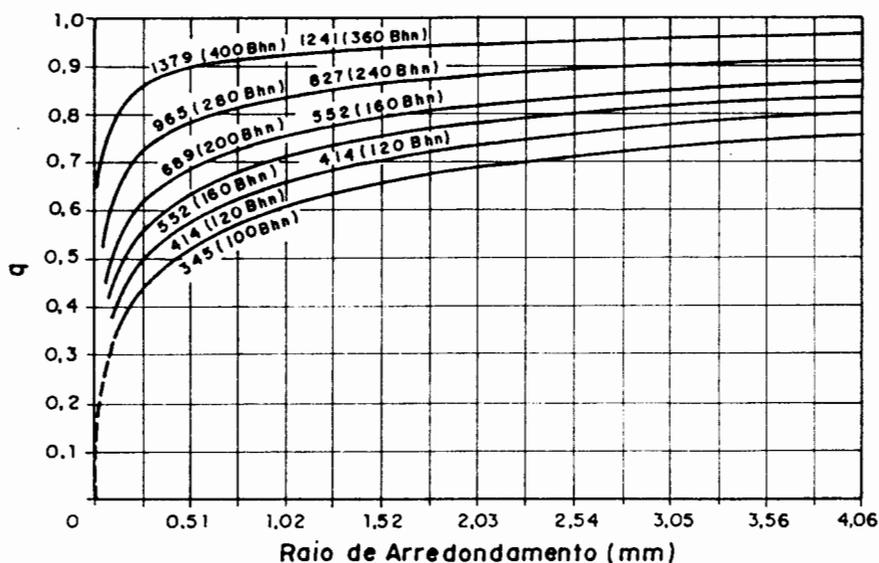


Fig.(2.4.4) - Curvas do coeficiente de sensibilidade ao entalhe  $q$ .

Caso o valor do raio do entalhe seja muito maior que 4.06 mm deve-se utilizar a equação de Neuber, que segundo Juvinall<sup>12</sup> permite estimar o valor de  $K_f$

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{\pi}{\pi - \omega/2} \sqrt{a/r}} \quad (2.4.24)$$

onde  $(a)$  é uma constante empírica equivalente ao tamanho do grão do material (ver Juvinall<sup>12</sup>, figura 13.20),  $r$  é o raio do

entalhe e  $\omega$  é o ângulo entre os lados paralelos do entalhe (para furos  $\omega$  é igual a zero). Para melhor exemplificação deve-se ver a figura (2.4.5).

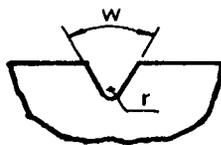


Fig.(2.4.5) - Equação de Neuber.

Segundo Juvinall<sup>12</sup>, muitos autores consideram o procedimento de (2.4.23) como conservativo já que ele não leva em consideração o acabamento superficial da peça. Segundo estes autores, a rugosidade superficial inerente ao processo de fabricação da peça alivia o efeito de concentração de tensões. Para consideração deste efeito é sugerida a utilização de (2.4.25)

$$K_f = 1 + (K_t - 1) q K_a' \quad (2.4.25)$$

onde  $K_a'$  é um coeficiente que deve refletir apenas o acabamento superficial. Para isto, no caso de peças forjadas ou conformadas por rolos, deve ser utilizada a curva da figura (2.4.2) correspondente a peça usinada. Nos demais casos,  $K_a$  é igual a  $K_a'$ .

O valor de  $K_f$  obtido pelas fórmulas anteriores corresponde a vida ilimitada. Este valor é menor se a vida da peça for limitada. Neste caso, o valor de  $K_f$  deve ser corrigido para a vida especificada. Na realidade este valor não é obtido diretamente porque o valor que realmente interessa é a resistência a fadiga da peça na vida especificada  $S_{nNv}$ . O primeiro passo para obtenção de  $S_{nNv}$  consiste em determinar o valor de  $K_f$  correspondente a  $10^3$  ciclos  $K_f'$ . Este valor é determinado através de gráfico (ver Juvinall<sup>12</sup>, figura 13.26). Com  $K_f'$  pode-se calcular a resistência alternativa da peça correspondente a  $10^3$  ciclos  $S_{n1000}$  conforme equação (2.4.26).

$$S_{n1000} = 0.9 \frac{S_r}{K_f'} \quad (2.4.26)$$

Com  $S_{n1000}$  e  $S_n$  obtêm-se  $S_{nN}$  a partir da figura (2.4.6) conforme equações (2.4.27) e (2.4.28)

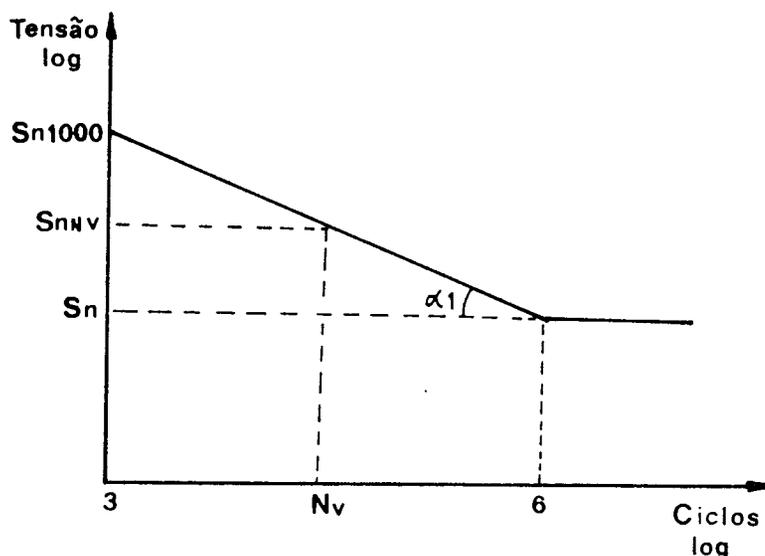


Fig.(2.4.6) - Gráfico para determinação da resistência à fadiga da peça na vida especificada.

$$\tan \alpha_1 = \frac{\log(S_{n1000}) - \log(S_n)}{3} \quad (2.4.27)$$

$$\log(S_{nN}) = \tan(\alpha_1) (6 - \log(N_v)) + \log(S_n) \quad (2.4.28)$$

onde  $N_v$  é a vida da peça em ciclos. Com o valor de  $S_{nN}$  pode-se verificar uma estrutura considerando-se que a mesma tem vida limitada, o que é um critério bem mais econômico do que considerar a estrutura com vida ilimitada, bastando para isto fazer  $S_n = S_{nN}$  nas expressões apresentadas ao longo deste subcapítulo.

A determinação do coeficiente  $K_t$  para elementos

finitos apresenta uma série de dificuldades exigindo um método alternativo para contornar a sua determinação. Este problema será melhor explicado no próximo capítulo.

#### 2.4.4 - Diagramas de Resistência a Fadiga para Tensões Flutuantes

Entre os diagramas para determinação da resistência a fadiga para tensões flutuantes mais utilizados encontram-se a parábola de Gerber, a linha de Goodman e a linha de Soderberg. Estes diagramas podem ser vistos na figura (2.4.7) onde  $\sigma_a$  representa o eixo das tensões alternantes e  $\sigma_m$  representa o eixo das tensões médias.

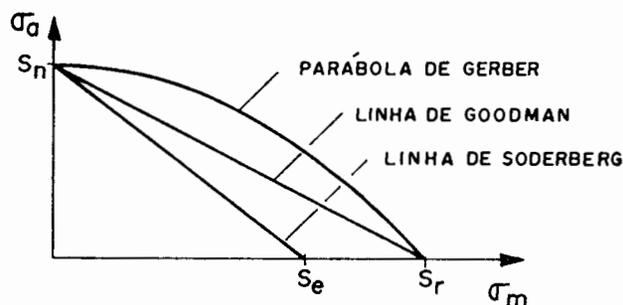


Fig. (2.4.7) - Diagramas para tensões flutuantes.

A parábola de Gerber foi proposta em 1874 e ainda continua sendo utilizada para análise de fadiga devida a tensões flutuantes. A linha de Goodman foi proposta em 1899 e se constitui numa aproximação razoável. A linha de Soderberg foi proposta em 1930 sendo que ela fornece aproximações muito conservativas (Juvinall<sup>12</sup>). Existem também formas modificadas dos diagramas mostrados anteriormente como por exemplo o apresentado na figura (2.4.8).

Na figura (2.4.8) a linha AB é a linha de Goodman que fornece o critério para fratura por fadiga e a linha DC fornece o critério estático de escoamento. Todos os pontos abaixo de AED correspondem a tensões flutuantes que não devem causar falha por fadiga nem deformações plásticas.

Outros tipos de diagramas podem ser encontrados em

Juinall<sup>12</sup> e Shigley<sup>15</sup>.

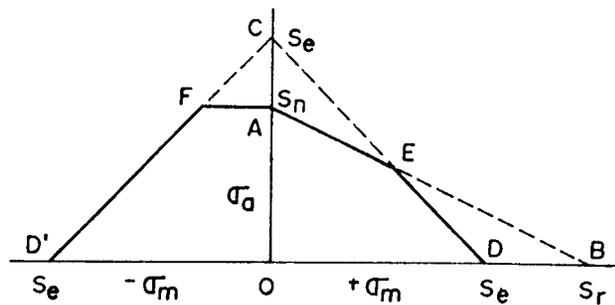


Fig.(2.4.8) - Diagrama Sm-Sa para tensões médias, deve ser utilizado para materiais dúcteis.

Os diagramas anteriores tem como função combinar componentes médias de tensões com componentes alternantes de tensões de modo a se obter a resistência à fadiga devido a cargas flutuantes.

Um problema que surge quando se trabalha com cargas flutuantes é determinar em quais componentes de tensões deve-se aplicar o coeficiente  $K_f$ . Para solucionar este problema Juvinall<sup>12</sup> apresenta dois métodos que são o método da tensão residual e o método da tensão nominal média.

O método da tensão residual aplica o coeficiente  $K_f$  na componente média  $S_m$  e na componente alternante da tensão  $S_a$ . Este método com algumas pequenas modificações foi utilizado durante anos pela indústria aeronáutica.

O método da tensão nominal média aplica o coeficiente  $K_f$  apenas na componente alternante da tensão enquanto que a componente média permanece com o valor original. Este método apresenta resultados razoáveis para materiais dúcteis, não devendo ser usado para materiais frágeis.

#### 2.4.5 - Métodos para Combinação de Tensões Flutuantes

São 3 os métodos propostos para combinação de tensões flutuantes: método de Shigley<sup>15</sup>, Juvinall<sup>12</sup> e Sines.

#### 2.4.5.1 - Método proposto por Shigley<sup>15</sup>

Neste método, são calculadas, por von Mises, as tensões médias e alternativas equivalentes conforme as equações (2.4.29) e (2.4.30)

$$S_{qa} = \frac{\sqrt{(S_{a1} - S_{a2})^2 + (S_{a2} - S_{a3})^2 + (S_{a3} - S_{a1})^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.4.29)$$

$$S_{qm} = \frac{\sqrt{(S_{m1} - S_{m2})^2 + (S_{m2} - S_{m3})^2 + (S_{m3} - S_{m1})^2}}{\sqrt{2}} \quad (2.4.30)$$

onde  $S_{qa}$  é a tensão alternante equivalente;  $S_{qm}$  é a tensão média equivalente;  $S_{a1}$ ,  $S_{a2}$  e  $S_{a3}$  são as tensões principais alternantes;  $S_{m1}$ ,  $S_{m2}$  e  $S_{m3}$  são as tensões principais médias.

Este método deve ser usado desde que as tensões flutuantes estejam em fase, e a direção das tensões principais não varie ao longo do processo. O uso deste método é recomendado em conjunto com o diagrama de Goodman.

#### 2.4.4.2 - Método proposto por Juvinall<sup>12</sup>

Neste método, a tensão equivalente alternante é calculada por von Mises (2.4.29), e a tensão equivalente média é calculada como sendo a máxima tensão principal das tensões médias (2.4.31).

$$S_{qm} = S_{m1}$$

#### 2.4.4.3 - Método de Sines

A dedução completa deste método pode ser encontrada em Fuchs<sup>9</sup>.

Segundo Sines, a tensão alternativa equivalente é calculada por von Mises conforme equação (2.4.29), e a tensão média equivalente é o primeiro invariante de tensões conforme

(2.4.32).

$$S_{qm} = S_{m1} + S_{m2} + S_{m3} \quad (2.4.32)$$

2.4.6 - Aplicação dos Diagramas de Goodman, Gerber e Elipse para obtenção do coeficiente de segurança.

Os diagramas de Goodman, Gerber e Elíptico tem como função combinar a componente alternante da tensão equivalente  $S_{qa}$  com a componente média  $S_{qm}$  obtendo uma tensão alternante  $S_a$  que deverá ser comparada com  $S_{qa}$  para obtenção do coeficiente de segurança  $Seg$  conforme (2.4.33).

$$Seg = \frac{S_a}{S_{qa}} \quad (2.4.33)$$

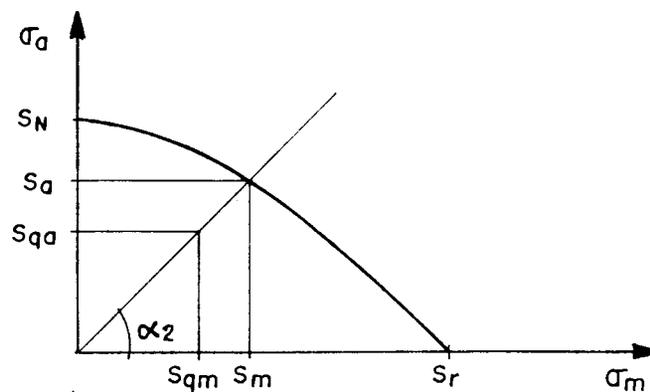


Fig.(2.4.9)- Diagrama de resistência a fadiga para tensões flutuantes.

A partir da figura (2.4.9) pode-se escrever:

$$\tan \alpha_2 = \frac{S_{qa}}{S_{qm}} \quad (2.4.33)$$

donde

$$S_m = \frac{S_a}{\tan \alpha_2} = S_a \frac{S_{qm}}{S_{qa}} \quad (2.4.34).$$

A equação do diagrama de Goodman corresponde a uma reta, ver figura (2.4.7), sendo descrita por (2.3.35)

$$\frac{S_a}{S_n} + \frac{S_M}{S_r} = 1 \quad (2.4.35)$$

usando a (2.4.34) fica

$$\frac{S_a}{S_n} + \frac{S_a}{S_r} \frac{S_{qm}}{S_{qa}} = 1 \quad (2.4.36)$$

rearranjando a equação (2.4.36) tem-se

$$S_a = \frac{1}{\frac{1}{S_n} + \frac{S_{qm}}{S_r S_{qa}}} \quad (2.4.37)$$

a qual permite calcular a tensão alternante limite  $S_a$  conforme o diagrama de Goodman.

A equação do diagrama de Gerber corresponde a uma parábola descrita pela expressão (2.4.38).

$$\frac{S_a}{S_n} + \left( \frac{S_M}{S_r} \right)^2 = 1 \quad (2.4.38)$$

Utilizando-se as expressões (2.4.33) e (2.4.34) na (2.4.38) tem-se

$$S_a = \frac{-\frac{1}{S_{nf}} + \sqrt{\left( \frac{1}{S_{nf}} \right)^2 + 4 \left( \frac{S_{qm}}{S_r S_{qa}} \right)^2}}{2 \left( \frac{S_{qm}}{S_r S_{qa}} \right)^2} \quad (2.4.39).$$

O diagrama elíptico é descrito pela expressão (2.4.40).

$$\left( \frac{S_a}{S_n} \right)^2 + \left( \frac{S_M}{S_r} \right)^2 = 1 \quad (2.4.40)$$

Utilizando-se as expressões (2.4.33) e (2.4.34) na (2.4.40) tem-se

$$S_a = \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{1}{S_{nf}}\right)^2 + \left(\frac{S_{qm}}{S_r S_{qa}}\right)^2}} \quad (2.4.41).$$

#### 2.4.7 - Estimativa da Vida de Duração da Peça ou Estrutura

Quando o coeficiente de segurança de um ou mais nós da malha indica que a peça ou estrutura falha é interessante ter-se uma previsão de quanto tempo de vida útil ela terá.

A estimativa da vida de duração da peça será feita para cada nó da malha com base nos diagramas de Goodman, Gerber ou Elipse (conforme entrada de dados item 3.4.1).

Considerando-se que a estimativa de vida será feita para um coeficiente de segurança igual a 1 (ver item 2.4.6), pode-se escrever que

$$S_a = S_{qa} \quad (2.4.42)$$

$$S_m = S_{qm} \quad (2.4.43)$$

Substituindo-se estes resultados na equação (2.4.35) e operando-se tem-se a equação (2.4.44) a qual é obtida a partir do diagrama de Goodman.

$$S_{nf}' = \frac{S_{qa}}{1 - \frac{S_{qm}}{S_r}} \quad (2.4.44)$$

Na equação acima,  $S_{nf}'$  é o valor do limite de fadiga da peça para  $S_g = 1$ .

Para os diagramas de Gerber e Elipse deve-se substituir os resultados obtidos anteriormente, expressões (2.4.42) e (2.4.43), nas equações (2.4.38) e (2.4.40). Operando-se sobre estas equações chega-se as expressões (2.4.45) e (2.4.46) que são válidas para os diagramas de Gerber

e Elipse respectivamente.

$$S_{nf}' = \frac{S_{qa}}{1 - (S_{qm}/S_r)^2} \quad (2.4.45)$$

$$S_{nf}' = \sqrt{\frac{S_{qa}}{1 - (S_{qm}/S_r)^2}} \quad (2.4.46)$$

Com o valor da tensão  $S_{nf}'$  determinado pode-se calcular a estimativa da vida útil através da equação (2.4.47)

$$\log(N_{util}) = 6 - \frac{\log(S_{nf}') - \log(S_n)}{\tan \alpha_1} \quad (2.4.47)$$

onde  $\tan \alpha_1$  está definida na equação (2.4.27).

### 3 - IMPLEMENTAÇÃO

#### 3.1 - Implementação da Verificação Estática Geral

##### 3.1.1 - Hipóteses

A maioria da hipóteses adotadas já foram comentadas anteriormente sendo aqui apenas apresentadas as restantes.

- O cálculo da tensão equivalente, equação (2.1.5), será feito para no máximo 3 pontos, cujas coordenadas devem ser fornecidas na entrada de dados, da seção transversal do elemento.

- A tensão  $T_{xy}$ , devida a torção, será considerada em todos os pontos da seção igual ao máximo valor da mesma, equação (2.1.4), devido a dificuldade em se determinar os pontos em que esta tensão é nula ou não.

##### 3.1.2 - Algoritmo

O algoritmo abaixo fornece o procedimento que deve ser seguido numa verificação geral de estruturas de barras.

```
PARA I = 1 ATÉ M
  PARA I1 = 1 ATÉ 2
    PARA I2 = 1 ATÉ 3
      OBTENHA coordenadas y e z do ponto I2 correspondentes ao
        nó I1 do elemento I.
      CALCULAR as tensões  $S_x$ ,  $T_{xy}$ ,  $S_1$  e  $S_2$ 
      SE  $S_2 > 0$  ENTÃO  $S_3 = 0$  SENÃO  $S_3 = S_2$ 
      OBTENHA  $S_{adm}$  do material
      CALCULAR  $S_{eq}$  e  $1/S_g$ 
    PRÓXIMO I2
  PRÓXIMO I1
PRÓXIMO I
```

O algoritmo abaixo mostra a seqüência de procedimentos que deve ser feita, no caso de elementos finitos, para o cálculo das tensões principais e da tensão equivalente a partir das tensões médias nos nós.

```

PARA I = 1 ATÉ N
  LER tensões médias para o nó I
  CALCULAR I1, I2 e I3
  CALCULAR as raízes da equação (2.1.6)
  CALCULAR Seq por von Mises
  ARMAZENAR raízes e Seq
Próximo I

```

### 3.1.3 - Entrada de Dados

Para se fazer uma verificação estática geral de elementos de barras, ou um dos seus casos particulares, verificação de perfis finos e verificação de tubulações, deve-se escolher a opção número 8 no menu principal do sistema GAELI.

GAELI 01/91		ENTRADA DE DADOS	
III Geomet./Mat./Rest.	III Carga - (Barra/El.Fin.)	III Comandos	
1 Coordenadas	F1 Nodal	R Reinicio	
2 Conetividades	F2 Concentrada/lateral	T Termina	
3 Restricoes	F3 Distribuida/Superficial	III Modulos	
4 Propriedades	F4 Peso Proprio	E Analise Estatica	
5 Tipo de Elemento	F5 Temperatura Uniforme	D Analise Dinamica	
6 Constantes		M Analise Modal	
7 Descontinuidades		A Autovalores	
8 Verif. de Estruturas		G Gerador/Modelador	
		C Concretor	
		V Valores Dinamicos	
		P Pos Processador	
		p Pos Mapeador	
		S Vasos de Pressao	
		F Ver. de Edificios	
		X Ver. de Fadiga	

Fig. (3.1.1) - Menu Principal do Sistema GAELI.

Feita a escolha da opção 8 irá aparecer na tela a figura (3.1.2) na qual deve-se escolher o tipo de verificação que deseja, no caso, a opção escolhida é G (geral). A planilha

para entrada de dados pode ser vista na figura (3.1.3).

III Verif. de Estruturas

G Geral

P Perfis Finos - Canadense

T Tubulacoes - Ansi B31.3

GAELI

Fig. (3.1.2) - Tipo de verificação.

IND	NOL	Ten. Adm.	Y Pt.1	Z Pt.1	Y Pt.2	Z Pt.2	Y Pt.3	Z Pt.3
1	0	+0.00E+00						

		Verif. de Estruturas						Maximo	11	
PgDn	PgUp	Esc	-Fornecer	ou	Alterar	Representar	Arquivos	Atual	1	
			Alt Rola	Ins	Del	ON	Alt D	Nomear	DISFN.	10
TUB02			Alt Elim	Mem	Esc	KC	Alt	Gravar		
			Alt Proc	Cal	Imp	F3	Alt	Ler		
			Alt Titl	Ger	R/T	P456	Ctrl	Ler	Tipo Pr.	5

GAELI

Fig. (3.1.3) - Planilha de dados para verificação geral.

Na figura (3.1.3) deve-se fornecer na primeira coluna o nome do elemento, na segunda coluna a tensão admissível do material e nas demais colunas devem ser fornecidas as coordenadas com relação aos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$  de no máximo 3 pontos

onde se quer calcular as tensões.

Na coluna da tensão admissível pode-se fornecer a tensão admissível de tração e a tensão admissível de compressão. Caso elas tenham valores distintos deve-se tomar como tensão admissível de tração a parte inteira do número, e como tensão admissível de compressão deve-se usar o produto da parte fracionária do número pela parte inteira (as unidades preferidas são  $\text{Kgf/cm}^2$ ,  $\text{N/cm}^2$  ou  $\text{N/mm}^2$ ). A figura (3.1.4) mostra um exemplo do fornecimento das coordenadas.

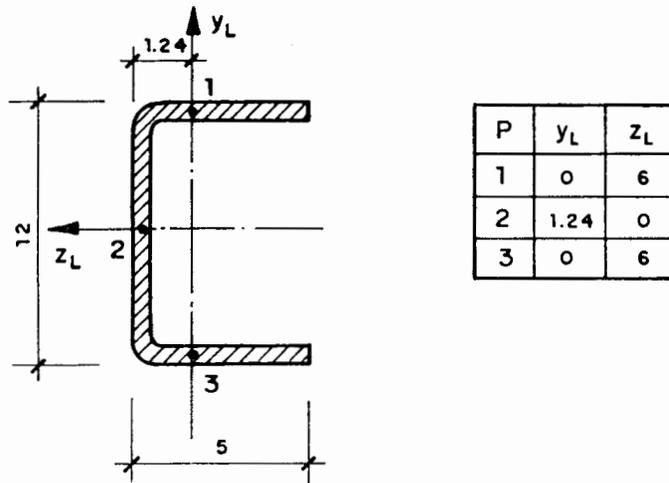


Fig.(3.1.4) - Exemplo do fornecimento das coordenadas.

O cálculo das tensões principais e da tensão equivalente, no caso de elementos finitos, não necessita de dados adicionais.

### 3.1.4 - Saída de Resultados

Para a verificação e saída de resultados o usuário deve escolher a opção P (Pós-processador) no menu principal, figura (3.1.1). Após escolhida esta opção irá aparecer na tela a figura (3.1.5).

Na figura (3.1.5) deve-se escolher a opção F6 (barras) havendo, neste caso, uma repetição da figura (3.1.2) na qual deve-se escolher a opção G. Com isto o pós-processador

fará a verificação geral da estrutura apresentando como resultado a figura (3.1.6).

GAELI 01/91		POS PROCESSADOR	
III Geometria	III Resultados de	III Comandos	
1 Coordenadas	F1 Deslocamentos	R Reinicio T Termina	
2 Conetividades	F2 Velocidades	III Modulos	
3 Propriedades	F3 Aceleracoes	E Analise Estatica D Analise Dinamica M Analise Modal	
4 Tipo de Elemento	F4 Reacoes	A Autovalores G Gerador/Modelador C Corretor V Valores Dinamicos P Nao Disponivel p Pos Mapeador S Vasos de Pressao F Ver. de Edificios O Prop. Perfis Finos	
	F5 Tensoes-Solicitacoes		
	F6 El.Barras-Tensoes		
	F7 El.Cas/Pla-M/Ts.Media		
	F8 El.Sol/Mem-Tens.Media		
	F9 Nao Disponivel		

Fig.(3.1.5) - Menu do pós-processador.

IND	NOL	Sig.Eq.1	Sig.Eq.2	Sig.Eq.3	Sig.Eq.4	Sig.Eq.5	Sig.Eq.6	1/Coef Sg
1	1	+4.29E+02	+4.29E+02	+4.38E+02	+4.29E+02	+4.29E+02	+4.29E+02	0.19E+01

Meclmo	1	El. Barras-Tensoes						Carr No	1
VG1		Esc PgDn PgUp I T D L Rd G IE/P C F34567 Alt DIKLR						Carr At	1
		GAELI						Estatica	

Fig.(3.1.6) - Saída de resultados da verificação geral.

Como pode-se notar na figura (3.1.6) para cada elemento de barra da estrutura serão fornecidas 6 tensões

equivalentes, sendo que as 3 primeiras correspondem aos três pontos do primeiro nó da conectividade do elemento e as 3 últimas aos três pontos do segundo nó da conectividade do elemento. Além disto, o pós-processador fornece para o maior valor, dos 6 calculados, o inverso do coeficiente de segurança.

No caso de elementos finitos existem duas maneiras de se calcular as tensões principais e as tensões equivalentes, a saber, cálculo a partir dos resultados obtidos por elemento, e cálculo a partir das tensões médias nos nós.

Para o cálculo das tensões principais e das tensões equivalentes segundo as tensões obtidas no elemento deve-se escolher a opção F5 da figura (3.1.5). Com isto, chega-se a figura (3.1.7), na qual deve-se escolher a opção P para o cálculo das tensões principais e a opção E para o cálculo das tensões equivalentes. Nas figuras (3.1.8) e (3.1.9) pode-se ver um exemplo de saída de resultados de tensões principais e de tensões equivalentes respectivamente.

IND	NON	IS	FX/IX	FY/TY	MX/IXY
1	Elemento	1			
2	1	T	+2.132E-01	+6.397E-02	+1.544E-02
3	2	T	+1.868E-01	-2.426E-02	+1.544E-02
4	3	T	+1.868E-01	-2.426E-02	-1.544E-02
5	4	T	+2.132E-01	+6.397E-02	-1.544E-02

```

Maximo      1
Faltam     0
teste
          Tensões-Solicitacoes
          Esc PgIn PgUp I T D L Rl GITE/P C|F3|567 Alt DIKLR
          G A E L I
          Carr No  1
          Carr At  1
          Estatica
  
```

Fig.(3.1.7) - Tensões por elemento.

Para o cálculo das tensões principais e da tensão equivalente a partir das tensões médias nos nós deve-se escolher a opção F7 ou F8, conforme o caso, para posteriormente fazer-se o cálculo das tensões a partir das opções P e E

conforme explicado anteriormente.

NEN	NON	TEN.FRIN.1	TEN.FRIN.2	TEN.FRIN.3
1	Elemento 1			
2	1 T	+2.129E+00	+6.226E-01	+0.000E+00
3	2 T	+1.892E+00	+0.000E+00	-1.517E-01
4	5 T	+1.892E+00	+0.000E+00	-1.517E-01
5	4 T	+2.129E+00	+6.226E-01	+0.000E+00
6	Elemento 2			
7	2 T	+1.977E+00	+0.000E+00	-1.151E-01
8	3 T	+2.024E+00	+4.314E-02	+0.000E+00
9	6 T	+2.024E+00	+4.314E-02	+0.000E+00
10	5 T	+1.977E+00	+0.000E+00	-1.151E-01

Maximo 2 Tensoes-Solicitacoes Carr No 1  
 Faltam 0 Esc PgDn PgUp I T D L Rd G IE/P C F34567 Alt DIKLF Carr At 1  
 TESTE Ten.Princ. G A E L I Estatica

Fig.(3.1.8) - Tensões principais.

NEN	NON	TEN.EQUIV.
1	Elemento 1	
2	1 T	+1.896E+00
3	2 T	+1.973E+00
4	5 T	+1.973E+00
5	4 T	+1.896E+00
6	Elemento 2	
7	2 T	+2.037E+00
8	3 T	+2.003E+00
9	6 T	+2.003E+00
10	5 T	+2.037E+00

Maximo 2 Tensoes-Solicitacoes Carr No 1  
 Faltam 0 Esc PgDn PgUp I T D L Rd G IE/P C F34567 Alt DIKLF Carr At 1  
 TESTE Ten.Equiv. G A E L I Estatica

Fig(3.1.9) - Tensões equivalentes.

### 3.2 - Implementação da Verificação de Perfis Finos

#### 3.2.1 - Critérios Adotados

Algumas das hipóteses simplificativas já foram apresentadas ao longo do capítulo 1 e do subcapítulo 2.2. Outras hipóteses adotadas são apresentadas a seguir.

- A verificação de perfis finos somente será feita para seções padrão, ver tabela (3.2.2), que foram implementadas no sistema. Perfis compostos somente serão permitidos quando forem unidos alma à alma através de solda (como exemplo pode-se citar o perfil I), sendo o perfil caixão exceção a essa regra.
- A seção transversal do elemento será considerada constante, ou seja, os valores serão calculados por elemento e não por nó.
- Para cada elemento serão calculados os esforços limites de tração e compressão, os esforços limites de corte e os momentos fletores limites em relação aos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$ . Cabe salientar que para cada eixo serão calculados dois momentos, um em relação a cada um dos lados da peça, porque numa composição de carregamentos o programa não tem como saber qual lado da peça será comprimido.
- O momento torçor, e seus efeitos, não serão considerados neste trabalho.
- Para simplificação da entrada de dados não será considerado o corrugamento da alma (o qual pode ocorrer próximo a apoios ou próximo a pontos de aplicação de cargas), bem como a influência dos enrijecedores de alma.

#### 3.2.2. - Cálculo dos Momentos

Como foi comentado numa das hipóteses anteriores deve-se calcular dois momentos fletores limites para cada um dos eixos. Como a norma utilizada não apresenta esse tipo de caso tornou-se necessário a generalização do formulário. Essa

generalização é feita através da aplicação do critério da largura efetiva ou da redução da tensão (ver  $Y_u^{19}$ ) conforme o caso. Observando-se a figura (3.2.1) pode-se ter uma idéia melhor do procedimento.

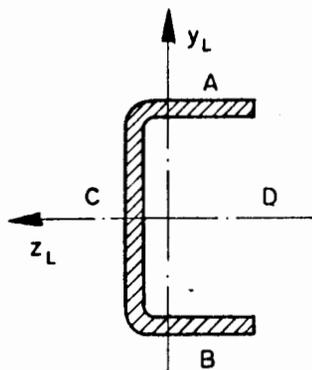


Fig.(3.2.1) - Exemplo do cálculo dos momentos.

No exemplo da figura (3.2.1), o cálculo dos momentos com relação ao eixo  $Z_L$  não apresenta problemas para aplicação do formulário da norma canadense (procedimento não iterativo).

O cálculo do momento com relação ao eixo  $Y_L$  com compressão no lado C não irá apresentar problemas, bastando aplicar a norma canadense (procedimento iterativo). Porém considerando-se a compressão no lado D surgem algumas dificuldades. A norma canadense não apresenta exemplos de perfis com solicitação semelhante, sendo aparentemente desaconselhada a utilização do lado D como parte comprimida. Neste caso, a solução proposta é a aplicação do formulário de redução da tensão de escoamento o qual é composto pelas equações (2.2.12), (2.2.13), (2.2.15), (2.2.17), (2.2.18) e (2.2.19). Porém, cabe salientar, que o formulário utilizado somente pode ser aplicado para relações  $c'/t$  menores que 60. Caso a relação seja superior a 60 convencionam-se que o momento limite é nulo (este fato ocorre com frequência com o perfil T).

### 3.2.3 - Critérios de Verificação

Os critérios de verificação serão do tipo "passa, não passa" sendo o primeiro dos critérios originados da teoria da

viga-coluna e os demais originados da teoria de viga.

Para um elemento de barra de pórtico espacial, figura (3.2.2), deverão ser feitas as verificações mostradas pelas equações (3.2.1), (3.2.2) e (3.2.3).

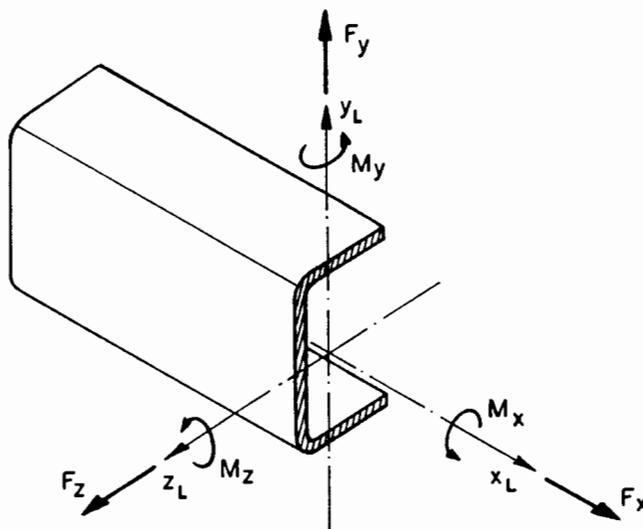


Fig. (3.2.2) - Critérios de verificação.

$$\frac{F_x}{C_r} + \frac{M_y}{M_{r_y}} + \frac{M_z}{M_{r_z}} \leq 1 \quad (3.2.1)$$

$$\left[ \frac{M_z}{M_{r_z}} \right]^2 + \left[ \frac{Q_y}{V_{r_y}} \right]^2 \leq 1 \quad (3.2.2)$$

$$\left[ \frac{M_y}{M_{r_y}} \right]^2 + \left[ \frac{Q_z}{V_{r_z}} \right]^2 \leq 1 \quad (3.2.3)$$

Nas equações acima  $M_{r_y}$  e  $M_{r_z}$  são os momentos limites dos com relação aos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$  respectivamente (calculados de acordo com o item 2.2.4.2),  $V_{r_y}$  e  $V_{r_z}$  são os esforços de corte limites em relação aos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$  respectivamente (calculados de acordo com o item 2.2.4.3).

## 3.2.4 - Algoritmo

O cálculo das solicitações limites para cada um dos elementos da estrutura é feito em um módulo aparte GPOSPF que é comandado pelo pós-processador GPOS o qual faz a verificação da estrutura propriamente dita.

O algoritmo apresentado abaixo em pseudocódigo é um resumo do programa principal do módulo GPOSPF (após o algoritmo há explicação das variáveis utilizadas).

```

LEITURA dos arquivos de dados
PARA I = 1 ATÉ NE
  OBTENHA os dados do elemento
  CALCULAR ITP
  OBTENHA as coordenadas dos nós do elemento.
  CALCULAR o comprimento da barra (COMP).
  SE ITP <> 4 ENTÃO
    CALCULAR A, AB, B, BB, C, CB
    SE ITP = 8 ou ITP = 9 ENTÃO
      CANTONEIRA (A, AB, B, BB, C, CB, 3)
    SENÃO
      CANAL (A, AB, B, BB, C, CB, 3)
  FIM DO SE
  COMPREENHA (COMP, Se, E, G, A, B, C, CR, CL, TR)
  SOL(1) = TR : SOL(2) = - CR
  SE ITP = 1 OU ITP = 2 ENTÃO IR PARA 5
  FIM DO SE
  CORTE (E, Se, ANU, VRY, VRZ, A, B)
  SOL(7) = VRY : SOL(8) = VRZ
  MOMENTO (E, G, Se, CMR1, CMR11, A1, B1, C1, 2, COMP)
  SOL(5) = CMR1 : SOL(6) = CMR11
  MOMENTO (E, G, Se, CMR1, CMR11, A1, B1, C1, 1, COMP)
  SOL(3) = CMR1 : SOL(4) = CMR11
5 GRAVA O VETOR SOL()
PRÓXIMO I

```

No algoritmo apresentado acima, NE é o número total de elementos da estrutura; A1, B1 e C1 são as dimensões do perfil que devem ser fornecidas na entrada de dados; A, AB, B, BB, C, CB são as dimensões retas das abas obtidas a partir de A1, B1, C1, R (raio médio de curvatura da peça) e t (espessura da chapa do perfil); NTP é o tipo de perfil, ver tabela (3.2.2); ITP é o próprio NTP para os perfis da primeira coluna da tabela (3.2.2) e é igual ao segundo dígito de NTP para os perfis da segunda e terceira colunas da tabela (3.2.2); ITIP é

o tipo do elemento de barra; CR e TR são os esforços normais limites de compressão e tração respectivamente; ANU é o coeficiente de Poisson; VRY e VRZ são os esforços de corte limites; CMR1 e CMR11 são os momentos fletores limites e SOL1() é um vetor onde ficam armazenadas as solicitações limites da seção (posições 1 e 2 são referentes a esforço normal, 3 a 6 são referentes a momento fletor, e 7 e 8 são referentes a esforço de corte).

Como se pode ver, o módulo GPOSPF possui 5 subrotinas auxiliares que são as subrotinas CANAL, CANTONEIRA, COMPRE, CORTE e MOMENTO.

A subrotina CANAL calcula as propriedades geométricas para todos os perfis com exceção dos perfis do tipo cantoneira e T os quais tem as suas propriedades calculadas pela subrotina CANTONEIRA.

A subrotina COMPRE calcula o esforço normal limite de tração e de compressão para o perfil. Esta subrotina é bastante simples uma vez que o formulário para o cálculo da tensão crítica de flambagem  $Scr^*$  (ver item 2.2.4.1.2) pode ser aplicado de maneira direta. Cabe salientar que o cálculo da tensão  $Scr^*$  é feito considerando-se toda seção da peça como efetiva. A constante de placa  $K_1$  é escolhida automaticamente a partir do tipo de perfil e das dimensões das abas.

A subrotina CORTE calcula os esforços limites de corte que a seção pode suportar. Esta subrotina faz uma aplicação direta do formulário apresentado no item 2.2.4.3.

A subrotina MOMENTO calcula os momentos limites que a seção pode suportar. Para elementos de grelha esta subrotina faz uma redução da tensão de escoamento do material a fim de evitar a flambagem lateral. Nos demais elementos de barras este processo não é realizado porque os momentos  $M_{ry}$  e  $M_{rz}$  utilizados na expressão (3.2.1) não devem levar em conta a flambagem lateral (CAN S136-M84<sup>3</sup>).

O cálculo dos momentos limites necessita alguns controles adicionais devido a necessidade de se calcular 4 momentos para cada seção. Estes controles são feitos em função do eixo em que está sendo calculado o momento e em função do

tipo de perfil. A tabela (3.2.1) mostra os diferentes tipos de cálculo, que são aplicados de acordo com o tipo de perfil, os quais são : aplicação da norma canadense sem iteração (CAN), aplicação da norma canadense com iteração (CAN Iterativo) e redução da tensão de escoamento conforme formulário apresentado em Yu (Redução da tensão).

Na tabela (3.2.1) o perfil de tipo 1 foi colocado em separado por ser um caso especial. Examinando-se a tabela pode-se notar que os perfis de tipo par podem ter os 2 momentos limites em relação ao eixo  $Z_L$  calculados pela norma canadense, enquanto que em relação ao eixo  $Y_L$  um dos momentos limites terá que ser calculado pela redução da tensão de escoamento e o outro poderá ser calculado pela norma canadense através de processo iterativo. Para uma melhor compreensão recomenda-se ver a tabela (3.2.2) de modo que se possa ter uma idéia dos tipos de cálculo que serão empregados em cada um dos perfis.

Tipo de Perfil	Mz	My
1	- CAN - CAN	- CAN - CAN
Par	- CAN - CAN	- CAN (Iterativo) - Redução da tensão
Impar	- CAN (Iterativo) - Redução da Tensão	- CAN - CAN

Tabela (3.2.1) - Tipos de cálculo.

### 3.2.5 - Entrada de Dados

A entrada de dados para perfis finos, a qual pode ser vista na figura (3.2.3), é acessada a partir da escolha da opção P na figura (3.1.2). Na segunda coluna da planilha deve-se fornecer o nome do elemento. Na terceira e quarta colunas deve-se fornecer a tensão de escoamento do material e o

tipo de perfil respectivamente.

IND NOL Ten. Esc. Tipo. Perf. Enrijec. Aba Lat. Alma Espessura Raio  
 1 0 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00

PgDn	PgUp	Esc	Verif. de Estruturas				Arquivos		Maximo	23
			-Fornecer	ou Alterar			Representar	Alt D N	Atual	1
			Alt Rola	Ins	Del	QN	Selecionar	Alt D N	DISPON.	22
VFF1			Alt Elim	Mem	Esc	KC	Parcial	Alt Gravar		
			Alt Proc	Cal	Imp	F3	Lista	Alt Ler		
			Alt Titl	Ger	R/T	F456	Total	Ctrl Ler	Tipo Pr.	14

G A E L I

Fig. (3.2.3) - Entrada de dados para perfis finos.

Para identificar os perfis utiliza-se a seguinte convenção: números inferiores a 10 identificam o perfil simples, números maiores que 10 e inferiores a 20 identificam perfis invertidos e números superiores a 20 identificam perfis compostos.

A tabela (3.2.2) mostra os perfis implementados no sistema e seu código de identificação. As letras (A1, B1, C1) colocadas nos desenhos da tabela (3.2.2) servem para identificar respectivamente a alma, o flange e o enrijecedor do perfil facilitando a entrada destas dimensões que é posteriormente apresentada.

As seções com finais 8 e 9 são específicas para elementos de treliça plana e treliça espacial, não sendo possível a sua utilização para outros elementos de barras.

Nas colunas de número 5, 6 e 7 da planilha de entrada deve-se fornecer as dimensões do enrijecedor (C1), da aba lateral (B1) e da alma do perfil (A1) conforme os esquemas mostrados na tabela acima. As dimensões (A1), (B1) e (C1) devem ser fornecidas em relação a fibra externa da chapa.

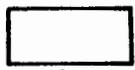
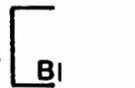
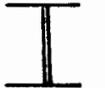
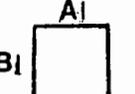
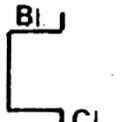
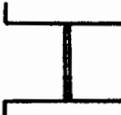
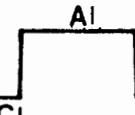
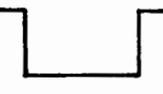
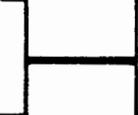
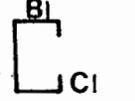
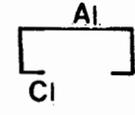
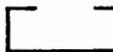
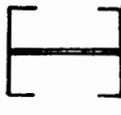
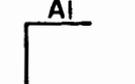
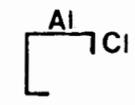
Simplex	Inverso	Conjugado
Al  Bl 1		
Al  Bl 2	 12	 22
 Al Bl 3	 13	 23
Al  Bl Cl 4	 14	 24
 Al Bl Cl 5	 15	 25
Al  Bl Cl 6	 16	 26
 Al Bl Cl 7	 17	 27
 Al 8	 18	 28
 Al Cl 9	 19	

Tabela (3.2.2) - Valores de NTP para os perfis implementados.

Na oitava e nona colunas deve-se fornecer a espessura do perfil e o raio de dobramento da chapa em relação a fibra externa da chapa. Cabe salientar, que por se tratar de perfis finos construídos com chapa dobrada a frio, a espessura máxima permitida pela norma CAN S136-M84<sup>9</sup> é de 6 milímetros.

## 3.2.6 - Saída de Resultados

O cálculo das solicitações limites é feito pela escolha da tecla O, ver figura (3.1.5), a qual chama o módulo GPOSPF que irá gravar um arquivo com as solicitações limites de cada elemento da estrutura retornando automaticamente ao módulo GPOS. Logo após, deve-se escolher a opção F6 na figura (3.1.5), com isto irá aparecer na tela a figura (3.1.2) na qual deve-se escolher a opção P que dará início ao processo de comparação das solicitações. Com a conclusão do processo, o módulo GPOS mostra a figura (3.2.4) a qual fornece para as três primeiras e para as três últimas colunas os resultados da aplicação dos três critérios de verificação apresentados no item 3.2.3 para o primeiro e segundo nós da conectividade do elemento, respectivamente.

IND	NOL	C.Risco1	C.Risco2	C.Risco3	C.Risco4	C.Risco5	C.Risco6	1/Coef Sg
1	1	+7.47E-03	+3.31E-05	+0.00E+00	+1.72E-03	+6.50E-08	+0.00E+00	0.75E-02
2	2	+1.84E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.84E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.18E-01
3	3	+3.27E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+3.27E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.33E-02
4	4	+3.32E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+3.32E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.33E-02
5	5	+1.37E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.37E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.14E-02
6	6	+1.62E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.62E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.16E-01
7	7	+4.43E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+4.43E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.44E-01
8	8	+9.38E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+9.38E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.94E-02
9	9	+1.07E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.07E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.11E-01
10	10	+3.91E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+3.91E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.39E-02
11	11	+4.92E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+4.92E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.49E-01
12	12	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	0.00E+00
13	13	+1.07E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.07E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.11E-01
14	14	+3.91E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+3.91E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.39E-02
15	15	+9.38E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+9.38E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.94E-02
16	16	+1.62E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.62E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.16E-01
17	17	+4.92E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+4.92E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.49E-01
18	18	+1.37E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.37E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.14E-02
19	19	+3.32E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	+3.32E-03	+0.00E+00	+0.00E+00	0.33E-02
20	20	+1.84E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+1.84E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.18E-01
21	21	+4.43E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	+4.43E-02	+0.00E+00	+0.00E+00	0.44E-01
Maximo	23	El. Barras-Tensoes						Carr No 1
VFF1		Esc PgDn PgUp I T D L F0 G TE/P C F34567 Alt DIKLR						Carr At 1
		G A E L I						Estatica

Fig. (3.2.4) - Resultados para verificação de perfis finos.

### 3.3 - Implementação da Verificação de Tubulações

#### 3.3.1 - Critérios Adotados

As hipóteses necessárias para implementação do formulário já foram estabelecidas no subcapítulo 2.3, sendo as principais delas: a utilização de um coeficiente único de concentração de tensões, utilização do valor teórico do coeficiente de correção ( $\gamma$ ) e cálculo com tubulação corroída apenas para o carregamento primário.

#### 3.3.2 - Algoritmo

O algoritmo abaixo tem como objetivo mostrar de maneira resumida como foi implementado o formulário para verificação de tubulações. No algoritmo abaixo, M é o número total de elementos da estrutura, I1 é a variável que controla o laço do número de carregamentos e I2 é a variável que controla o laço do número de nós do elemento.

```

PARA I1 = 1 ATÉ 2
  PARA I = 1 ATÉ M
    LER P, D, t, ts, C, K, i, Sh, SA do elemento I
    SE ts = 0 ENTÃO ts = t
    SE I1 = 2 ENTÃO C = 0
    CALCULAR propriedades geométricas conforme (2.3.9) e
      (2.3.11)
    PARA I2 = 1 ATÉ 2
      LER as solicitações do elemento I (nó I2)
        correspondentes ao carregamento I1.
      CALCULAR T conforme (2.3.12)
      Sc* = 0
      SE I1 = 1 ENTÃO
        CALCULAR Sn e Sc* conforme (2.3.10) e (2.3.13)
      SENÃO
        CALCULAR Sn conforme (2.3.20)
      FIM DO SE
      CALCULAR S1 e S2 conforme (2.3.14) e (2.3.15)
      SE S2 > 0 ENTÃO S3 = 0 SENÃO S3 = S2
      Seq = S1 - S3
      SE I1 = 1 ENTÃO
        Sg =  $\frac{Seq}{Sh}$ 
      SENÃO
        Sg =  $\frac{Seq}{SA}$ 
  
```

FIM DO SE  
 ARMAZENAR Seq e Sg  
 PRÓXIMO I2  
 PRÓXIMO I1  
 PRÓXIMO I

### 3.3.3 - Entrada de Dados

A entrada de dados para verificação de tubulações, a qual pode ser vista na figura (3.3.1), é acessada a partir da escolha da opção T na figura (3.1.2). A opção para verificação de tubulações estará disponível apenas para elementos de pórtico espacial.

```
IND NOL Ten.Adm. Diam.Ext. Esp.Nom. Esp.Efet. Pressão S.Ea.Cor. Coef.Corr.
1 0 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00 +0.00E+00
```

Verif. de Estruturas										Maximo	11
PgDn	PgUp	Esc	-Fornecer	ou	Alterar	Representar	Arquivos	Atual	1		
TUBOE			Alt Rola	Ins	Del	ON	Selecionar	Alt D/	Nomear	DISPON.	10
			Alt Elim	Mem	Esc	KC	Parcial	Alt	Gravar		
			Alt Proc	Cal	Imp	F3	Lista	Alt	Ler		
			Alt Titl	Ger	R/T	F456	Total	Ctrl	Ler	Tipo Pr.	5

GAELI

Fig. (3.3.1) - Entrada de dados para tubulações.

Na figura (3.3.1) deve-se fornecer na segunda coluna o nome do elemento, na terceira coluna a tensão admissível primária e a tensão admissível secundária. Para isto deve-se fornecer ao sistema um valor fracionário cuja parte inteira corresponde ao valor da tensão admissível secundária  $S_A$  e cuja parte fracionária multiplicada pela parte inteira fornece a tensão admissível primária  $S_h$  (unidades preferidas são  $\text{Kgf/cm}^2$ ,  $\text{Kgf/mm}^2$ ,  $\text{N/mm}^2$  e  $\text{N/cm}^2$ ).

Na quarta coluna deve-se fornecer o diâmetro externo do tubo, na quinta e sexta colunas deve-se fornecer

respectivamente a espessura nominal e a espessura efetiva do tubo. Cabe salientar que a espessura efetiva do tubo somente deve ser fornecida em ligações do tipo derivação, para os demais casos não é necessário fornecer a espessura efetiva. Neste caso, o programa adota para a espessura efetiva o valor da espessura nominal.

Na sétima, oitava e nona colunas deve-se fornecer respectivamente a pressão que atua no tubo P, a soma das sobreespessuras C e o coeficiente de concentração de tensões i.

O coeficiente de flexibilidade K pode ser fornecido na planilha de propriedades. Para isto deve-se escolher a opção 4 no menu principal, figura (3.1.1), aparecendo então a planilha de propriedades conforme figura (3.3.2).

IND	NOL	Prop. AX	Prop. IZ	Prop. IY	Prop. IX	Prop. HE	Prop. WT	Prop. TY
1	1	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
2	3	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
3	5	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
4	6	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
5	8	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
6	10	+5.32E+03	+1.73E+07	+1.73E+07	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
7	2	+5.32E+03	+1.19E+06	+1.19E+06	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
8	4	+5.32E+03	+1.19E+06	+1.19E+06	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
9	7	+5.32E+03	+1.19E+06	+1.19E+06	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02
10	9	+5.32E+03	+1.19E+06	+1.19E+06	+9.47E+07	+0.00E+00	+6.93E+05	+2.73E+02

PgDn PgUp Esc		Propriedades				Arquivos		Maximo
		-Fornecer ou		Alterar		Representar		Atual
		Alt Rola	Ine	Del	QN	Selecionar		DISPON.
		Alt Elim	Mem	Esc	KC	Parcial		1
TUBO2		Alt Proc	Cal	Imp	F3	Lista		
		Alt Titl	Ger	R/T	F456	Total		
						Ctrl Ler		Tipo Pr. 5

GAELI

Fig. (3.3.2) - Planilha de propriedades.

Na figura (3.3.2) deve-se escolher a opção G (Geração) escolhendo-se posteriormente a alternativa de seção padrão, no caso seção anel. Com isto chega-se a figura (3.3.3).

O valor do coeficiente de flexibilidade K será utilizado pelo sistema na própria planilha através da divisão dos momentos de inércia com relação aos eixos  $Y_L$  e  $Z_L$  por K. Cabe salientar que para trechos retos o valor do coeficiente de flexibilidade é 1 não havendo, então, alteração nos momentos de inércia calculados.

Forneca numero da secao ->e	3	L Cria LISTA entre	secoes: terior e atual
Raio externo --> -->	0.000		[ 1] Retangulo
Raio interno -->	0.000		[ 2] Circulo
Coef. flexdb. ->	1.000		[ 3] Anel
Beta ----->	0.000		[ 4] Calhao
			[ 5] Perfil T
			[ 6] Perfil U
			[ 7] Perfil C
			[ 8] Perfil L
			[ 9] Perfil I
			[10] Perfil H
			Nota:
			Ya L Za
Geracao de propriedades			
Esc	Gerar:	L-Lista	R-el. Restantes
		C-Conhecida	F-perfis Finos
		P-Padroao	M-Memoria
		G-Generica	
			Lista
			T-Teclado F-Fim
			M-Multiplos A-Anular
GAELI			

Fig. (3.3.3) - Coeficiente de flexibilidade.

Além do que foi anteriormente apresentado, convém lembrar que as cargas primárias devem ser fornecidas obrigatoriamente no carregamento de número 1 e as cargas secundárias devem ser fornecidas obrigatoriamente no carregamento de número 2. Além disto, o usuário não deve esquecer de fornecer o peso específico do material e o coeficiente de dilatação térmica na planilha de constantes (opção 6 do menu principal).

### 3.3.4 - Saída dos Resultados

Como foi comentado no item 3.1.4, no menu do pós-processador deve-se escolher a opção F6 e posteriormente a opção T (tubulação). Feito isso o sistema iniciará a verificação da tubulação calculando para cada nó de um determinado elemento a tensão equivalente e o inverso do coeficiente de segurança associado. Para cada elemento o sistema irá fornecer apenas o maior dos inversos dos coeficientes de segurança. O resultado será fornecido em duas telas, sendo a primeira correspondente ao carregamento primário

e a segunda correspondente ao carregamento secundário. O formato da saída de resultados é o mesmo utilizado na verificação geral não sendo necessário, entretanto, o fornecimento das coordenadas dos três pontos por se tratar de uma seção em forma de anel (ver item 3.1.4). Nas figuras (3.3.4) e (3.3.5) pode-se ver a saída dos resultados.

IND	NOL	Sig. Eq. 1	Sig. Eq. 2	Sig. Eq. 3	Sig. Eq. 4	Sig. Eq. 5	Sig. Eq. 6	1/Coef Sg
1	1	+5.55E+01	+5.67E+01	+5.99E+01	+5.52E+01	+5.60E+01	+5.84E+01	0.56E+00
2	2	+5.54E+01	+5.64E+01	+5.90E+01	+5.51E+01	+5.61E+01	+5.91E+01	0.55E+00
3	3	+5.49E+01	+5.49E+01	+5.50E+01	+5.49E+01	+5.49E+01	+5.50E+01	0.51E+00
4	4	+5.79E+01	+5.99E+01	+6.37E+01	+5.73E+01	+5.93E+01	+6.31E+01	0.59E+00
5	5	+5.55E+01	+5.68E+01	+6.04E+01	+8.11E+01	+8.21E+01	+8.51E+01	0.79E+00
6	6	+8.11E+01	+8.21E+01	+8.51E+01	+5.57E+01	+5.73E+01	+6.14E+01	0.79E+00
7	8	+5.66E+01	+5.98E+01	+6.75E+01	+6.44E+01	+6.91E+01	+7.82E+01	0.73E+00
8	9	+1.38E+02	+1.39E+02	+1.43E+02	+1.40E+02	+1.42E+02	+1.46E+02	0.14E+01
9	10	+6.51E+01	+6.67E+01	+7.01E+01	+6.57E+01	+6.79E+01	+7.23E+01	0.67E+00

Maximo 11 El. Barras-Tensoes Carr No 1  
 TUBO2 Esc P<sub>3</sub>D<sub>3</sub> P<sub>3</sub>Op 1 | T D L R<sub>1</sub> G<sub>1</sub>/E/P C | F34567 Alt DIKLR Carr At 2  
 | G A E L I | Estática

Fig (3.3.4) - Seq, 1/Sg (carregamento primário).

IND	NOL	Sig. Eq. 1	Sig. Eq. 2	Sig. Eq. 3	Sig. Eq. 4	Sig. Eq. 5	Sig. Eq. 6	1/Coef Sg
1	1	+6.92E+00	+6.92E+00	+6.92E+00	+6.29E+00	+6.29E+00	+6.29E+00	0.42E-01
2	2	+1.92E+01	+1.92E+01	+1.92E+01	+1.91E+01	+1.91E+01	+1.91E+01	0.12E+00
3	3	+6.31E+00	+6.31E+00	+6.31E+00	+8.81E+00	+8.81E+00	+8.81E+00	0.53E-01
4	4	+2.80E+01	+2.80E+01	+2.80E+01	+2.80E+01	+2.80E+01	+2.80E+01	0.17E+00
5	5	+8.80E+00	+8.80E+00	+8.80E+00	+5.71E+00	+5.71E+00	+5.71E+00	0.53E-01
6	6	+5.71E+00	+5.71E+00	+5.71E+00	+9.10E+00	+9.10E+00	+9.10E+00	0.55E-01
7	8	+8.76E+00	+8.76E+00	+8.76E+00	+1.00E+01	+1.00E+01	+1.00E+01	0.61E-01
8	9	+2.42E+01	+2.42E+01	+2.42E+01	+2.49E+01	+2.49E+01	+2.49E+01	0.15E+00
9	10	+1.01E+01	+1.01E+01	+1.01E+01	+1.22E+01	+1.22E+01	+1.22E+01	0.74E-01

Maximo 11 El. Barras-Tensoes Carr No 2  
 TUBO2 Esc P<sub>3</sub>D<sub>3</sub> P<sub>3</sub>Op 1 | T D L R<sub>1</sub> G<sub>1</sub>/E/P C | F34567 Alt DIKLR Carr At 2  
 | G A E L I | Estática

Fig. (3.3.5) - Seq e 1/Sg (carregamento secundário).

### 3.4 - Implementação da Teoria Clássica de Fadiga

#### 3.4.1 - Entrada de Dados

A entrada de dados é acessada a partir da opção Valores Dinâmicos figura (3.1.1) chegando-se à figura (3.4.1). Nesta deve-se escolher a opção 0 chegando-se então à figura (3.4.2) que é a planilha de dados para verificação à fadiga.

GAELI 01/91		VALORES DINAMICOS	
III Geomet./Func./Const.	III Cargas Dinamicas	III Comandos	
1 Coordenadas	F1 Fatores de Carga	R Reinicio	T Termina
2 Conetividades	F2 Equiv. Funcoes Nodais	III Modulos	
3 Coef. Amortecimento	F3 Desloc. Iniciais	E Analise Estatica	D Analise Dinamica
4 Funcoes por Pontos	F4 Velocidades Iniciais	M Analise Modal	A Autovalores
5 Funcoes Trigonometricas	F5 Deslocam. Impostas	G Gerador/Modelador	C Corretor
6 Funcoes Polinomiais	F6 Aceler. Impostas	V Nao Disponivel	P Pos Processador
7 Massas Nodais	F7 Selecao de Funcoes	p Pos Mapeador	S Vasos de Pressao
8 Amortecedores Nodais	F8 Defasagens de Tempo	F Ver. de Edificios	X Ver. de Fadiga
9 Amortec. Escalares	F9 Lista de El. p/Impr.		
0 Verificacao a Fadiga			

Fig. (3.4.1) - Valores Dinâmicos.

IND	NON	Acab.	HEN	Ent.	Res.Alt.	Diam.Maior	Diam.Menor	Raio Ent.	Ang Ent/Kt
1	0	0	0	0	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00	+0.00E+00

PgDn PgUp Esc		Verificacao a Fadiga				Arquivos		Maximo 1667
		-Fornecer ou Alterar				Alt D Nonear	Alt Gravar	Atual 1
FA1		Alt Rola	Ins	Del	ON			DISPON.1666
		Alt Elim	Mem	Esc	KC			
		Alt Proc	Cal	Imp	F3			
		Alt Titl	Ger	Fad	F456			
						Ctrl	Ler	Tipo Pr. 5

GAELI

Fig. (3.4.2) - Entrada de Dados.

Para a verificação de estruturas à fadiga devem ser fornecidos alguns dados que são válidos para toda a peça. Estes dados são fornecidos numa planilha auxiliar, figura (3.4.3), que é acessada a partir da opção F na figura (3.4.2).

#### F para Finalizar

Tensao de Escoamento	+1.500000E+02
Tensao de Ruptura Media	+5.700000E+02
Desvio Padrao da Tensao de Ruptura	+1.000000E+01
Temperatura (°C)	+1.000000E+02
Vida Util da Peça (Ciclos)	+1.000000E+06
Numero de Paradas e Partidas	+0.000000E+00
Metodo de Calc. das Tensoes Equiv.	+1.000000E+00
Diagrama para Combin. das Tensoes	+1.000000E+00

Fig. (3.4.3) - Dados gerais para verificação à fadiga.

Os valores que devem ser fornecidos nesta tela são a tensão de escoamento do material; a tensão de ruptura média do material; o desvio-padrão da tensão de ruptura; a temperatura de operação em °C; a vida útil da peça em ciclos de carga, cujo valor padrão é  $10^6$  ciclos; e o número previsto de paradas e partidas. Convém lembrar que a tensão de escoamento e a tensão de ruptura devem estar em  $N/mm^2$  ou em MPA.

Além disto, deve-se fornecer o método para combinação das tensões médias com as tensões alternantes conforme item 2.4.4 utilizando-se os códigos 1, 2 e 3 para representar os métodos de Juvinall<sup>12</sup>, Shigley<sup>15</sup> e Sines respectivamente. O diagrama para obtenção da tensão alternante admissível conforme item 2.4.5 deve ser fornecido utilizando-se os códigos 1, 2 e 3 para representar os diagramas de Goodman, Gerber e Elipse respectivamente.

Após fornecidos todos os dados gerais deve-se digitar a opção F para retornar à figura (3.4.2) na qual deve-se fornecer os dados específicos para cada nó da estrutura.

A primeira coluna da planilha, figura (3.4.2), mostra

o número externo do nó da estrutura. Na segunda coluna da planilha deve ser fornecido o nome do nó.

Na terceira coluna deve-se fornecer o tipo de acabamento superficial da peça colocando-se um número que varia de 1 a 5 de acordo com as relações mostradas a seguir:

- 1 - Espelhado;
- 2 - Retificado;
- 3 - Usinado;
- 4 - Conformado por rolos;
- 5 - Forjado.

No caso de elementos finitos, não é necessário fornecer o código para nós internos sendo adotado, para este caso, o valor correspondente a espelhamento.

Na quarta coluna da planilha deve-se fornecer a dureza do material em escala Brinell.

Para o caso de barras circulares, o programa pode calcular o coeficiente de concentração de tensão  $K_t$  de flexão correspondente aos tipos de entalhes que aparecem na tabela (3.4.1). Se este for o caso considerado deve-se entrar com o tipo de entalhe correspondente na quinta coluna da planilha. No caso de se ter um tipo de entalhe que não esteja na tabela, ou no caso de elementos finitos, esta coluna não deve ser preenchida devendo-se fornecer diretamente o valor de  $K_t$  como se explica mais adiante.

Cabe salientar que o programa não permite a entrada de mais de um entalhe por seção. Optou-se por essa solução para facilitar a entrada de dados e também porque a teoria não fornece muitos dados a respeito do efeito combinado de dois coeficientes de concentração de tensão havendo apenas consenso entre os autores que o coeficiente  $K_t$  resultante não é maior que o produto dos coeficientes  $K_t$  de cada um dos entalhes (Shigley<sup>13</sup>).

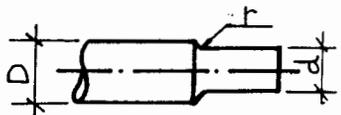
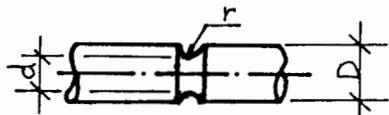
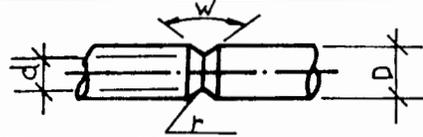
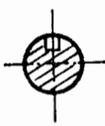
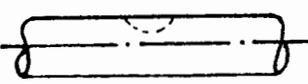
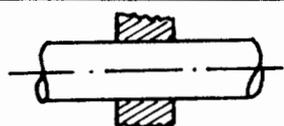
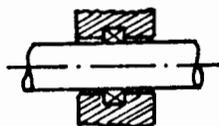
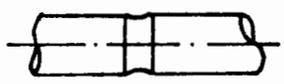
Código	Nome do Entalhe	Esquema
1	Rebaixo	
2	Canaleta em U	
3	Canaleta em V	
4	Furo	
5	Rasgo de Chaveta paralela ajustada	
6	Rasgo de Chaveta paralela não ajustada	
7	Rasgo de Chaveta meia lua	
8	Ajuste prensado e chaveta ajustada	
9	Ajuste prensado	
10	Mancal de Rolamento	
11	Anel de Rasgo Seeger	

Tabela (3.4.1) - Tipos de entalhes disponíveis.

Na sexta coluna da planilha deve-se fornecer o valor do limite de resistência à fadiga para o corpo de prova Sn'. Este valor, na realidade, é um valor médio uma vez que a partir dele será obtido um valor máximo e mínimo com a utilização do desvio padrão da tensão de ruptura (item 3.4.2.3).

A tabela (3.4.1) específica na coluna de esquema os valores que devem ser fornecidos para permitir ao programa calcular o coeficiente Kt para um certo tipo de entalhe especificado. Tais dados podem ser introduzidos através da sétima, oitava, nona, décima e décima-primeira colunas e são o diâmetro maior D em mm, o diâmetro menor d em mm, o raio do entalhe r em mm e o ângulo do entalhe w em graus. No caso em que o entalhe não é nenhum dos da tabela (3.4.1), ou no caso de elementos finitos e barras de seção não circular deve-se fornecer o valor de Kt o que é feito utilizando-se as colunas 9 e 10 segundo as possibilidades abaixo:

- 1 - Kt conhecido e  $r \leq 4.06$  mm : Neste caso, o raio do entalhe será utilizado junto com a tensão de ruptura para calcular o coeficiente de sensibilidade e o valor de Kt adotado será o valor fornecido;
- 2 - Kt conhecido e  $r \geq 4.06$  mm : Neste caso, o raio r é superior ao máximo valor encontrado no gráfico para determinação do coeficiente q; o programa adota, então, o valor de  $q = 1$  e para Kt o valor fornecido;
- 3 - Kt desconhecido e  $r \leq 4.06$  mm : Neste caso, o programa adota para Kt o valor de 2.25 (ver item 3.4.6) e o valor de q é determinado conforme explicado anteriormente;
- 4 - Kt desconhecido e  $r > 4.06$  mm : Neste caso, o programa adota  $Kt = 2.25$  e  $q = 1$ ;

Para o caso de  $Kt = 1$  e  $Kf = 1$  basta não preencher as colunas 10 e 11.

É bom lembrar que se a estrutura a ser verificada for uma estrutura de barras é necessário que se forneça também os dados referentes a verificação geral, item 3.1.3, para que o programa tenha condições de calcular as tensões principais que

são necessárias para verificação da estrutura.

### 3.4.2 - Critérios Adotados

#### 3.4.2.1 - Coeficiente de Acabamento Superficial (Ka)

Para elementos de barras, o valor de Ka deve ser determinado para todos os nós da malha conforme item 2.4.1.1. Já no caso de elementos finitos, o valor de Ka deverá ser determinado apenas para os nós de superfície sendo adotado para os demais nós  $Ka = 1$ .

#### 3.4.2.2 - Efeito do Tamanho (Kb)

Para elementos de barra com seção transversal circular deve-se determinar Kb conforme item 2.4.1.2.

Para elementos de barra com seção diferente da circular e para elementos finitos, deve-se fornecer o diâmetro da circunferência circunscrita na seção transversal do elemento para que o programa possa determinar Kb de forma aproximada. Caso não seja fornecido o valor do diâmetro será adotado para Kb o valor 1. O diâmetro é fornecido preenchendo-se a coluna do diâmetro maior D na planilha da figura (3.4.2).

#### 3.4.2.3 - Coeficiente de Confiabilidade (Kc)

Como foi mencionado no capítulo anterior este coeficiente não será utilizado neste trabalho optando-se por trabalhar com um intervalo de tensão de ruptura, que é obtido segundo a equação (3.4.1), e com um intervalo de  $S_n'$  que é obtido segundo (3.4.2).

$$S_{rmin} = S_r - 3 D_p \quad , \quad S_{rmax} = S_r + 3 D_p \quad (3.4.1)$$

$$S_{n'min} = S_n' - 1.5 D_p \quad , \quad S_{n'max} = S_n' + 1.5 D_p \quad (3.4.2)$$

Nas equações (3.4.1) e (3.4.2)  $D_p$  é o desvio padrão da tensão de ruptura. Na equação (3.4.2) foi utilizada a

relação  $S_r = 0.5 S_n'$ , que é válida para a grande maioria dos aços, para a obtenção do intervalo (Juvinall<sup>10</sup>).

#### 3.4.2.4 - Coeficiente Teórico de Concentração de Tensões (Kt)

Para elementos de barras com seção circular, o valor de Kt deve ser determinado por gráficos existentes na literatura (Juvinall<sup>12</sup>, Shigley<sup>15</sup>).

Para elementos finitos e elementos de barra com seção transversal diferente da circular, ou se tem conhecimento do valor de Kt, ou é utilizado para este o valor padrão do programa o qual é obtido a a partir do item 3.4.6 conforme já comentado no item 3.4.1.

No caso de elementos finitos deverá ser informado que nós da malha deverão ser afetados pelo coeficiente Kt, já que neste caso pode-se ter vários nós com valores de tensão muito próximos e as vezes até com tensões superiores à tensão no ponto de concentração. Esta identificação deve ser feita utilizando-se os recursos de representação de isotensões do sistema Gaeli. A figura (3.4.4) mostra um exemplo do procedimento para verificação dos nós afetados pelo coeficiente Kt.

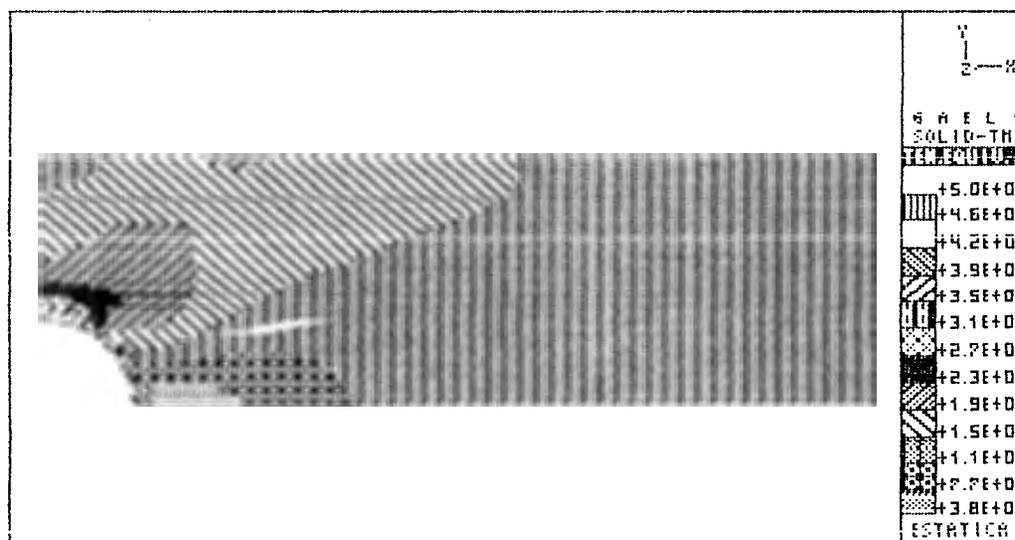


Fig. (3.4.4) - Distribuição de tensões.

Observando-se a figura (3.4.4) pode-se identificar a região onde ocorre concentração de tensões. Fazendo-se uma

ampliação desta região e nomeando-se os nós existentes nela chega-se a figura (3.4.5) a qual permite identificar os nós que estão afetados pelo coeficiente  $K_t$ .

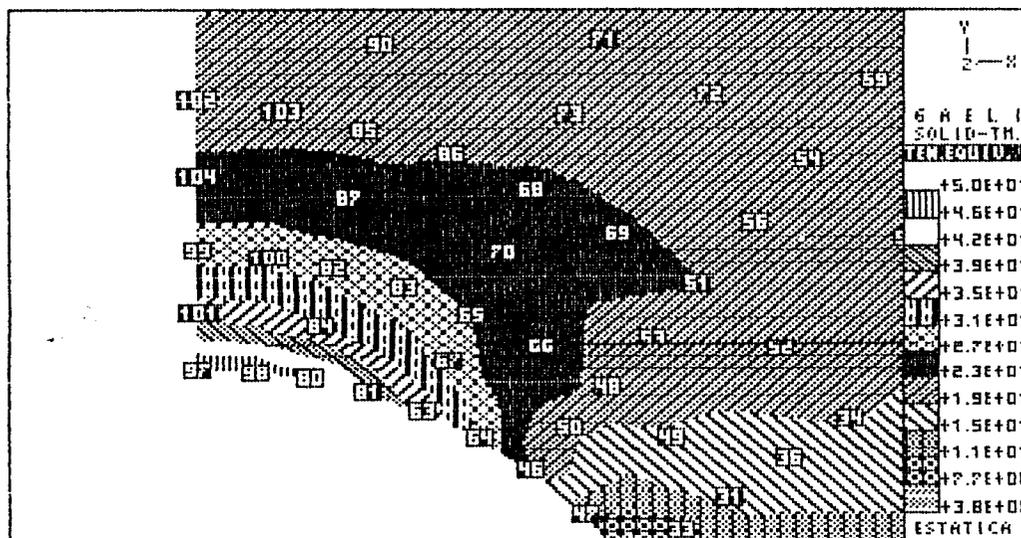


Fig. (3.4.5) - Região de concentração de tensões.

Não existe um critério na teoria para seleção dos nós afetados pela concentração de tensões, por isso, dá-se como sugestão três critérios possíveis. O primeiro deles é a seleção dos nós que se encontram na região de tensão máxima (80, 97 e 98). O segundo critério é a seleção de regiões que estão afetadas por tensões significativas. Uma sugestão de seleção por este critério é a escolha nós dos pertencentes às 4 regiões de maior tensão. A vantagem deste critério sobre o anterior, é que ele permite uma verificação mais uniforme da peça. O terceiro critério é a seleção dos nós que se encontram nas regiões onde a tensão equivalente é superior ou igual ao valor de 1.5 vezes a tensão equivalente média da peça (a vantagem deste método sobre os demais é a possibilidade, embora com grande dificuldade, de automatização da escolha dos nós).

#### 3.4.2.5 - Coeficiente de Sensibilidade ao Entalhe

No caso de elementos de barras, nos quais um entalhe pode ser definido, o coeficiente  $q$  deve ser determinado confor-

me item 2.4.2.

Cabe salientar que o item 2.4.2 permite determinar o coeficiente  $q$  para um raio de arredondamento de até 4.06 mm, para valores superiores de raio será adotado  $q = 1$  (aproximação a favor da segurança).

Para elementos finitos, o coeficiente  $q$  também pode ser determinado conforme item 2.4.2 desde que se saiba definir o raio de entalhe, em caso contrário, o sistema irá adotar  $q = 1$  bastando para tal definir um raio de entalhe superior a 4.06 mm como foi visto no item 3.4.1.

#### 3.4.2.6 - Aplicação do Coeficiente $K_f$

O coeficiente  $K_f$  será aplicado como redutor do limite de fadiga da peça conforme equação (2.4.3). A vantagem desta organização frente a utilização do coeficiente  $K_f$  como multiplicador de tensões consiste nos seguintes itens: não é necessária a identificação do tipo de tensão (flexão ou torção) para aplicação correta dos coeficientes (pode-se trabalhar com tensões principais), para o caso de eixos este método fornece os mesmos resultados que o método que aplica os coeficientes  $K_f$  apenas nas componentes alternantes; permite que seja feita a verificação da estrutura de maneira mais rigorosa para o caso de vida limitada, caso contrário, não se poderia determinar o valor de  $K_f$  reduzido para a vida especificada uma vez que na literatura existem gráficos apenas para determinação de  $K_f$  para  $10^3$  ciclos; permite que seja feita a estimativa da vida útil da peça de forma correta pelos mesmos motivos do item anterior.

Para elementos de barra com seção circular será adotado para  $K_f$  o valor  $K_{ff}$  (coeficiente  $K_f$  correspondente a flexão).

Para elementos de barra com seção não circular e para elementos finitos o valor de  $K_f$  é determinado a partir do  $K_t$  padrão ou do  $K_t$  fornecido na entrada de dados.

É bom lembrar que o coeficiente  $K_f$  utilizado neste trabalho em peças, onde existam tensões médias de tração, é uma

aproximação uma vez que, neste caso,  $K_f$  passa a ser função também da carga (Fuchs<sup>9</sup>).

### 3.4.3 - Verificação à Fadiga de uma Estrutura a partir de uma Análise Estática

Com a finalidade de se obter um modo de verificação geral criou-se uma organização de 3 carregamentos de modo que se deverá fornecer as componentes alternantes das cargas no carregamento número 1 e as componentes médias das cargas no carregamento número 2. Caso se queira considerar o efeito de paradas e partidas deverá se fornecer as cargas correspondentes no carregamento número 3.

Com a divisão de carregamentos feita acima pode-se fazer uma análise estática da estrutura de modo que as tensões resultantes ficarão também separadas em 3 arquivos permitindo a verificação à fadiga da estrutura. O primeiro carregamento irá gerar as tensões  $S_{a1}$ ,  $S_{a2}$  e  $S_{a3}$ ; o segundo carregamento irá gerar as tensões  $S_{m1}$ ,  $S_{m2}$  e  $S_{m3}$  e o terceiro carregamento irá gerar as tensões  $S_{pp1}$ ,  $S_{pp2}$  e  $S_{pp3}$ .

Cabe salientar que para verificação à fadiga de uma determinada estrutura é necessário pelo menos a existência do carregamento 1.

### 3.4.4 - Verificação à Fadiga de uma Estrutura a partir de uma Análise Dinâmica.

Um dos resultados de uma análise dinâmica de uma estrutura é um arquivo com os valores de tensões para cada nó ao longo de um tempo determinado. O problema neste caso consiste em transformar este arquivo em um arquivo de tensões alternantes e tensões médias conforme explicado anteriormente. Para isto, o sistema deverá fazer uma média ao longo de um tempo determinado de modo a obter as componentes de tensões médias e alternantes. Este tipo de verificação não será feita neste trabalho.

### 3.4.5 - Interpolação de Gráficos

O gráfico que fornece o valor do coeficiente  $K_a$  e do coeficiente  $K_f$  para 1000 ciclos foram ajustados com um polinômio do 4º grau. Já os gráficos para determinação dos coeficientes  $K_t$  e  $q$  foram interpolados com um polinômio do 7º grau.

A equação para interpolação do gráfico do coeficiente  $K_a$  funciona para valores da tensão de ruptura do material variando entre 413 N/mm<sup>2</sup> e 1792 N/mm<sup>2</sup>. Caso a tensão de ruptura do material esteja fora desta faixa, o coeficiente  $K_a$  será obtido em função da dureza do material a qual pode variar entre 120 HBN e 520 HBN. Como última alternativa é feita uma estimativa do valor do coeficiente com base na equação ajustada.

Os gráficos para determinação do coeficiente  $K_t$ , para elementos de barras com seção circular, funcionam para uma relação  $r/d$  que varia entre 0.01 a 0.3.

O diagrama para determinação do coeficiente de sensibilidade ao entalhe apresenta uma grandeza dimensional que é o raio do entalhe, o qual varia entre 0.25 mm a 4.06 mm. Além disto, a tensão de ruptura do material deve variar entre 345 N/mm<sup>2</sup> e 1379 N/mm<sup>2</sup>. Caso a tensão de ruptura esteja fora desta faixa, o coeficiente  $q$  será obtido em função da dureza do material a qual pode variar entre 100 HBN e 400 HBN.

No apêndice D pode ser encontrado o processo que foi utilizado para interpolação.

### 3.4.6 - Estudo da Influência do Coeficiente $K_t$ e do coeficiente $q$ sobre o coeficiente $K_f$ .

O objetivo deste estudo é encontrar um coeficiente  $K_t$  que possa ser usado como aproximação do coeficiente real que pode ser de difícil determinação quando se trabalha com barras de seções transversais não circulares e com elementos finitos.

Multiplicando-se ambos os lados da equação (2.4.5) pela tensão nominal ( $S_{nom}$ ) tem-se

$$K_f S_{nom} = S_{nom} ( 1 + (k_t - 1) q ) \quad (3.4.3).$$

Pode-se escrever que

$$S_f = K_f S_{nom} \quad (3.4.4)$$

$$S_p = K_t S_{nom} \quad (3.4.5)$$

onde  $S_f$  é o valor do pico de tensão considerando-se a redistribuição real de tensões e  $S_p$  é o valor de pico da tensão previsto pela teoria da elasticidade.

Utilizando-se as equações (3.4.4) e (3.4.5), e operando-se sobre a (3.4.3) obtém-se a equação (3.4.6).

$$S_f = S_p \left[ \frac{1}{K_t} (1 - q) + q \right] \quad (3.4.6).$$

Na fórmula acima, o valor de  $S_p$  pode ser determinado com razoável precisão em problemas de elementos finitos (ver Anexo B). O valor de  $K_t$  só pode ser obtido via gráfico para os casos existentes na literatura, sendo, nos demais casos, desconhecido. O valor de  $q$  pode ser determinado via gráfico desde que se conheça o raio de entalhe porém em caso contrário pode-se fazer  $q = 1$ .

Com a finalidade de se ter uma idéia da influência de um valor genérico de  $K_t$  sobre a tensão  $S_f$  fez-se um estudo com base na figura (2.4.3) e em gráficos para obtenção de  $K_t$  (Juvinal<sup>12</sup>). Com estes dados foi construída a tabela (3.4.2) a qual fornece valores do coeficiente  $q$  que são função da tensão de ruptura do material e do raio de entalhe.

A tabela (3.4.2) está organizada do seguinte modo:

- na primeira coluna tem-se o valor do raio do entalhe em mm;
- nas demais colunas tem-se valores de  $q$  para diversos valores da tensão de ruptura (o valor superior corresponde à tensão de ruptura por tração e o valor inferior corresponde à tensão de

ruptura por torção).

r	Tensão de ruptura $S_r$ (N/mm <sup>2</sup> )					
	689.5	827.4	1103.2 827.4	1379 1103.2	1930.6 1379	2758 1930.6
1.02	0.61	0.65	0.71	0.75	0.83	0.91
1.27	0.63	0.68	0.73	0.78	0.85	0.93
1.52	0.65	0.71	0.75	0.8	0.86	0.93
1.78	0.68	0.73	0.76	0.81	0.88	0.93
2.03	0.685	0.74	0.785	0.82	0.885	0.946
2.29	0.7	0.75	0.79	0.83	0.89	0.95
2.54	0.71	0.76	0.8	0.84	0.9	0.96
2.79	0.72	0.77	0.807	0.843	0.9	0.961
3.05	0.73	0.777	0.81	0.843	0.9	0.966
3.3	0.74	0.78	0.82	0.85	0.91	0.97
3.56	0.75	0.8	0.83	0.86	0.91	0.97
3.81	0.75	0.8	0.84	0.86	0.91	0.97
4.06	0.75	0.8	0.84	0.86	0.91	0.97

Tab.(3.4.2) - Valores do coeficiente q para diversos valores de  $S_r$  e raios de entalhe r.

Chamando-se a parte da equação (3.4.6) entre colchetes de B pode-se escrever a equação (3.4.7).

$$B = \frac{1}{Kt} (1 - q) + q \quad (3.4.7)$$

Os valores mais comuns de Kt podem ser obtidos por inspeção dos gráficos de Juvinali<sup>12</sup>. Examinando-se estes gráficos pode-se concluir que os valores mais usuais encontram-se na faixa de 2.5 para esforço axial, de 2 para flexão simples e de 2 para torção. Para a utilização de um valor unificado sugere-se o valor 2.25. Substituindo-se o valor 2.25 no lugar de Kt na equação (3.4.7) pode-se construir a tabela (3.4.3) onde Bmin e Bmax são respectivamente os valores de B calculados pela (3.4.7) com o menor e maior valor de q encontrado em cada uma das colunas de  $S_r$  da tabela (3.4.2).

	689	827	1103	1379	1930	2758
Bmin	0.783	0.806	0.839	0.861	0.906	0.95
Bmax	0.861	0.889	0.911	0.922	0.95	0.983

Tab.(3.4.3) - Valores de mínimo e máximo de B ( $K_t = 2.25$ ).

Considerando-se agora  $K_t$  assumindo valores entre 1.5 e 3, faixa de valores usuais para  $K_t$ , e o coeficiente  $q$  assumindo o valor mínimo e máximo para cada valor de  $S_r$  pode-se calcular o erro relativo entre os valores de B com os valores de Bmin e Bmax calculados na tabela (3.4.3). Os resultados obtidos com esta comparação estão colocados na tabela (3.4.4).

$K_t$	E1%	E2%	E3%	E4%	E5%	E6%
1.5	10	8.75	7.12	6.07	3.96	2.06
	a	a	a	a	a	a
	6	4.75	3.77	3.29	2.06	0.71
2	2.73	2.3	1.87	1.6	0.98	0.52
	a	a	a	a	a	a
	1.6	1.22	0.98	0.86	0.52	0.2
2.5	2.2	2.03	1.57	1.29	0.89	0.42
	a	a	a	a	a	a
	1.29	1.02	0.77	0.66	0.42	0.1
3	5.81	5.13	4	3.32	2.18	1.06
	a	a	a	a	a	a
	3.32	2.58	1.98	1.69	1.06	0.31

Tab.(3.4.4) - Erro relativo de B para  $K_t$  variando entre 1.5 e 3 com relação aos valores colocados na tabela (3.4.3).

Pela tabela (3.4.4) pode-se observar que ao se tomar  $K_t = 2.25$  o erro cometido apresenta variação entre 10% e 0.31% para variações de  $K_t$  de 1.5 a 3 e de  $S_r$  de  $689 \text{ N/mm}^2$  até  $2758$  e  $r$  variando de  $1.02 \text{ mm}$  até  $4.06 \text{ N/mm}^2$ .

Com os resultados obtidos pode-se concluir que o

valor de  $K_t = 2.25$  constitui-se em uma boa aproximação quando não se dispõe de informações extras a respeito de  $K_t$ . Devido a isto, convencionou-se adotar  $K_t = 2.25$  caso não se disponha do valor de  $K_t$ .

### 3.4.7 - Algoritmo

O programa de verificação foi organizado em dois módulos GPOSFA e GFADI. O módulo GPOSFA tem como função calcular as tensões principais alternantes, médias e repetidas para cada nó da malha. Este módulo pode ser chamado da entrada do sistema ou do módulo GPOS.

O módulo GFADI tem como função fazer a verificação à fadiga da estrutura. Este módulo só pode ser chamado a partir do módulo GPOSFA.

O algoritmo apresentado na próxima página é um resumo do procedimento utilizado para verificação de estruturas de barras à fadiga pelo módulo GFADI. As variáveis utilizadas no algoritmo tem o seguinte significado: IBA é o número total de elementos de barra da estrutura, I controla o laço de elemento, I1 controla o laço do nó do elemento, I2 controla o laço da tensão de ruptura (1 - valor mínimo e 2 - valor máximo), I3 controla o laço dos pontos de cálculo das tensões, Kff é o coeficiente Kf para flexão, qf é o coeficiente q para flexão; e NCOD é a variável que identifica se houve falha devido ao efeito de paradas e partidas. Caso NCOD = -1 é sinal que ocorre falha, neste caso, convencionou-se que Sg = - 1 de modo que o usuário possa identificar a razão da falha, e que Nutil = 0, ou seja, a falha ocorre no primeiro momento de funcionamento da máquina.

```

CALCULAR Kd
PARA I = 1 ATÉ IBA
  PARA I1 = 1 ATÉ 2
    SE D > 0 ENTÃO CALCULAR Kb
    CALCULAR Kt, Sn'min e Sn'max
    PARA I2 = 1 ATÉ 2
      CALCULAR Ka
      CALCULAR Snf, qf, Kff, Kf'

```

```

PARA I3 = 1 ATÉ 3
  LER as tensões principais
  CALCULAR as tensões equivalentes
  SE NPP > 0 ENTÃO
    APLICAR o efeito de partidas e partidas
  SENÃO
    Snd = Snf
  FIM DO SE
  CALCULAR Sn
  SE NCOD <> - 1 ENTÃO
    SE Nv < 1000000 ENTÃO CALCULAR Shnv
    CALCULAR a tensão alternante admissível
    CALCULAR a vida útil estimada
  SENÃO
    Sg = -1
    Nutil = 0
  FIM DO SE
PRÓXIMO I3
PRÓXIMO I2
PRÓXIMO I1
PRÓXIMO I

```

O próximo algoritmo é utilizado para elementos finitos.

```

CALCULAR Kd
PARA IEL = 1 ATÉ IBC
  CALCULAR Sn'min e Sn'max
  SE D > 0 ENTÃO CALCULAR Kb SENÃO Kb = 1
  SE R > 0 ENTÃO
    SE ANG = 0 ENTÃO Kt = 2.25 SENÃO Kt = ANG
  ELSE
    SE ANG = 0 ENTÃO Kt = 1 SENÃO Kt = ANG
  FIM DO SE
  DIVIDIR as tensões principais por Kt
  CALCULAR Sqa e Sqm
  PARA I1 = 1 AtÉ 2
    CALCULAR Ka, Snf, q, Kf'
    SE NPP > 0 ENTÃO
      APLICAR o efeito de partidas e partidas
    SENÃO
      Snd = Snf
    FIM DO SE
    CALCULAR Sn
    SE NCOD <> - 1 ENTÃO
      SE Nv < 1000000 ENTÃO CALCULAR Shnv
      CALCULAR a tensão alternante admissível
      CALCULAR a vida útil estimada
    SENÃO
      Sg = -1
      Nutil = 0
    FIM DO SE
  PRÓXIMO I1
PRÓXIMO IEL

```

No algoritmo apresentado na página anterior IBC é o número total de nós a serem verificados, IEL controla o laço de nó, I1 controla o laço da tensão Sr, D é o diâmetro maior, R é o raio do entalhe, ANG é o ângulo do entalhe (o qual é utilizado para o fornecimento de Kt) e NCOD tem o mesmo significado do algoritmo anterior.

### 3.4.8 Saída de Resultados

A verificação à fadiga da estrutura é feita através da escolha da opção X no menu principal do pós-processador, figura (3.1.1). Com isto tem-se acesso ao pós-processador de fadiga (GPOSFA) que pode ser visto na figura (3.4.6).

Este módulo vários comandos comuns ao módulo GPOS. Como diferença tem-se que o módulo GPOSFA grava as tensões principais que são necessárias para a verificação à fadiga.

GAELI 01/91	POS PROCESSADOR - FADIGA	
III Geometria	III Resultados de	III Comandos
1 Coordenadas	F1 Nao Disponivel	R Reinicio
2 Conetividades	F2 Ver. Fad. Barras	T Termina
3 Propriedades	F3 Ver. Fad. Cas/Pla	III Modulos
4 Tipo de Elemento	F4 Ver. Fad. Sol/Mem	E Analise Estatica
	F5 Tensoes-Solicitacoes	D Analise Dinamica
	F6 El.Barras-Tensoes	M Analise Modal
	F7 El.Cas/Pla-M/Ts.Media	A Autovalores
	F8 El.Sol/Mem-Tens.Media	G Gerador/Modelador
	F9 Nao Disponivel	C Corretor
		V Valores Dinamicos
		P Pos Processor
		p Pos Mapeador
		S Vasos de Pressao
		F Ver. de Edificios
		X Calc. Fadiga

Fig (3.4.6) - Pós-processador de fadiga.

No caso de verificação de estruturas de barras à fadiga deve-se fazer o procedimento indicado no item 3.1.4 (verificação geral). O programa irá gravar automaticamente um arquivo com as tensões principais de cada um dos carregamentos

existentes. Após o cálculo das tensões principais o programa expõe na tela a figura (3.4.7), a qual procura dar um panorama das tensões principais calculadas.

IND	NOL	Sig.Pr.1	Sig.Pr.2	Sig.Pr.3	Sig.Pr.4	Sig.Pr.5	Sig.Pr.6	Código
1	1	1.50E+02	1.50E+02	1.50E+02	7.50E+01	7.50E+01	7.50E+01	222222
2	2	2.51E+02	2.51E+02	2.51E+02	1.27E+02	1.27E+02	1.27E+02	222222
3	3	1.27E+02	1.27E+02	1.27E+02	9.00E+00	9.00E+00	9.00E+00	222222

```

Maximo      3
FAI
El. Barras-Tensoes
Esc PgDn PgOp 1 | T D L R | G | E/P C | F34567 Alt DIKLER
G A E L I
Carr No     1
Carr At     3
Estatica

```

Fig.(3.4.7) - Tensões principais.

Na figura (3.4.7) têm-se 6 colunas que fornecem as tensões principais sendo as três primeiras correspondentes aos três pontos do primeiro nó da conectividade e as três últimas correspondentes ao três pontos do segundo nó da conectividade. Para o fornecimento das duas tensões  $S_1$ , equação (2.1.1) e  $S_2$ , equação (2.2.2), para cada um dos pontos, o programa faz uma ordenação colocando o maior valor absoluto de tensão como parte inteira do valor impresso e o menor valor absoluto de tensão é colocado como o produto da parte fracionária do valor pela parte inteira do valor impresso. O sinal das tensões é dado na sétima coluna (código) da figura (3.4.7). Nesta coluna está impresso um valor de 6 dígitos sendo que cada um dos dígitos identifica os sinais das tensões em cada um dos pontos em que elas são calculadas. A tabela (3.4.5) mostra o significado de cada um destes valores.

Encerrado o cálculo das tensões principais deve-se escolher a opção X da figura (3.4.6) chegando ao módulo de

verificação à fadiga GFADI que é mostrado na figura (3.4.8).

Código	S <sub>1</sub>	S <sub>2</sub>	Condição
0	+	+	X
1	-	-	X
2	+	-	Se $ S_1  >  S_2 $
3	+	-	Se $ S_2  >  S_1 $
4	-	+	Se $ S_1  >  S_2 $
5	-	+	Se $ S_2  >  S_1 $

Tab. (3.4.5) - Código dos sinais das tensões principais para o caso de barras.

Na figura (3.4.8) deve-se escolher a opção 1 (barras) iniciando então o processo de verificação da estrutura.

Terminada a verificação da estrutura, o programa retorna à figura (3.4.6). Para que os resultados sejam impressos na tela deve-se escolher a opção F2 da figura (3.4.6).

**GALI**

**Fadiga**

---

**Definicao do Tipo de Elemento**

**Barras <1>**

**Placas ou Cascas <2>**

**Solidos/Membrana <3>**

**Qual sua Opcao ?**

---

Fig.(3.4.8) - Módulo de verificação à fadiga.

Para elementos de barra, a saída de resultados é feita conforme a figura (3.4.9). Os valores impressos correspondem a pior condição de segurança obtida dos 6 valores calculados por elemento. A última coluna da planilha fornece um código

de dois dígitos o qual identifica o nó e o ponto que foi selecionado como a pior situação. O primeiro dígito identifica o nó (1 - primeiro nó da conectividade, 2 - segundo nó da conectividade) e o segundo dígito identifica o ponto (valor que varia de 1 a 3). Na primeira e segunda colunas são apresentados os valores das tensões  $S_{qa}$  e  $S_{qm}$ . Na terceira, quarta, quinta, e sexta colunas são apresentados os valores do inverso do coeficiente de segurança e da vida esperada correspondentes respectivamente à tensão de ruptura mínima e à tensão de ruptura máxima.

NEL	NOL	$S_{qa}$	$S_{qm}$	$1/S_{qmin}$	$Vid_{min}$	$1/S_{qmax}$	$Vid_{max}$	Col
1	1	+1.510E+02	+1.247E+01	+9.357E-01	+1.000E+06	+8.513E-01	+1.000E+06	11
2	2	+1.281E+02	+1.433E+02	+2.448E+00	+2.018E+01	+2.226E+00	+2.911E+01	21
3	3	+1.281E+02	+1.433E+02	+2.448E+00	+2.018E+01	+2.226E+00	+2.911E+01	11

```

Maximo 3 Ver. Fad. Barras Carr No 0
FA1 Esc PjDn PjUp 1 | T D L Rl G | IE/P C | F34567 Alt DIKLR Carr At 3
| G A E L I | Estatica

```

Fig. (3.4.9) - Saída de resultados da verificação de fadiga para elementos de barra.

No caso de elementos finitos, deve-se calcular as tensões principais de acordo com o item 3.1.4. Encerrado o cálculo deve-se escolher a opção X da figura (3.4.6). Na figura (3.4.8) deve-se escolher a opção de verificação conforme o tipo de elementos finitos existentes na estrutura (2 - elementos de placa e casca, 3 - Sólidos/Membrana).

A saída de resultados, que é feita a partir das opções F3 e F4 conforme o caso, é idêntica a saída de barras figura (3.4.9) com exceção da coluna correspondente ao código que não é utilizada.

#### 4 - EXEMPLOS

Os exemplos apresentados tem como finalidade mostrar o funcionamento das verificações estruturais implementadas.

##### 4.1 - Verificação Estática Geral

O primeiro exemplo deste tipo de verificação consiste em uma barra de pórtico espacial com seção transversal C submetida a um momento torçor de 80000 Nmm e a uma carga de 800 N na ponta da barra conforme figura (4.1.1). O material tem  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$  e  $S_e = 235.3 \text{ N/mm}^2$ .

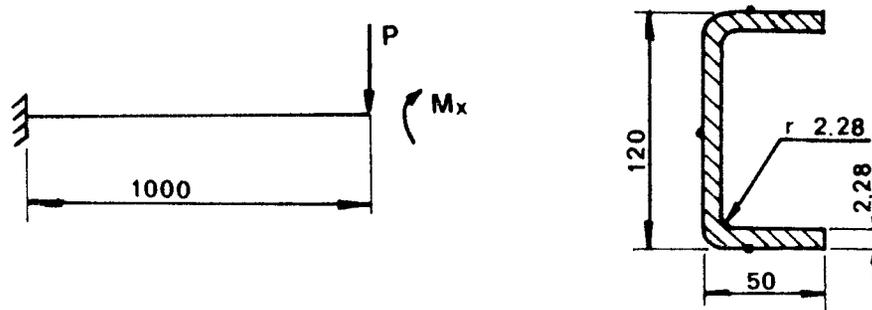


Fig.(4.1.1) - Viga com seção C.

Serão verificados 3 pontos da seção conforme a tabela (4.1.1).

Os resultados da verificação podem ser vistos na tabela (4.1.2) a qual fornece também os valores obtidos utilizando-se a teoria da resistência dos materiais. Observando-se a tabela (4.1.2) pode-se notar que a peça rompe ( $1/S_g > 1$ ), e que o maior responsável pela falha da peça é o momento torçor.

Ponto	$Z_L$	$Y_L$
1	0	-60
2	0	60
3	-13.5	0

Tab.(4.1.1) - Coordenadas dos pontos.

Pón.	Gaeli				Teoria			
	Nó 1		Nó 2		Nó 1		Nó 2	
1	422	1.8	420	1.79	422	1.8	420	1.79
2	422	1.8	420	1.79	422	1.8	420	1.79
3	420	1.79	420	1.79	420	1.79	420	1.79

Tab.(4.1.2) - Resultados para a viga.

A primeira coluna da tabela (4.1.2) refere-se a tensões equivalentes e a segunda coluna refere-se a coeficientes de risco (inverso do coeficiente de segurança).

Como o perfil C utilizado tem pequena espessura será feita também a verificação desta viga utilizando o processo de verificação de perfis finos, no item 4.2, uma vez que a verificação feita anteriormente não leva em consideração problemas como da flambagem local.

O segundo exemplo consiste em uma estrutura de pórtico plano conforme figura (4.1.2).

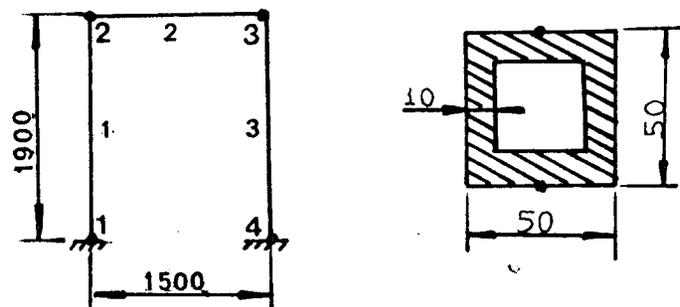


Fig (4.1.2) - Pórtico plano.

O elemento 2 está submetido a uma carga distribuída que oscila entre 3 N/mm e 5 N/mm. O material utilizado tem  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$ ,  $S_e = 250 \text{ N/mm}^2$ . A verificação estática da estrutura será feita para a carga igual a 5 N/mm. Os pontos a serem verificados estão marcados na figura (4.1.2).

A tabela (4.1.3) mostra os resultados deste exemplo. Examinando a tabela pode-se notar que a estrutura está em condições de uso (a rigor se deveria ainda verificar o primeiro modo de vibração da estrutura). Entretanto, a verificação feita não considera o fato da carga ser flutuante e portanto dela poder causar falha por fadiga. No item 4.4 será feita a verificação desta estrutura considerando a fadiga.

El	Seq1	Seq2	Seq3	Seq4	Seq5	Seq6	1/Sg
1	18.2	13.5	2.34	29.3	34	2.34	0.14
2	31.4	31.9	0.28	31.4	31.9	0.28	0.13
3	29.3	34	2.34	13.5	13.5	2.34	0.14

Tab.(4.1.3) - Pórtico plano (resultados).

O terceiro exemplo, ver figura (4.1.3), consiste em um tubo, com 120 mm de raio externo e 100 mm de raio interno.

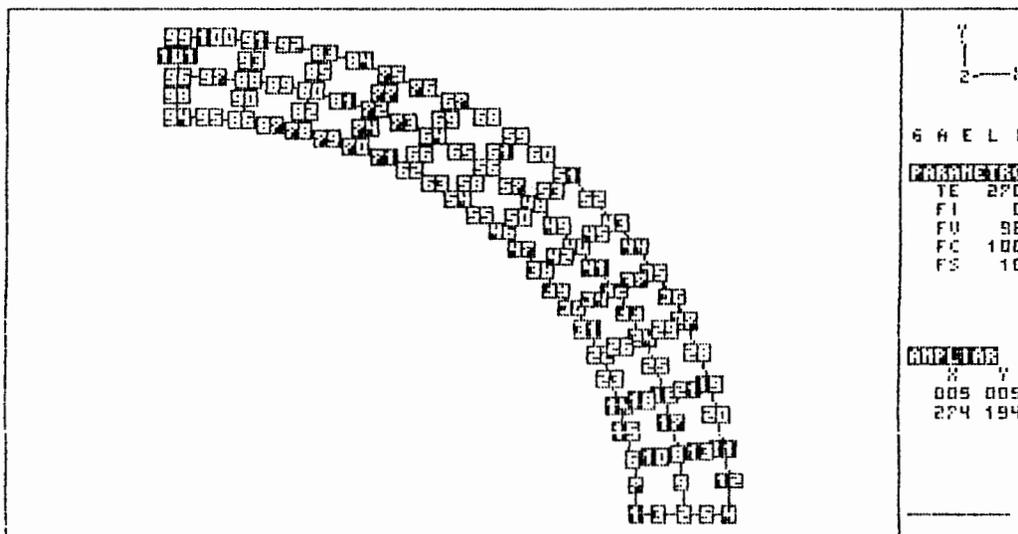


Fig. (4.1.3) - Tubo submetido a pressão interna (malha).

O tubo está submetido a uma pressão interna de 30 N/mm<sup>2</sup>. O material do tubo tem  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$  e  $S_e = 235 \text{ N/mm}^2$ .

Na tabela (4.1.4) pode-se ver as tensões principais e a tensão equivalente obtidas para alguns nós da malha. Na tabela (4.1.5) pode-se ver valores das tensões principais obtidos pela teoria de Lamé.

Nó	S <sub>1</sub>	S <sub>2</sub>	S <sub>3</sub>	Seq
1	166.3	0	-29.42	182.8
3	157.1	0	-21.17	168.7
2	149.5	0	-12.49	156.1
5	142.4	0	-6.24	145.7
4	136.7	0.43	0	136.5
46	165	0	-29.44	181.6
50	156.5	0	-21.2	168.1
48	149.6	0	-12.54	156.2
53	143.1	0	-6.26	146.3
51	137.9	0.43	0	137.7
94	166.3	0	-29.42	182.8

Tab. (4.1.4) - Tubo submetido a pressão interna.

Raio	S <sub>1</sub>	S <sub>3</sub>
100	166.4	- 30
105	157.2	- 20.9
110	149.3	- 13
115	142.4	- 6.1
120	136.4	0

Tab. (4.1.5) - Solução exata pela teoria de Lamé.

Comparando-se os resultados da tabela (4.1.4) com os da tabela (4.1.5) pode-se concluir que a verificação geral faz

uma boa aproximação da solução exata.

O quarto exemplo consiste em uma parede de um reservatório cilíndrico de gás. O reservatório tem uma altura de 2500 mm e raio de 750 mm. A parede do reservatório possui 5 mm de espessura e está submetida a uma pressão interna de 1 N/mm<sup>2</sup>. O material tem  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$  e  $\nu = 0.3$ . Na figura (4.1.4) pode-se ver a malha de elementos de casca poliédrica utilizada na solução do exercício.

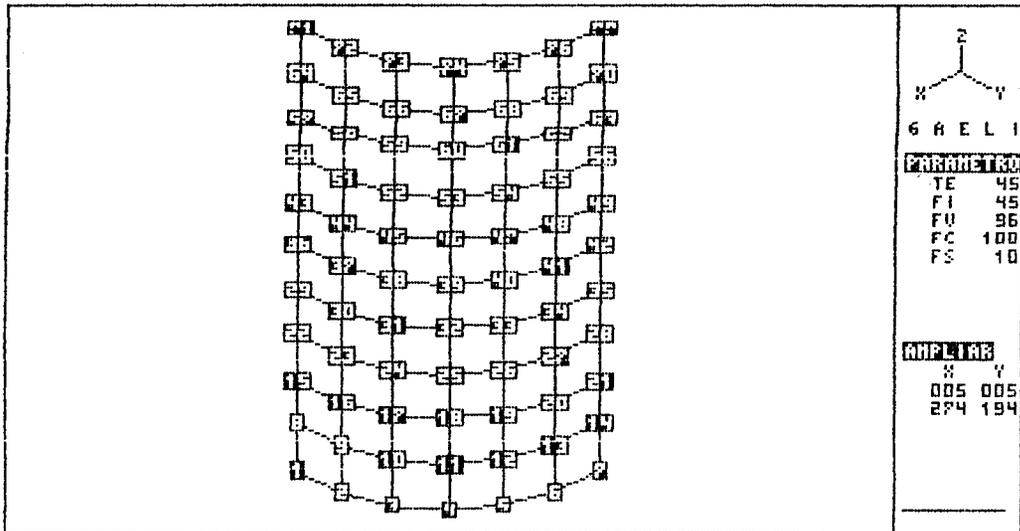


Fig. (4.1.4) - Reservatório cilíndrico (malha).

Na tabela (4.1.6) pode-se ver os resultados em tensões principais e tensões equivalentes obtidos para alguns nós da estrutura. Os resultados apresentados na tabela a seguir podem ser comparados com o resultado fornecido pela teoria de membrana, ou seja,  $S_1 = 150 \text{ N/mm}^2$ .

Nó	S <sub>1</sub>	S <sub>2</sub>	S <sub>3</sub>	Seq
1	148.7	0	0	148.7
2	148.8	0	0	148.8
3	148.7	0	0	148.7
4	148.7	0	0	148.7
5	148.7	0	0	148.7
6	148.8	0	0	148.8
7	148.7	0	0	148.7
36	148.7	0	0	148.7
37	148.8	0	0	148.8
38	148.7	0	0	148.7
39	148.7	0	0	148.7
40	148.7	0	0	148.7
41	148.8	0	0	148.8
42	148.7	0	0	148.7

Tab. (4.1.6) - Reservatório cilíndrico.

#### 4.2 - Verificação de Perfis Finos

O primeiro exemplo consiste no pórtico espacial, figura (4.1.1), que foi verificado anteriormente. Na tabela (4.2.1) pode-se ver os dados necessários para a verificação da estrutura. Cabe salientar que as cargas utilizadas no exercício anterior devem ser majoradas de acordo com a norma CAN3-S136-M84<sup>3</sup>. No caso a carga de 800 N passa para 1000 N.

Nol	Ten Esc	Tipo Perf	Enrigec	Aba Lat	Alma	Espes.	Raio
1	235	2	0	50	120	2.28	2.28

Tab. (4.2.1) - Dados para a verificação.

A tabela (4.2.2) e (4.2.3) fazem uma comparação entre os resultados obtidos pelo programa e os resultados teóricos, identificados pela letra t para os critérios de verificação e para as solicitações limites.

Nó	Cri.1	Cri.2	Cri.3
1	0.316	0.1	0
2	0	0	0
t1	0.317	0.1	0
t2	0	0	0

Tab. (4.2.2) - Pórtico (critérios).

	Normal	Corte YL	Corte ZL	Momen. YL	Momen. ZL
Gaeli	102473 -63081	34212	28047.46	334959 -652499	3173758 -3173758
Teoria	102581 -63260	34263	28144	334704 -653132	3150401 -3150401

Tab. (4.2.3) - Pórtico (solicitações limites).

Observando-se a tabela (4.2.2) pode-se concluir que pelo critério de perfis finos a peça não falha. Isto ocorre, por que o critério utilizado não considera o momento torçor, não sendo portanto um critério adequado para a verificação desta estrutura. É bom lembrar que embora a verificação geral tenha acusado falha da estrutura, ver item 4.1, é muito provável que a carga necessária para causar falha na peça produza um estado de tensões inferior ao indicado naquele item já que não foram considerados problemas como de flambagem devido a torção e empenamento restringido.

O segundo exemplo consiste em uma parte de uma cobertura de um galpão. A figura (4.2.1) mostra um esquema do exemplo. O material utilizado tem  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0.3$  e  $S_e = 235 \text{ N/mm}^2$ .

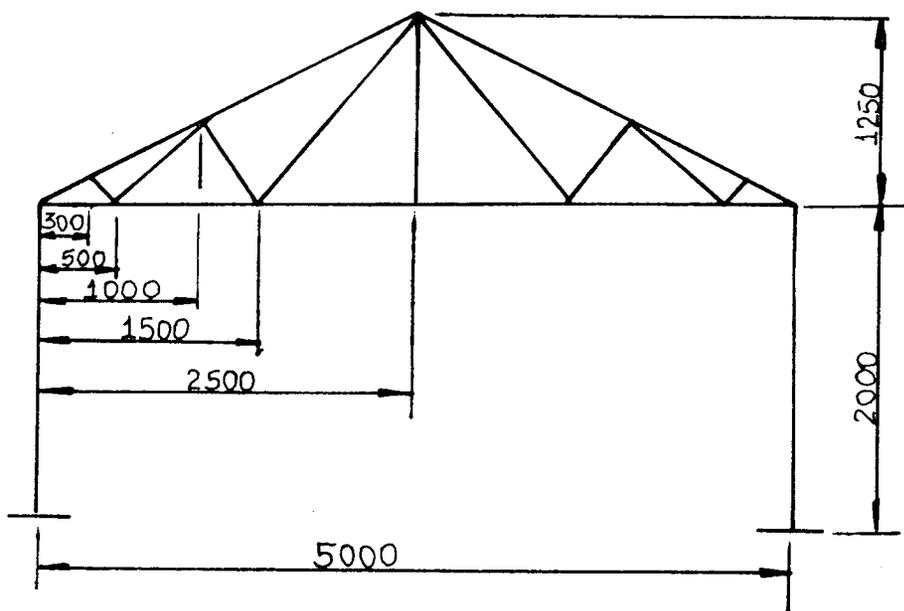


Fig.(4.2.1) - Galpão.

Na figura (4.2.2) e figura (4.2.3) pode-se ver os nós e elementos da estrutura, e os dados necessários para a verificação da estrutura respectivamente. Os nós 4, 12; 6, 10; 8 estão carregados com cargas de 200 N, 500 N e 1000 N na direção Y (ver Groehs<sup>10</sup>) respectivamente.

Na tabela (4.2.4) pode-se ver uma comparação dos resultados obtidos pelo programa com os resultados teóricos

para alguns elementos da estrutura. Observando-se esta tabela pode-se notar que a estrutura não falha. A diferença entre os valores obtidos pelo programa e o cálculo teórico é , na sua grande maioria, devida a pequenas diferenças nas propriedades dos perfis calculados.

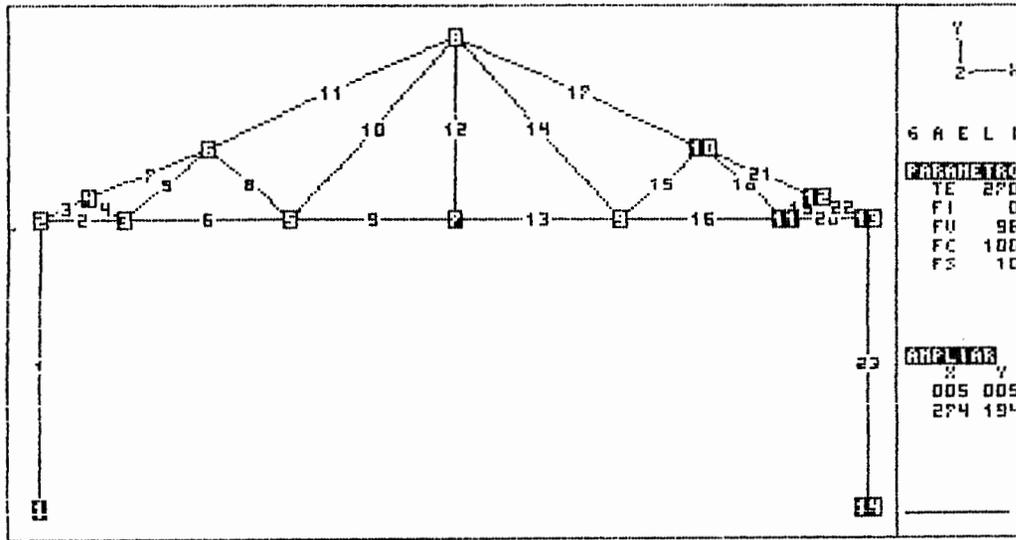


Fig. (4.2.2) - Representação gráfica (galpão).

IND	NOL	Ten. Esc.	Typo. Perf.	Enrigec.	Ala Lat.	Alma	Espessura	Raio
1	1	+2.35E+02	+2.20E+01	+0.00E+00	+8.00E+01	+3.50E+02	+5.00E+00	+5.00E+00
2	2	+2.35E+02	+2.20E+01	+0.00E+00	+8.00E+01	+3.50E+02	+5.00E+00	+5.00E+00
3	3	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
4	4	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
5	5	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
6	6	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
7	7	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
8	8	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
9	9	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
10	10	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
11	11	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
12	12	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
13	13	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
14	14	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00
15	15	+2.35E+02	+2.00E+00	+0.00E+00	+5.00E+01	+2.00E+02	+2.00E+00	+2.00E+00

Verif. de Estruturas						Maximo	23	
RgDn	RgOp	Esc	-Fornecer	ou Alterar	Representar	Arquivos	Atual	23
			Alt Rola	Ins Del QN	Selecionar	Alt D/ Nomear	DISPON.	0
VPF1			Alt Elim Mem	Esc KC	Parcial	Alt Gravar		
			Alt Proc Cal	Imp F3	Lista	Alt Ler		
			Alt Titl Ger	R/T F156	Total	Ctrl Ler		
							Tipo Pr.	14

GAELI

Fig. (4.2.3) - Galpão (dados).

Ele.	Nó	Gaeli			Teoria		
		Cri.1	Cri.2	Cri.3	Cri.1	Cri.2	Cri.3
1	1	0.005	0	0	0.0049	0	0
	2	0.001	0	0	0.0017	0	0
6	3	0.016	0	0	0.016	0	0
	6	0.016	0	0	0.016	0	0
10	5	0.004	0	0	0.0039	0	0
	8	0.004	0	0	0.0039	0	0
12	7	0	0	0	0	0	0
	8	0	0	0	0	0	0

Tab. (4.2.4) - Galpão (resultados).



Os tubos utilizados são sem costura, com curvas de raio longo ( $1.5 \times \phi$  tubo), com  $D = 273.05$  mm (tubo 10 in),  $C = 3$  mm e  $t = 6.35$  mm. Todos os elementos estão submetidos a cargas de peso próprio e de temperatura ( $\gamma = 1.8425 \times 10^{-4}$  N/mm<sup>3</sup>,  $\alpha = 1.144 \times 10^{-5}$  mm/mm C°). Os dados necessários à verificação estão expostos na figura (4.3.3). As figuras (4.3.4) e (4.3.5) mostram os resultados da verificação.

IND	NOL	Ten. Adm.	Diam. Ext.	Esp. Nom.	Esp. Efet.	Pressao	S. Es. Cor.	Coef. Conc.
1	1	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00
2	2	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+3.25E+00
3	3	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00
4	4	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+3.25E+00
5	5	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00
6	6	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00
7	7	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+3.25E+00
8	8	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00
9	9	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+3.25E+00
10	10	+1.66E+02	+2.73E+02	+6.34E+00	+6.35E+00	+1.03E+00	+3.00E+00	+0.00E+00

Verif. de Estruturas										Maximo	11
PgDn	PgUp	Esc	-Fornecer ou Alterar			Representar		Arquivos		Atual	10
			Alt Rola	Inr	Del	GN	Selecionar	Alt D	Nomear	DISPON.	1
TUBO2			Alt Elim	Mem	Esc	KC	Parcial	Alt	Gravar		
			Alt Proc	Cal	Imp	F3	Lista	Alt	Ler		
			Alt Titl	Ger	R/T	F456	Total	Ctrl	Ler	Tipo Pr.	5

GAELI

Fig.(4.3.3) - Entrada de dados.

IND	NOL	Sig. Eq. 1	Sig. Eq. 2	Sig. Eq. 3	Sig. Eq. 4	Sig. Eq. 5	Sig. Eq. 6	1/Coef	Sg
1	1	+5.55E+01	+5.67E+01	+5.99E+01	+5.52E+01	+5.60E+01	+5.84E+01	0.56E+00	
2	2	+5.54E+01	+5.64E+01	+5.90E+01	+5.54E+01	+5.64E+01	+5.91E+01	0.55E+00	
3	3	+5.49E+01	+5.49E+01	+5.50E+01	+5.49E+01	+5.49E+01	+5.50E+01	0.52E+00	
4	4	+5.79E+01	+5.99E+01	+6.37E+01	+5.73E+01	+5.93E+01	+6.31E+01	0.60E+00	
5	5	+5.55E+01	+5.68E+01	+6.01E+01	+8.11E+01	+8.21E+01	+8.51E+01	0.80E+00	
6	6	+8.11E+01	+8.21E+01	+8.51E+01	+5.57E+01	+5.73E+01	+6.14E+01	0.80E+00	
7	8	+5.66E+01	+5.98E+01	+6.75E+01	+6.44E+01	+6.91E+01	+7.82E+01	0.73E+00	
8	9	+1.38E+02	+1.39E+02	+1.43E+02	+1.40E+02	+1.42E+02	+1.46E+02	0.14E+01	
9	10	+6.51E+01	+6.67E+01	+7.01E+01	+6.57E+01	+6.79E+01	+7.23E+01	0.68E+00	

Maximo	11	El. Barras-Tensoes										Carr No	1				
		Esc	PgDn	PgUp	I	T	D	L	R	G	E/P	C	F34567	Alt	DIKLR	Carr At	8
TUBO2		GAELI										Estatica					

Fig.(4.3.4) - Resultados (carregamento primário).



#### 4.4 - Verificação a Fadiga

O primeiro exemplo consiste em um eixo submetido a uma carga de 2000 N e a um momento torçor de 130000 Nmm que apresenta uma flutuação de  $\pm 10\%$  no seu valor. A verificação será feita considerando-se um número previsto de partidas igual a 36500 com um torque de arranque igual a 200000 Nmm. O eixo é usinado e irá operar a  $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ . O material utilizado tem dureza de 300 HBn,  $S_e = 450\text{ N/mm}^2$ ,  $S_n' = 285\text{ N/mm}^2$ ,  $S_r = 570\text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0.3$  e  $E = 205926\text{ N/mm}^2$ . A  $S_r$  apresenta um desvio padrão de  $10\text{ N/mm}^2$ . As tensões equivalentes devem ser calculadas pelo método de Shigley em conjunto com o diagrama de Goodman. A figura (4.4.1) mostra um esquema do eixo.

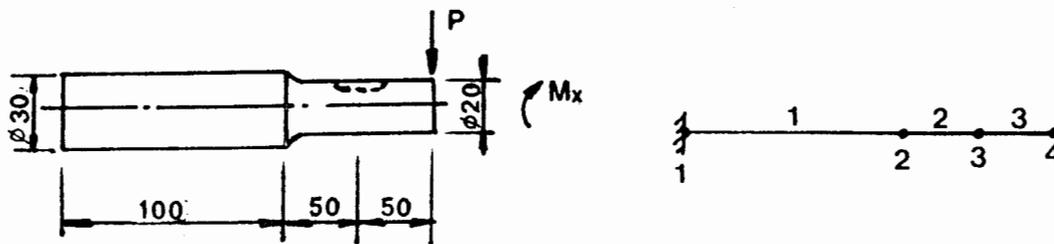


Fig. (4.4.1) - Eixo 1.

A tabela (4.4.1) mostra o valor do limite de fadiga mínimo para cada um dos nós do eixo.

Elemento	Nó	$S_n'$	$S_{nf}$	$S_{ap}$	$S_{nd}$	$S_n$
1	1	270	176.1	52.3	176.1	176.1
	2	270	176.1	61.3	176.1	138.7
2	2	270	176.1	206.2	172.6	135.9
	3	270	176.1	397	0	0
3	3	270	176.1	397	0	0
	4	270	176.1	176.4	175.1	175.1

Tab. (4.4.1) - Limite de fadiga mínimo corrigido.

Na tabela (4.4.1) é apresentada também a tensão alternante  $S_{ap}$  devida ao efeito de paradas e partidas. Pela tabela (4.4.1) pode-se notar a importância da consideração do efeito de paradas/partidas na verificação de estruturas submetidas a este tipo de carregamento, uma vez que esse efeito causou a ruptura da peça por dano acumulado ( $S_{nd} = 0$ ).

A tabela (4.4.2) mostra os resultados obtidos na verificação do eixo (o símbolo SR utilizado na referida tabela é o coeficiente de risco, ou seja  $SR = 1/S_g$ ).

El.	$S_{qa}$	$S_{qm}$	SR <sub>min</sub>	N <sub>util</sub>	SR <sub>max</sub>	N <sub>util</sub>	Cod.
1	151	42.5	0.936	$1 \times 10^6$	0.851	$1 \times 10^6$	11
2	128	143	1000	0	1000	0	21
3	128	143	1000	0	1000	0	12

Tab. (4.4.2) - Resultados (eixo 1).

Pelos resultados obtidos pode-se ver que o eixo falha devido ao dano acumulado por paradas/partidas ( $SR = 1000$ ) no ponto 1, do nó 2, do elemento 2 e no ponto 2, do nó 1 do elemento 3.

A tabela (4.4.3) mostra os resultados obtidos correspondentes ao limite de fadiga mínimo da peça,  $S_{n'_{min}}$ , utilizando-se os coeficientes práticos de concentração de tensões conforme critério para verificação de eixos, ou seja, aplicação dos coeficientes como multiplicadores das tensões alternantes. As tensões  $S_{qa}$  e  $S_{qm}$  não podem ser comparadas com as obtidas pelo programa porque estas são multiplicadas pelos coeficientes  $K_f$ . Neste caso a comparação entre os dois métodos deve ser feita através dos coeficientes de risco SR.

Comparando-se os resultados obtidos pelo programa com os valores de SR da tabela (4.4.3) pode-se concluir que o método utilizado é uma boa aproximação do método usual para verificação de eixos. Para as posições da tabela com  $SR = 1000$  não é possível a determinação de uma vida útil devido ao modo como é aplicada a formulação de dano acumulado

Elemento	Nó	Sqa	Sqm	SR	Nutil
1	1	151	42.5	0.936	$1 \times 10^6$
	2	126	42.5	0.797	$1 \times 10^6$
2	2	323	143.3	2.128	1926
	3	383	143.3	1000	0
3	3	383	143.3	1000	0
	4	14.3	143.3	0.347	$1 \times 10^6$

Tab. (4.4.3) - Resultados obtidos pelo processo usual de verificação de eixos.

O segundo exemplo consiste em um eixo submetido a um momento torçor  $M_x = 411852 \text{ Nmm}$ , e as cargas  $P_1 = 1510 \text{ N}$  e  $P_2 = 2745 \text{ N}$ . Além disto, o eixo está submetido a um esforço normal  $N_1 = 14218 \text{ N}$ . Na figura (4.4.2) pode-se ver um esquema do eixo com o carregamento correspondente.

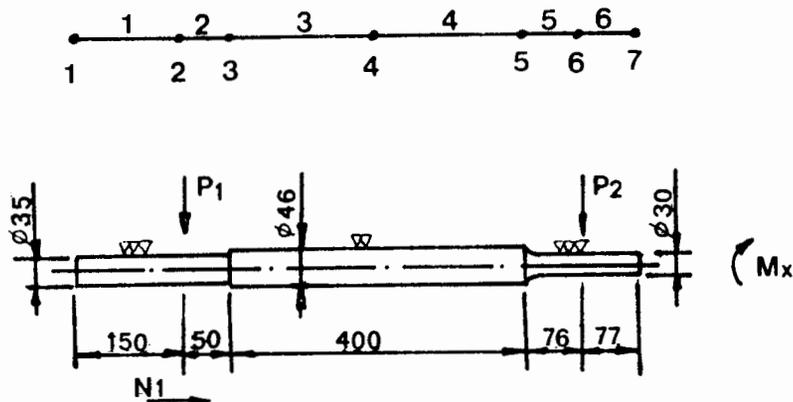


Fig. (4.4.2) - Eixo 2.

O eixo opera a uma temperatura de  $80 \text{ C}^\circ$ . O material utilizado tem como propriedades  $S_e = 573 \text{ N/mm}^2$ ,  $S_{rm} = 730 \text{ N/mm}^2$ , dureza superficial igual a  $235 \text{ Hbn}$  e  $S_{n'} = 365 \text{ N/mm}^2$ . A tensão de ruptura média tem um desvio padrão de  $20 \text{ N/mm}^2$ . Será considerado nesta verificação um número de paradas e partidas igual a 21900 com um torque de arranque igual a  $617778 \text{ Nmm}$ . As

tensões equivalentes devem ser calculadas a partir do método de Shigley<sup>15</sup> em conjunto com o diagrama de Goodman.

A tabela (4.4.4) mostra o limite de fadiga corrigido é a tensão  $S_{ap}$  para o limite de fadiga mínimo ( $S_n'$ ).

Elemento	Nó	$S_n'$	$S_{nf}$	$S_{ap}$	$S_{nd}$	$S_n$
1	1	335	264.5	100.7	264.5	264.5
	2	335	264.5	100.7	264.5	264.5
2	2	335	264.5	100.7	264.5	264.5
	3	335	224.7	126	224.7	155.2
3	3	335	224.7	55.8	224.7	155.2
	4	335	224.7	44	224.7	224.7
4	4	335	224.7	44	224.7	224.7
	5	335	224.7	59	224.7	145.8
5	5	335	224.7	214	224.7	145.8
	6	335	264.5	159.9	264.5	264.5
6	6	335	264.5	159.9	264.5	264.5
	7	335	264.5	159.9	264.5	264.5

Tab. (4.4.4) - Limite de fadiga corrigido (eixo2).

A tabela (4.4.5) mostra os resultados obtidos na verificação da estrutura. Observando-se esta tabela nota-se que a estrutura não falha (neste caso é necessário algum tipo de tratamento para criar tensões residuais de compressão).

El.	$S_{qa}$	$S_{qm}$	$SR_{min}$	$N_{util}$	$SR_{max}$	$N_{util}$	Cod.
1	44.2	84.7	0.29	$1 \times 10^6$	0.25	$1 \times 10^6$	11
2	13.8	86	0.21	$1 \times 10^6$	0.19	$1 \times 10^6$	21
3	6.06	38.3	0.09	$1 \times 10^6$	0.08	$1 \times 10^6$	11
4	9.68	38.3	0.12	$1 \times 10^6$	0.1	$1 \times 10^6$	21
5	34.9	136	0.44	$1 \times 10^6$	0.38	$1 \times 10^6$	11
6	90	136	0.54	$1 \times 10^6$	0.46	$1 \times 10^6$	21

Tab. (4.4.5) - Resultados para o eixo 2.

A tabela (4.4.6) mostra os valores do coeficiente de risco considerando todas as combinações possíveis entre os métodos para cálculo das tensões equivalentes e diagramas para tensões flutuantes para o pior ponto do eixo.

	Shigley		Gerber		Sines	
	min.	max.	min.	max.	min.	max.
Goodman	0.54	0.46	0.43	0.37	0.4	0.34
Gerber	0.44	0.38	0.37	0.31	0.36	0.3
Elipse	0.31	0.26	0.34	0.29	0.34	0.29

Tab.(4.4.6) - Coeficientes de risco para pior ponto.

Os resultados, coeficientes de risco, apresentados na tabela (4.4.6) apresentaram variações nos seus valores, de acordo com o método utilizado, por que a relação  $S_{qa}/S_{qm}$  apresentou valores muito baixos para este problema. Quando  $S_{qm}$  é maior que  $S_{qa}$  trabalha-se em uma região dos diagramas para tensões flutuantes, ver figura (2.4.7), onde existe uma certa diferença entre eles. Devido a isto, é que foram propostas formas modificadas dos diagramas, ver figura (2.4.8). Além disto, os resultados obtidos para este caso são uma aproximação porque as tensões médias são significativas e, logo, o coeficiente  $K_f$  pode ser maior que  $K_t$  tornando o cálculo contra a segurança.

O terceiro exemplo consiste em uma estrutura de pórtico plano, que foi anteriormente apresentada no subcapítulo 4.1. Para a verificação a fadiga são necessários alguns dados extras que são os seguintes:  $S_n' = 170 \text{ N/mm}^2$  e 120 Hbn de dureza. O pórtico trabalha a uma temperatura de  $60 \text{ C}^\circ$  e tem um acabamento superficial do tipo forjado. As tensões equivalentes devem ser calculados utilizando-se o método de Shigley em conjunto com a parábola de Gerber.

Irá se considerar problemas de concentração de tensões nos nós 2 e 3, figura (4.1.2), adotando-se o  $K_t$  padrão do programa.

A tabela (4.4.7) e (4.4.8) mostram os valores do limite de fadiga corrigido e os resultados da verificação do pórtico respectivamente.

Elemento	Nó	Sn'	Snf	Sn
1	1	170	86.1	86.1
	2	170	86.1	43.1
2	2	170	86.1	43.1
	3	170	86.1	43.1
3	3	170	86.1	43.1
	4	170	86.1	43.1

Tab. (4.4.7) - Limite de fadiga corrigido (pórtico).

El.	Sqa	Sqm	SRmin	Nutil	SRmax	Nutil	Cod.
1	6.8	27.2	0.19	$1 \times 10^6$	0.19	$1 \times 10^6$	22
2	6.39	25.5	0.18	$1 \times 10^6$	0.18	$1 \times 10^6$	12
3	6.8	27.2	0.19	$1 \times 10^6$	0.19	$1 \times 10^6$	11

Tab.(4.4.8) - Resultados (pórtico).

Os resultados apresentados na tabela (4.4.8), mesmo considerando um coeficiente  $K_t$  relativamente alto, mostram que a estrutura está superdimensionada uma vez que a grande maioria dos autores concorda que um coeficiente de risco em torno de 0.33 é adequado para a grande maioria das estruturas submetidas a cargas de fadiga. Porém como não foi considerado o fato de  $K_f$  ser maior que  $K_t$  talvez os coeficientes obtidos sejam adequados para estruturas sem tensões residuais de compressão. A tabela (4.4.9) mostra os resultados de todas as combinações possíveis de processos para cálculo do coeficiente de risco para o pior ponto da estrutura.

	Shigley	Juvinall	Sines
Goodman	0.242	0.208	0.179
Gerber	0.194	0.167	0.158
Elipse	0.208	0.194	0.179

Tab.(4.4.9) - Coeficientes de risco para pior ponto.

O quarto exemplo consiste em uma chapa de dimensões 228.6 x 76.2 x 2 com um furo centrado de 25.4 mm de diâmetro. O material da chapa tem  $S_e = 450 \text{ N/mm}^2$ ,  $S_r = 600 \text{ N/mm}^2$ ,  $S_n' = 300 \text{ N/mm}^2$  e dureza de 300 Hbn. A chapa opera a uma temperatura de  $50 \text{ C}^\circ$  e está submetida a uma força de tração simples que oscila entre 500 N e 5000 N.

A figura (4.4.3) mostra a malha de elementos quadráticos de estado plano de tensões utilizada, a qual foi construída a partir dos resultados expostos no apêndice B. Os nós que são afetados pelo coeficiente  $K_t$  devem ser identificados conforme o exposto no item 3.4.2.4. A distribuição de tensões e o detalhe da malha podem ser vistos nas figuras (3.4.4) e (3.4.5).

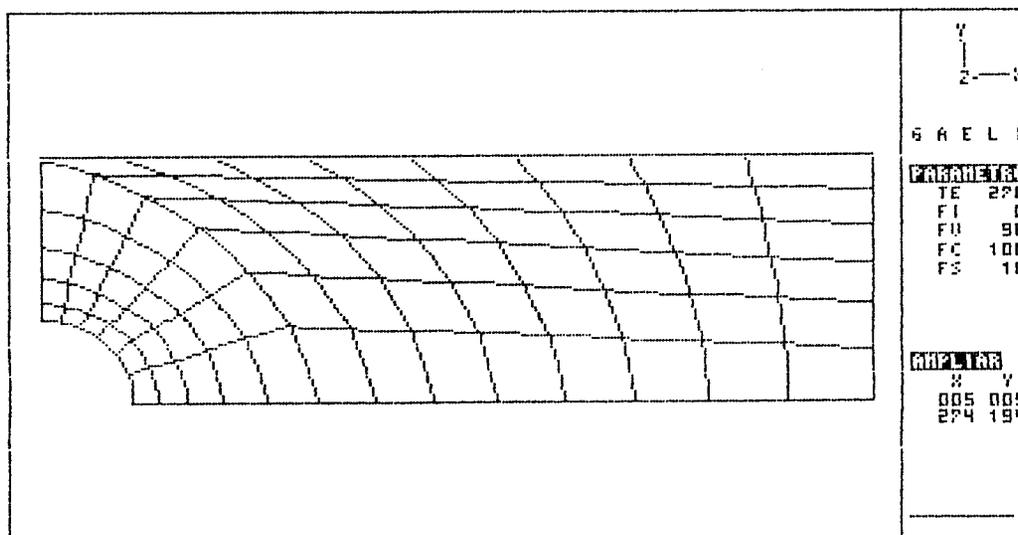


Fig. (4.4.3) - Malha de elemento de EPT de 8 nós.

O coeficiente de risco deve ser determinado pelo método de Shigley em conjunto com o diagrama de Goodman.

Neste exemplo, serão utilizadas duas formas possíveis de aplicação do coeficiente  $K_t$  (ver item 3.4.1). A primeira delas é o fornecimento do valor de  $K_t$  que é aproximadamente igual a 2.3 para o pior ponto de concentração (ver Juvinall<sup>13</sup>). A segunda forma é a aplicação do coeficiente  $K_t$  padrão do sistema. Em ambos os casos será adotado  $q = 1$  que se constitui em uma aproximação a favor da segurança. A tabela (4.4.10) mostra os valores obtidos para o ponto com maior concentração de tensões, ou seja, o nó 97, bem como valores obtidos através da teoria. No caso da verificação teórica foram utilizados dois processos distintos para determinação do coeficiente  $K_f$ . O primeiro método calcula  $K_f$  utilizando a equação (2.4.25) e o segundo método utiliza a equação de Neuber, expressão (2.4.24).

Cálculo	$S_{qa}$	$S_{qm}$	SR	Nutil
2	22.07	26.98	0.235	$1 \times 10^6$
4	22.56	27.58	0.237	$1 \times 10^6$
Teoria 1	22.15	27.07	0.237	$1 \times 10^6$
Neuber	22.15	27.07	0.256	$1 \times 10^6$

Tab. (4.4.10) - Chapa (resultados para o nó 97).

Observando-se a tabela (4.4.10) pode-se notar que os valores obtidos para o coeficiente de risco não variaram muito para os métodos utilizados. A diferença de valores nas tensões  $S_{qa}$  e  $S_{qm}$  entre o método 2 e os valores teóricos é consequência do valor de tensão obtido pela malha de elementos finitos (para o nó 97 foi obtida uma tensão equivalente alternante de  $50.5 \text{ N/mm}^2$  a qual comparada com a tensão nominal de  $22.2 \text{ N/mm}^2$  forneceria um coeficiente  $K_t = 2.27$ ). Além disto é bom lembrar que na própria obtenção dos valores teóricos estão implícitos erros de leitura de gráficos. O valor do coeficiente de risco SR calculado utilizando a equação de Neuber apresentou valores superiores aos demais por que este coeficiente, do modo como foi calculado, não leva em conta o acabamento superficial da

peça o qual provoca uma sensível redução no valor de  $K_f$ .

O próximo exemplo consiste numa peça, com espessura de 4 mm, cuja geometria está especificada na figura (4.4.4). A figura (4.4.5) mostra a malha de elementos quadriláteros de EPT de 8 nós utilizada na análise da peça.

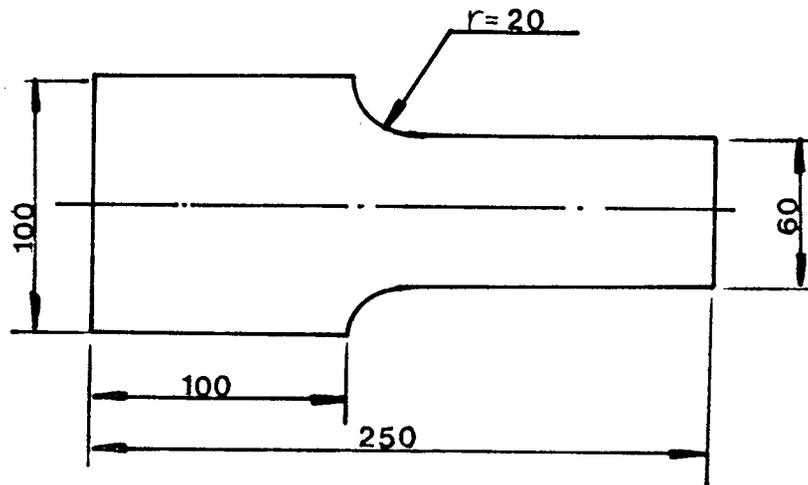


Fig.(4.4.4) - Peça número 2.

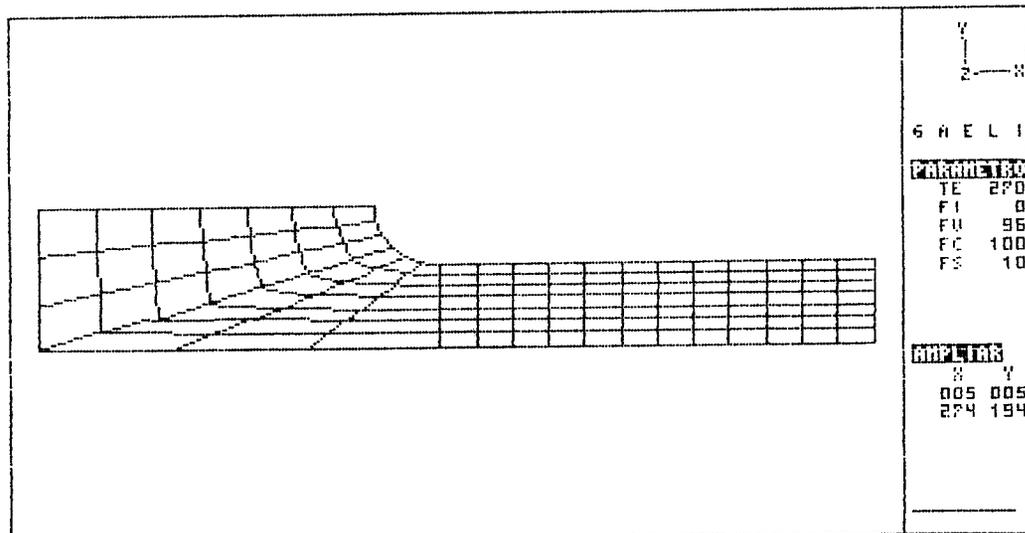


Fig. (4.4.5) - Malha de elementos quadriláteros de EPT de 8 nós - peça 2.

O material da peça tem as seguintes características:  
 $S_r = 245 \text{ N/mm}^2$  com um desvio padrão de  $10 \text{ N/mm}^2$ ,  $S_n' = 122 \text{ N/mm}^2$ ,  $\nu = 0.3$  e  $E = 205926 \text{ N/mm}^2$  e  $\nu = 0.3$ . A peça é forjada e

apresenta uma dureza de 122 Hbn. A peça está submetida a uma carga de tração simples que oscila entre 0 e 6000 N. A verificação deverá ser feita para uma vida de  $4 \times 10^5$  ciclos de carga. As tensões equivalentes devem ser calculadas a partir do método de Shigley em conjunto com o diagrama de Goodman. A figura (4.4.6) mostra a distribuição de tensões equivalentes obtidas na análise da estrutura para o carregamento alternante (número 1) e a figura (4.4.7) mostra uma ampliação da região de concentração de tensões que permite identificar os nós que são afetados pela concentração.

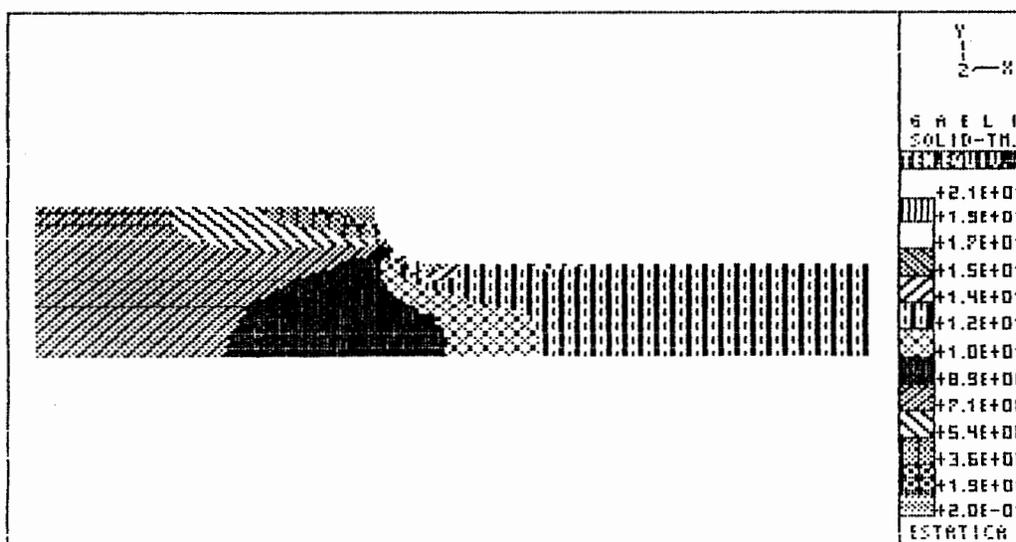


Fig (4.4.6) - Distribuição de tensões.

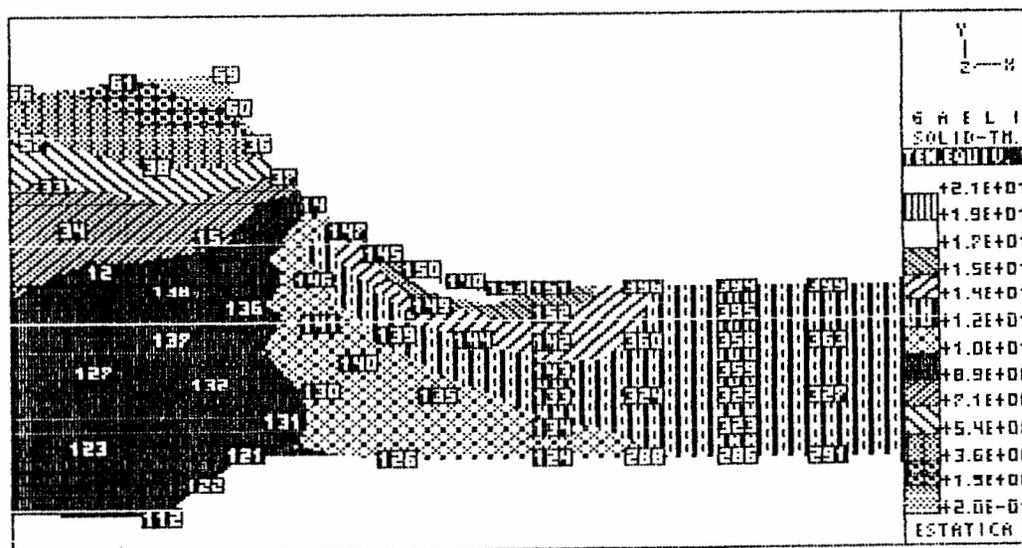


Fig (4.4.7) - Detalhe da região de concentração de tensões.

Observando-se a figura (4.4.7) pode-se notar que os nós 148, 150 e 153 se encontram na região de maior concentração de tensões, o máximo ocorre no nó 148, devendo as suas tensões serem reduzidas para que se possa aplicar o procedimento de verificação. Além destes nós, sugere-se que sejam reduzidas também as tensões dos nós: 145, 151, 147, 149 e 152. A finalidade desta redução é tornar os resultados da verificação mais uniformes. É bom lembrar que o coeficiente  $K_t$  aplicado nestes nós deve ser inferior ao aplicado na região de maior concentração de tensões.

A tabela (4.4.11) mostra uma comparação dos resultados obtidos via programa, com o fornecimento de  $K_t = 1.6$  (valor teórico aproximado) e  $K_t = 2.25$  (valor padrão), com os resultados teóricos.

Cálculo	$S_{qa}$	$S_{qm}$	$SR_{min}$	Nutil	$SR_{max}$	Nutil
2	12.56	12.56	0.339	$1 \times 10^6$	0.265	$1 \times 10^6$
4	9.38	9.38	0.308	$1 \times 10^6$	0.24	$1 \times 10^6$
Teoria 1	12.5	12.5	0.33	$1 \times 10^6$	0.259	$1 \times 10^6$
Neuber	12.5	12.5	0.323	$1 \times 10^6$	0.254	$1 \times 10^6$

Tab.(4.4.11) - Resultados correspondentes ao nó 148 para  $4 \times 10^5$  ciclos de carga.

A tabela (4.4.12) mostra os valores do coeficiente de risco,  $SR_{min}$ , correspondente ao limite de fadiga  $S_{n'_{min}}$  para todas as combinações possíveis de método de cálculo (para a montagem desta tabela foi utilizado o coeficiente  $K_t = 1.6$ ).

	Shigley	Juvinall	Sines
Goodman	0.339	0.293	0.288
Gerber	0.34	0.294	0.288
Elipse	0.343	0.295	0.288

Tab.(4.4.12) - Valores de SR para o pior ponto.

Os valores publicados na tabela (4.4.11) são válidos para uma vida de  $4 \times 10^5$  ciclos de carga. Para efeito de comparação pode-se calcular os valores da tabela (4.4.11) para uma vida de  $1 \times 10^6$  ciclos de carga. Estes resultados estão publicados na tabela (4.4.13). É bom lembrar que os valores da tabela abaixo foram obtidos com base no método de Shigley e no diagrama de Goodman.

Cálculo	Sqa	Sqm	SRmin	Nutil	SRmax	Nutil
2	12.56	12.56	0.411	$1 \times 10^6$	0.321	$1 \times 10^6$
4	9.38	9.38	0.384	$1 \times 10^6$	0.3	$1 \times 10^6$
Teoria 1	12.5	12.5	0.399	$1 \times 10^6$	0.311	$1 \times 10^6$
Neuber	12.5	12.5	0.387	$1 \times 10^6$	0.304	$1 \times 10^6$

Tab.(4.4.13) - Resultados correspondentes ao nó 148 para  $1 \times 10^6$  ciclos de carga.

Comparando-se os resultados obtidos na tabela (4.4.13) com os da tabela (4.4.11) pode-se notar que a verificação considerando vida ilimitada é muito conservativa quando comparada com a verificação com vida limitada. Devido a isto, a grande maioria das verificações de peças mecânicas são feitas para uma vida limitada. É bom lembrar que o fato da verificação ser feita com vida ilimitada,  $1 \times 10^6$  ciclos de carga, não garante realmente uma vida ilimitada para a peça, mesmo que a formulação utilizada se adapte perfeitamente ao problema, uma vez que passado o período de vida útil a peça irá sofrer falha por desgaste.

Utilizando-se o exemplo anterior, porém aplicando-se uma carga de tração simples que oscila entre 0 e 19000 N irá ocorrer falha na região do entalhe da peça. Neste caso, o programa fornece estimativas de vida útil, considerando-se o coeficiente de segurança igual a 1, para cada um dos pontos da peça. Com estes valores pode-se representar curvas de isovida útil da peça conforme figura (4.4.8) que mostra uma ampliação da região do entalhe.

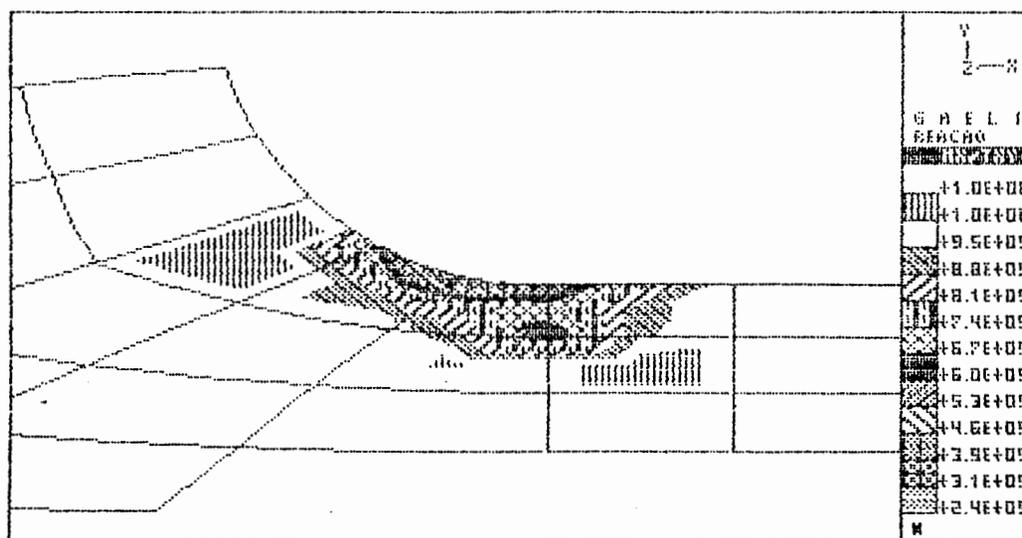


Fig. (4.4.8) - Representação de curvas de isovida útil.

## 5 - CONCLUSÃO

A verificação geral é de fácil utilização e permite ao usuário a obtenção de um bom panorama do funcionamento da estrutura de uma maneira rápida. Deve-se chamar atenção para o fato de que no caso de barras o cálculo da tensão de corte devido ao momento torçor é realizado sempre para o ponto onde ocorre o valor máximo da mesma. Independe pois da coordenadas da seção fornecidas na entrada de dados podendo conduzir a valores aproximados da tensão equivalente que estarão a favor da segurança. No caso de elementos finitos, esta verificação permite uma melhor compreensão do funcionamento da estrutura através de recursos como representação gráfica das tensões principais ou da tensão equivalente.

A verificação de perfis finos, embora de fácil utilização, exige que o usuário tenha conhecimentos a respeito da norma CAN-S136-M84<sup>3</sup> ou de processos similares de cálculo para se fazer um uso correto desta verificação, que é bastante útil, embora não considere os efeitos do momento torçor. A utilização desta verificação em estruturas com momento torçor atuante somente se justifica para dar uma orientação a respeito do funcionamento da estrutura. Para este tipo de estrutura, tanto a verificação geral quanto a verificação de perfis finos não são suficientes para garantir a segurança da estrutura a não ser por majoração dos coeficientes de segurança.

A verificação de tubulações industriais é de fácil utilização e permite verificar a flexibilidade da tubulação de modo eficiente, porém, para o uso correto desta verificação faz-se necessário o conhecimento da norma ANSI B31.3<sup>2</sup>. Problemas como de deslocamentos máximos permitidos para se evitar interferência de diferentes linhas de tubos podem ser resolvidos utilizando-se os filtros de resultados do

pós-processador.

A verificação de estruturas à fadiga exige que se tenha bons conhecimentos a respeito do assunto no que diz respeito aos dados que devem ser fornecidos ao sistema bem como na interpretação dos resultados obtidos. No caso de elementos finitos, a solução do problema irá depender em grande parte do usuário uma vez que este deverá selecionar os nós afetados pelos concentradores de tensões. A aplicação do coeficiente  $K_f$  como redutor do limite de fadiga da peça permitiu que os resultados obtidos fossem próximos dos valores obtidos pelo processo usual de verificação de eixos. Este tipo de aplicação do coeficiente  $K_f$  funciona bem para eixos porque este tipo de estrutura está normalmente submetido a cargas que causam flexão, as quais provocam tensões alternantes, e a momentos torçores os quais provocam tensões médias. O fato de não considerar a influência das tensões médias de tração no coeficiente  $K_f$  pode fazer com que o sistema forneça resultados contra a segurança sendo neste caso necessário tratamentos mecânicos ou térmicos que produzam tensões residuais de compressão para minimizar o efeito do coeficiente  $K_f$ .

Finalizando, conclui-se que um pós-processador de verificação estrutural é extremamente útil para uma interpretação rápida e correta dos resultados (o que seria bastante difícil se feita manualmente). Em contrapartida, este tipo de pós-processador exige conhecimentos mais aprofundados de cada um dos tipos de verificação a serem feitas obrigando a utilização de pessoal mais especializado na utilização do sistema.

### 5.1 SUGESTÕES

Desenvolvimento de métodos para verificação de perfis finos que levem em consideração a torção e o empenamento.

Desenvolvimento de método para verificação de estruturas à fadiga que considere cargas dinâmicas bem como o efeito das tensões médias de tração sobre o coeficiente  $K_f$ .

## APÊNDICE A

O objetivo deste apêndice é o de apenas apresentar algumas tabelas com as constantes usuais numa verificação de tubulações.

A tabela (A.1) foi extraída da norma ANSI B31.3<sup>2</sup> de 1976 (página 138). Como se poderá ver mais adiante esta tabela fornece valores para os coeficientes de flexibilidade e de concentração de tensões apenas para os acessórios mais usuais em uma tubulação. Recomenda-se um exame da página 139 da norma para um melhor entendimento da tabela.

Cabe salientar novamente o que foi comentado no subcapítulo 2.3 a respeito dos coeficientes de concentração de tensões  $i_o$  e  $i_i$ . Na utilização do sistema GAELI para verificação de tubulações deve-se fornecer ao sistema apenas o maior dos dois coeficientes o qual no formulário apresentado anteriormente passa a se chamar  $i$ .

A tabela (A.2) fornece valores para o coeficiente de correção  $\gamma$  os quais são função do tipo do material e da temperatura de trabalho.

A tabela (A.3) fornece valores para a eficiência de solda os quais são função do tipo de solda e do controle de qualidade empregado na mesma. Cabe salientar que os valores apresentados nesta tabela são válidos para tubos com costura. Tubos sem costura apresentam  $E_f$  igual a 1.

A tabela (A.4), que foi extraída de uma tabela da PETROBRÁS, apresenta alguns materiais que são utilizados em tubulações de refinarias de petróleo. Nesta tabela a temperatura está em  $C^\circ$  e as tensões admissíveis estão em  $N/mm^2$ .

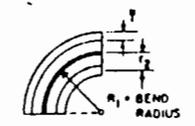
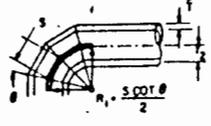
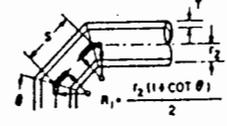
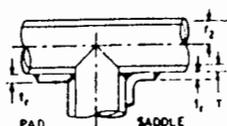
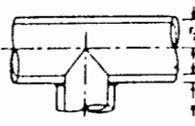
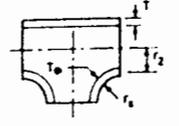
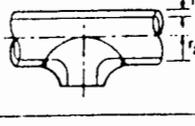
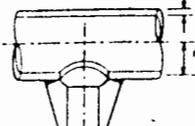
Description	Flexibility Factor $k$	Stress Int. Factor <sup>1,8</sup>		Flexibility Characteristic $h$	Sketch
		Outplane $i_o$	Inplane $i_i$		
Welding elbow <sup>1,2,3,6,9</sup> or pipe bend	$\frac{1.65}{h}$	$\frac{0.75}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{\bar{T} R_1}{(r_2)^2}$	
Closely spaced miter bend <sup>1,2,3</sup> $s < r_2 (1 + \tan \theta)$	$\frac{1.52}{h^{2/6}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{\text{Cot } \theta}{2} \frac{\bar{T}_2}{(r_2)^2}$	
Single miter bend <sup>1,2</sup> or widely spaced miter bend $s \geq r_2 (1 + \tan \theta)$	$\frac{1.52}{h^{2/6}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{1 + \text{Cot } \theta}{2} \frac{\bar{T}}{r_2}$	
Welding tee <sup>1,2,6</sup> per ANSI B16.9 with $r_x \geq 1/8 D_b$ $T_c \geq 1.5 \bar{T}$	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3/4 i_o + 1/4$	$4.4 \frac{\bar{T}}{r_2}$	
Reinforced fabricated <sup>1,2,5</sup> tee with pad or saddle	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3/4 i_o + 1/4$	$\frac{(\bar{T} + 1/2 i_r)^{3/2}}{\bar{T}^{2/3} r_2}$	
Unreinforced <sup>1,2</sup> fabricated tee	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3/4 i_o + 1/4$	$\frac{\bar{T}}{r_2}$	
Extruded <sup>1,2</sup> welding tee $T_c < 1.5 \bar{T}$	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3/4 i_o + 1/4$	$\left(1 + \frac{r_x}{r_2}\right) \frac{\bar{T}}{r_2}$	
Welded-in <sup>1,2</sup> contour insert $r_x \geq 1/8 D_b$ $T_c \geq 1.5 \bar{T}$	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3/4 i_o + 1/4$	$4.4 \frac{\bar{T}}{r_2}$	
Branch <sup>1,2,7</sup> welded-on fitting (integrally reinforced)	1	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$\frac{0.9}{h^{2/3}}$	$3.3 \frac{\bar{T}}{r_2}$	

Tabela (A.1) - Coeficiente de flexibilidade e coeficiente de concentração de tensões.

Material	Temperatura					
	<485	510	540	560	595	>620
Aço Ferrítico	0.4	0.5	0.7	0.7	0.7	0.7
Aço Austenítico	0.4	0.4	0.4	0.4	0.5	0.7
Outros metais						
Dutéis	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4
Ferro Fundido	0	-	-	-	-	-

Tabela (A.2) - Coeficiente de redução  $\gamma$ .

Radiografia	Tipo de Solda	Ef
Total	Solda de topo	1
Parcial	Solda de topo	0.9
-	Solda de topo pelos 2 lados	0.85
-	Solda de topo por 1 lado	0.8

Tabela (A.3) - Eficiência de solda Ef.

Especificações	Grau	Temperatura C°						
		< 37	93	149	204	260	315	343
ASTM-A-53	A	110	105	100	95	90	85	83
		165	164	163	162	160	159	158
ASTM-A-83	A	110	105	100	95	90	85	83
		165	164	163	162	160	159	158
API -5L	A	110	105	100	95	90	85	83
		165	164	163	162	160	159	158
API -5L	B	138	132	125	119	113	107	103
		207	205	204	202	200	199	198
ASTM-A-335 0.5% Mo.	P1	126	122	117	112	107	103	100
		190	188	187	186	185	184	183
ASTM-A-335 5% Cr. 0.5% Mo.	P5	129	123	117	112	106	100	97
		194	192	191	189	188	186	185

Tabela (A.4) - Tensões admissíveis (N/mm<sup>2</sup>).

O primeiro valor de cada uma das colunas de tensões admissíveis corresponde a tensão admissível primária e o segundo valor corresponde a tensão admissível secundária.

## APÊNDICE B

O objetivo deste apêndice é apresentar o trabalho que foi desenvolvido para obter informações sobre o emprego de elementos finitos em zonas de concentração de tensões. Para se atingir este objetivo foram feitos uma série de testes com base nos gráficos das páginas 245/246 (Juvinall<sup>12</sup>) de modo a se obter um tamanho médio de elemento que utilizado nas proximidades do entalhe forneça um resultado próximo do real.

### B.1 - Metodologia de Trabalho

Como todos os testes realizados são problemas de estado plano de tensões foram escolhidos os elementos quadrilátero linear (Q.L.) e quadrilátero quadrático (Q.Q.) para analisar os problemas (ver Groehs<sup>10</sup>).

Os critérios utilizados para a triagem dos diversos resultados obtidos foram:

- Erro relativo máximo de 5% para a tensão no ponto de concentração tomando como base de comparação a tensão teórica;
- O elemento mais próximo da região do entalhe deve ser o mais quadrado possível, relação entre lados igual a 1, sendo, no entanto admitido que ela seja no máximo igual a 2;
- Estipulou-se um tamanho médio de elemento que consiste na média dos lados do elemento.

### B.2 - Desenvolvimento dos Testes

Em todos testes realizados os resultados de tensões obtidos via programa foram conferidos com o resultado teórico obtido pela formulação apresentada em Juvinall<sup>12</sup> para cada uma

das peças. Cabe salientar que o coeficiente  $K_t$  também foi obtido da referência anterior para cada uma das peças.

A primeira peça a ser analisada pode ser vista na figura (B.1). Esta peça está submetida a tração simples.

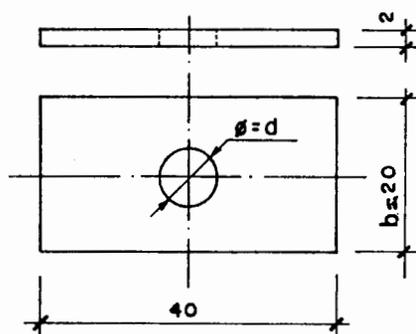


Fig.(B.1) - Chapa submetida a tração simples.

Na figura (B.2) pode-se ver uma malha de elementos Q.L. que foi utilizada na solução de um exercício com a placa apresentada acima.

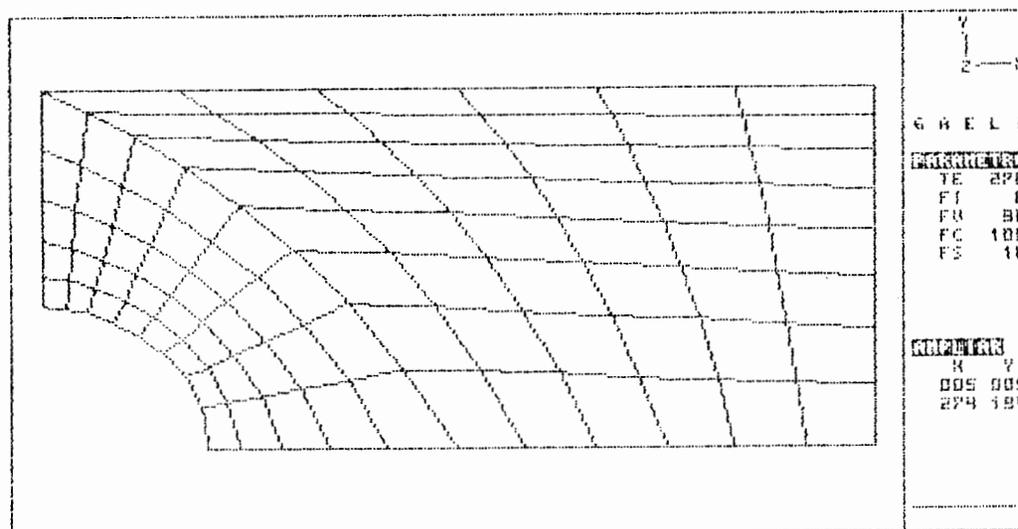


Fig.(B.2) - Exemplo de malha de elementos Q.L.

Os resultados obtidos para a placa estão expressos nas tabelas (B.1) e (B.2).

d/b	Tcp	Trp	TM	TM/b	TM/r	TM/d/b	E%
0.1	0.24	0.404	0.322	0.0322	0.322	3.22	4.8
0.2	0.63	0.649	0.64	0.064	0.32	3.2	5
0.3	0.79	0.74	0.765	0.077	0.255	2.55	- 2.78
0.4	0.7	0.86	0.78	0.078	0.195	1.95	4.48
0.5	0.873	0.76	0.817	0.0817	0.163	1.63	4.84

Tab.(B.1) - Tamanho médio TM para o elemento Q.L.

d/b	Tcp	Trp	TM	TM/b	TM/r	TM/d/b	E%
0.1	0.4	0.8	0.6	0.06	0.6	6	3.2
0.2	0.71	1.194	0.952	0.0952	0.476	4.76	4.19
0.3	0.89	1.49	1.185	0.1185	0.395	3.95	3.89
0.4	1.187	1.29	1.239	0.1239	0.3098	3.098	1.9
0.5	1.22	1.01	1.115	0.115	0.223	2.23	3

Tab.(B.2) - Tamanho médio TM para o elemento Q.Q.

As tabelas (B.1) e (B.2) estão organizadas da seguinte maneira:

- Na primeira coluna é apresentada a relação adimensional d/b que permite com ela obter os valores de Kt;
- Na segunda e terceira colunas são apresentados os valores dos lados do elemento mais próximo do ponto de concentração de tensão. A figura (B.3) mostra como são medidos os lados Tcp, medido na direção circunferencial, e Trp, medido na direção radial, com relação ao arredondamento do entalhe ou furo.

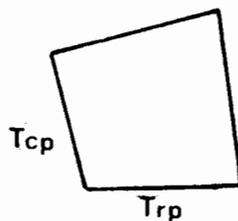


Fig.(B.3) - Lados Tcp e Trp do elemento.

- Na quarta coluna é apresentado o tamanho médio do elemento que é calculado pela média aritmética simples entre  $T_{cp}$  e  $T_{rp}$ ;
- Na quinta, sexta e sétima colunas são apresentadas relações entre o tamanho médio do elemento e dimensões características da peça;
- Na oitava coluna é apresentado o erro relativo entre o resultado obtido via programa Sp e o valor calculado teoricamente Sr.

Utilizando-se as colunas 5, 6 e 7 pode-se determinar tamanhos médios de elementos para analisar peças do mesmo tipo que a apresentada anteriormente, ou para, de uma maneira aproximada, chegar a um tamanho de elemento necessário para análise de outros tipos de peças.

A segunda peça a ser analisada pode ser vista na figura (B.4). As malhas necessárias para analisar esta peça foram construídas baseadas em tamanhos médios de elementos fornecidos pelas tabelas (B.1) e (B.2).

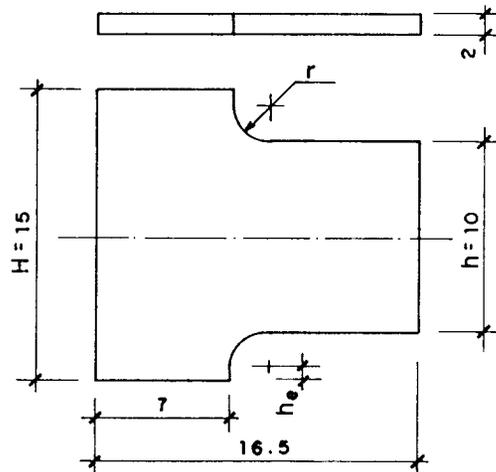


Fig.(B.4) - Peça com rebaixamento.

Na figura (B.5) pode-se ver um exemplo de malha de elementos Q.Q. que forneceu resultados satisfatórios na solução do exercício.

Com os resultados obtidos foram construídas as tabelas (B.3) e (B.4) para o elemento Q.L. e Q.Q. respectivamente.

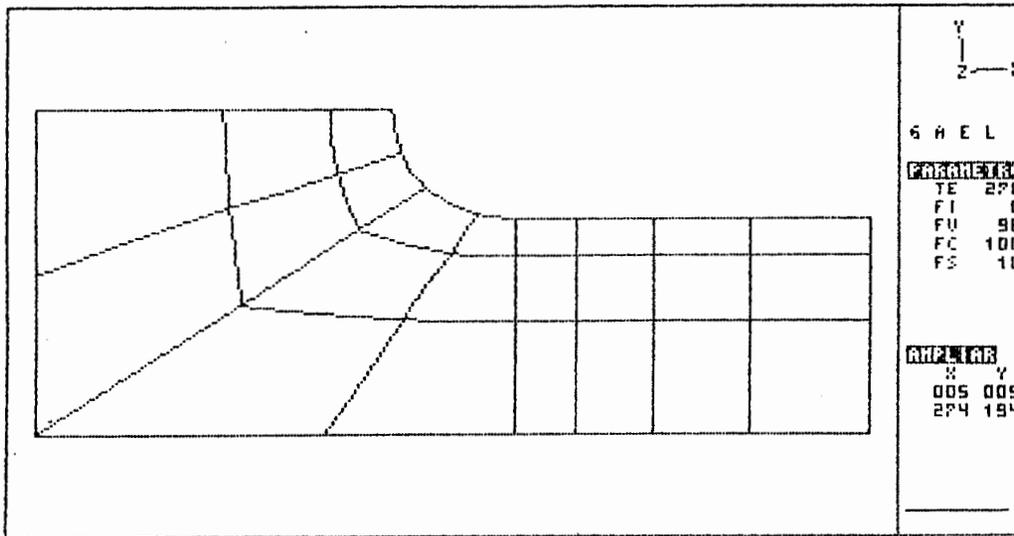


Fig.(B.5) - Exemplo de malha de elementos Q.Q.

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.211	0.336	0.273	0.0273	0.273	2.73	4.38
0.15	0.267	0.336	0.302	0.0302	0.201	2.01	0.76
0.2	0.35	0.409	0.38	0.038	0.19	1.9	0.093
0.25	0.449	0.295	0.372	0.0372	0.1488	1.488	-1.65
0.3	0.404	0.384	0.394	0.0394	0.131	1.31	-3.6

Tab.(B.3) - Tamanho médio TM para o elemento Q.L. (peça submetida a tração simples).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.383	0.61	0.497	0.0497	0.497	4.97	-2
0.15	0.514	0.607	0.56	0.056	0.373	3.73	-3.7
0.2	0.727	0.746	0.737	0.0737	0.369	3.69	1.92
0.25	0.776	0.866	0.821	0.0821	0.328	3.28	-4.85
0.3	1.09	1.06	1.08	0.108	0.36	3.6	-4.5

Tab. (B4) - Tamanho médio para o elemento Q.Q. (peça submetida a tração simples).

A mesma peça apresentada anteriormente foi submetida também a uma carga de momento. Os resultados obtidos, para esse caso, para os elementos Q.L. e Q.Q. estão colocados respectiva-

mente nas tabelas (B.5) e (B.6). Na figura (B.6) pode-se ver uma malha de elementos Q.L. que foi utilizada na solução deste problema.

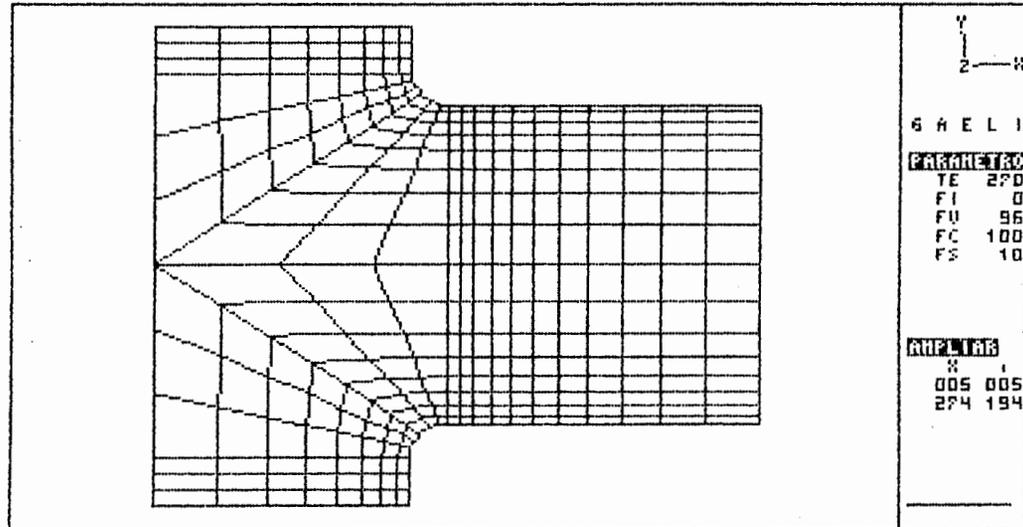


Fig. (B.6) - Exemplo de malha de elementos Q.L. (flexão simples).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.198	0.244	0.221	0.0221	0.221	2.21	4.73
0.15	0.267	0.336	0.301	0.0301	0.2	2	3.14
0.2	0.35	0.378	0.364	0.0364	0.182	1.82	3.77
0.25	0.312	0.411	0.361	0.0361	0.144	1.44	0.26
0.3	0.404	0.384	0.394	0.0394	0.131	1.31	2.63

Tab.(B5) - Tamanho médio para o elemento Q.L. (flexão simples).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.31	0.461	0.373	0.0373	0.373	3.73	2.93
0.15	0.316	0.503	0.41	0.041	0.273	2.73	- 1.7
0.2	0.421	0.549	0.485	0.0485	0.243	2.43	- 0.92
0.25	0.527	0.6	0.564	0.0564	0.266	2.26	0.02
0.3	0.632	0.607	0.62	0.062	0.207	2.07	2.6

Tab. (B.6) - Tamanho médio para o elemento Q.Q.

A terceira peça a ser analisada pode ser vista na figura (B.7). A peça acima está submetida a tração simples, e como ela apresenta 2 eixos de simetria pode-se fazer análise de apenas 1/4 da peça.

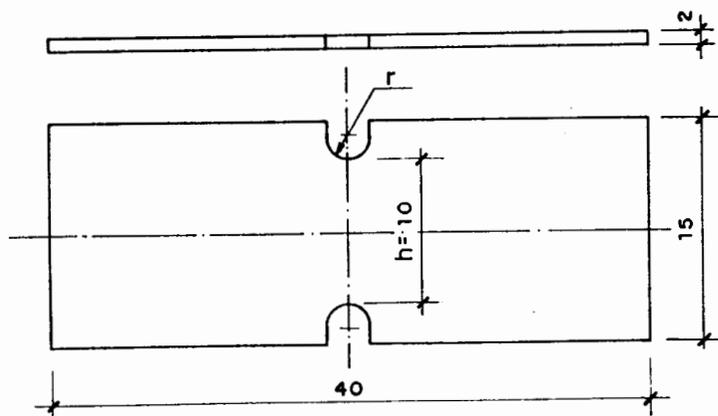


Fig.(B.7) - Peça com entalhe.

As malhas utilizadas para analisar a peça acima foram construídas com base no tamanho médio de elemento obtido das tabelas (B.1) e (B.2). Na figura (B.8) pode-se ver o exemplo de uma malha de elementos Q.Q., a qual foi utilizada na solução da peça apresentada.

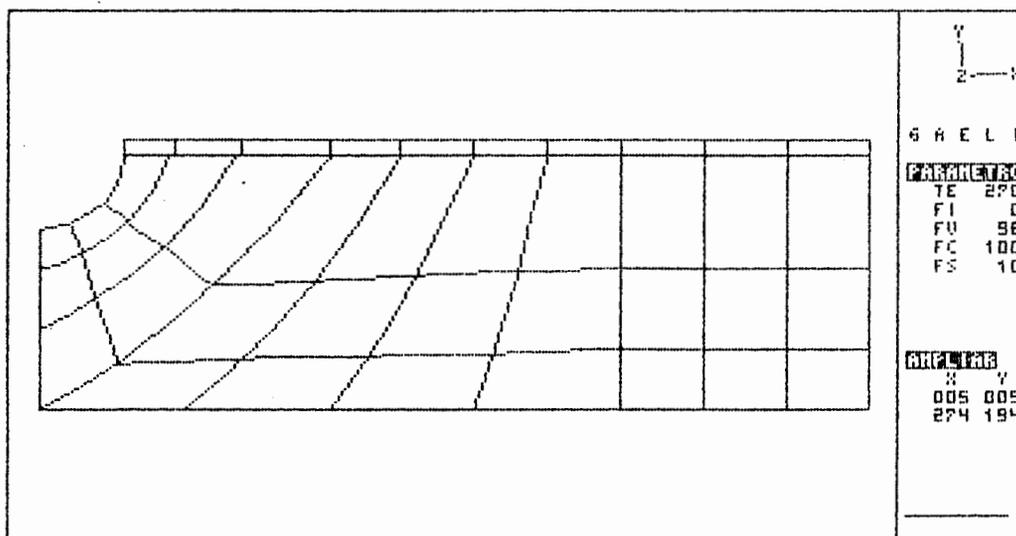


Fig.(B.8) - Exemplo de malha de elementos Q.Q. (tração simples).

Os resultados obtidos para a peça anterior estão colocados nas tabelas (B.7) e (B.8).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.272	0.423	0.348	0.0348	0.348	3.48	- 5
0.15	0.331	0.573	0.452	0.0452	0.301	3.01	- 3.87
0.2	0.483	0.637	0.56	0.056	0.28	2.8	4.1
0.25	0.645	0.711	0.678	0.0678	0.2712	2.712	- 3.25
0.3	0.934	0.99	0.962	0.0962	0.321	3.21	2.3

Tab. (B.7) - Tamanho médio para o elemento Q.L. (tração simples).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.504	0.597	0.55	0.055	0.55	5.5	- 2.8
0.15	0.583	0.658	0.621	0.0621	0.414	4.14	- 4.38
0.2	0.754	0.869	0.812	0.0812	0.406	4.06	- 3.9
0.25	0.942	0.948	0.945	0.0945	0.378	3.78	- 3.89
0.3	1.15	1.02	1.09	0.109	0.363	3.63	- 0.02

Tab. (B.8) - Tamanho médio para o elemento Q.Q (tração simples).

A peça anterior foi submetida também a uma carga de momento. Na figura (B.9) pode-se ver uma malha de elementos Q.L. que foi utilizada para a solução do problema. Os resultados obtidos para essa peça estão expostos nas tabelas (B.9) e (B.10).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.316	0.506	0.41	0.041	0.41	4.1	3.9
0.15	0.473	0.603	0.539	0.0539	0.359	3.59	4.3
0.2	0.491	0.647	0.544	0.0544	0.272	2.72	0.9
0.25	0.484	0.652	0.568	0.0568	0.227	2.27	0.34
0.3	0.573	0.652	0.613	0.0613	0.204	2.04	4.7

Tabela (B.9) - Tamanho médio para o elemento Q.L. (flexão simples).

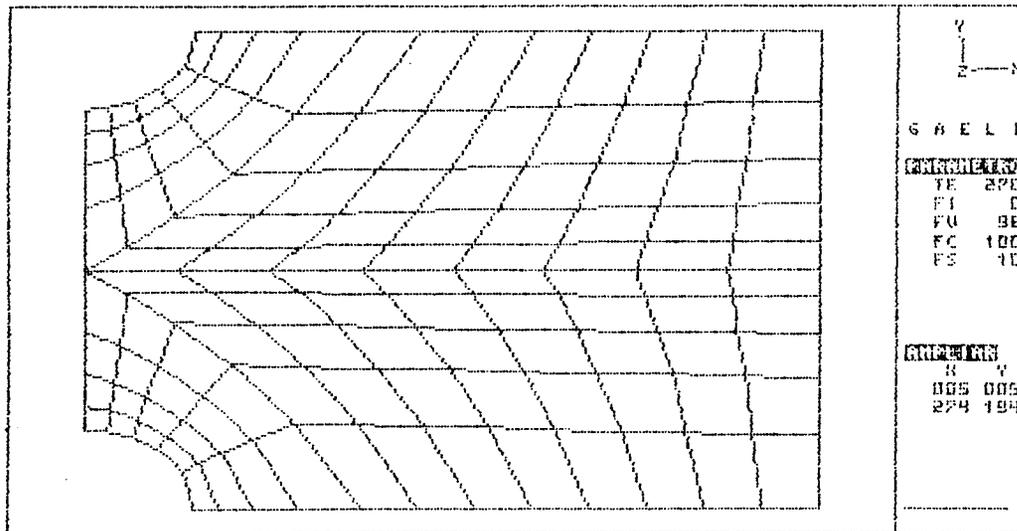


Fig. (B.9) - Exemplo de malha de elementos Q.L. (flexão simples).

r/h	Tcp	Trp	TM	TM/h	TM/r	TM/r/h	E%
0.1	0.35	0.45	0.4	0.04	0.4	4	- 1.32
0.15	0.408	0.507	0.458	0.0458	0.305	3.05	- 2.32
0.2	0.545	0.678	0.611	0.0611	0.306	3.06	- 2.45
0.25	0.687	0.667	0.674	0.0674	0.27	2.7	- 1.88
0.3	0.829	0.803	0.816	0.0816	0.272	2.72	3.29

Tabela (B.10) - Tamanho médio para o elemento Q.Q. (flexão simples).

### B.3 - Análise dos Resultados

Os tamanhos médios de elemento utilizados para as peças 2 e 3, que foram obtidos das tabelas (B.1) e (B.2), se comportaram bem para uma aproximação o que é um fato bastante interessante uma vez que essas tabelas foram construídas para a peça número 1.

A medida que se torna necessária a utilização de elementos com tamanhos inferiores aos indicados pelas tabelas deve-se cuidar para que a relação entre os lados do elemento

seja a mais próxima de 1 e sempre inferior a 1.2 (valor obtido empiricamente através dos exercícios realizados). Além disto, a malha deve ser bem refinada em toda região do entalhe, e a transição desta região para uma região de malha mais grosseira deve ser feita de modo suave. A finalidade destas precauções é evitar uma falsa concentração de tensões que é caracterizada pela solução convergir para um valor superior ao esperado no ponto de concentração de tensões.

O valor do erro relativo da tensão devido a essa falsa concentração de tensões é bastante variável sendo que dos diversos exemplos rodados o seu valor máximo foi de 15%.

Recomenda-se que antes da solução de um problema real com concentração de tensões seja feito um estudo semelhante ao aqui apresentado de modo a se ter uma idéia do tamanho médio de elemento que deve ser utilizado próximo ao entalhe.

## APENDICE C

O objetivo deste apêndice é mostrar um processo alternativo para verificação de chapa dobrada que evite a utilização do método da largura efetiva. O caso a ser aqui analisado é o de uma seção submetida a um momento fletor.

Este processo é baseado na redução da tensão de escoamento do material. Para abas comprimidas não enrijecidas o processo utilizado é o apresentado no subcapítulo 2.2 (ver Yu<sup>19</sup>). Para abas comprimidas enrijecidas foi desenvolvido um método alternativo baseado numa série de exercícios realizados.

### C.1 - Método Alternativo

Este método está baseado no momento  $M_s$  calculado a partir da tensão  $S$  (ver item 2.2.4.2) na borda comprimida considerando toda seção da peça como efetiva. No momento  $M_s$  são introduzidos coeficientes de correção de modo que o erro entre o resultado obtido por este método e o resultado obtido pelo procedimento de norma não seja superior a 10 % (a favor da segurança). Os exercícios foram realizados com uma seção considerando compressão no lado de 230 mm. Os valores do raio e da espessura variaram a cada teste. O material da seção abaixo tem tensão de escoamento de  $235 \text{ N/mm}^2$  e módulo de elasticidade de  $205926 \text{ N/mm}^2$

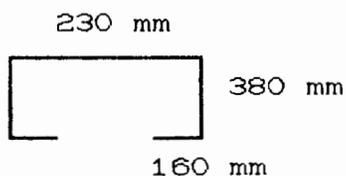


Fig.(C.1) - Seção utilizada nos exercícios.

Com os exercícios realizados pode-se construir a tabela (C.1).

r	t	c'/t	(c'/t) <sub>lim</sub>	b <sub>1</sub>	M <sub>NORMA</sub>	M <sub>s</sub>	E%
1.5	1	225	54.56	95.9	2.5339	4.5411	-79.2
1.5	1.5	149	54.11	133	4.4313	6.6338	-49.7
1.8	1.8	123.8	53.81	151.6	5.7522	7.8017	-35.6
2	1.8	123.6	54.07	152.1	6.2019	7.7752	-35.3
1.9	1.9	117.1	53.25	156.4	5.7444	8.3881	-35.2
2	2	111	53.94	163.4	6.6749	8.4773	-27
3	3	72.7	53.59	203.1	11.251	11.877	-5.6
4	4	53.5	52.75	214	13.996	14.319	- 2.3

Tab.(C.1) - Resultados dos exercícios (os valores dos momentos estão multiplicados por  $10^{-5}$ ).

Na tabela acima  $b_1$  é a largura efetiva calculada com base na tensão  $S$  (ver item 2.2.4.2),  $M_{NORMA}$  é o momento calculado pela norma,  $M_s$  é o momento calculado com base na tensão  $S$  e  $E\%$  é o erro relativo entre os momentos.

Pela tabela (C.1) pode-se observar que o momento  $M_s$  é sempre superior ao momento  $M_{NORMA}$ , logo, deve-se utilizar um coeficiente de correção que reduza o valor deste momento.

Na procura deste coeficiente construiu-se a tabela (C.2), na qual  $S_{NORMA}$  é a tensão obtida pelo processo iterativo da norma,  $S_{cr}$  é a tensão crítica de flambagem de placa definida na equação (2.2.2),  $W$  é o momento resistente da seção,  $W_{ef}$  é o momento resistente da seção efetiva e  $b_{ut}$  é a largura efetiva para a qual o processo iterativo converge.

Observando-se a tabela (C.2) conclui-se que o problema do método alternativo é trabalhar com toda seção fazendo com que a relação  $W/W_{ef}$  seja maior que a relação  $S_{NORMA}/S$  introduzindo-se então o erro. Analisando-se a relação  $c'/b_{ut}$  nota-se que ela apresenta sempre valores intermediários entre as relações mencionadas anteriormente sendo, então, uma boa função para diminuição do erro. Porém como se deseja evitar

o processo iterativo o valor de  $b_{ult}$  não será calculado, nesse caso, sugere-se utilizar a relação  $c'/b_1$  para uma correção do momento  $M_s$ .

SNORMA	Scr	S	SNORMA/S	W/Wef	$c'/b_{ult}$	$c'/b_1$
92.5	14.7	37.45	2.47	4.44	3.51	2.35
66.2	33.5	37.95	1.74	2.61	2.11	1.69
57.07	48.54	56.38	1.01	2.02	1.70	1.47
56.38	48.74	38.05	1.48	1.87	1.696	1.46
54.23	54.33	39.22	1.38	2.01	1.604	1.42
51.97	60.4	38.22	1.36	1.72	1.515	1.36
41.09	140.9	38.73	1.06	1.12	1.088	1.07
39.96	260.1	39.98	1.001	1.02	1	1

Tabela (C.2) - Valores das tensões.

Com as considerações feitas acima pode-se escrever a equação (C.1).

$$M_{corr} = \frac{M_s}{c'/b_1} \quad (C.1)$$

Com os valores dos momentos corrigidos pode-se construir a tabela (C.3). Observando-se a tabela pode-se notar que os exercícios do número 3 ao 7 tiveram os valores de momento dentro de uma faixa de erro inferior a 10% e a favor da segurança. O exercício de número 8 apresentou um erro de -2.31%, contra a segurança, o qual é desprezível frente a outros tipos de erros possíveis. O exercício de número 2 apresentou um erro de 11.2% que ainda é tolerável, porém, o exercício de número 1 apresentou um erro de 23.7% o qual caracteriza um superdimensionamento da seção. Logo, neste exercício deve ser aplicado um segundo coeficiente de correção.

Observando-se a relação  $S/Scr$  pode-se notar que ela identifica o exercício problemático porque ele é o que apresenta maior valor para a relação. Agrupando-se os resultados obtidos com os de outros exercícios aqui não

apresentados pode-se dizer que sempre que a relação  $S/S_{cr}$  for superior a 2 deve ser aplicado um novo fator de correção que visa aumentar o valor do momento.

Mcorr	E%	S/S <sub>cr</sub>	$(c'/t)_{lim}/(c'/t)$
1.9318	23.7	2.546	0.24
3.9342	11.2	1.132	0.363
5.3109	7.67	1.162	0.435
5.3178	7.42	0.78	0.355
5.8983	4.89	0.72	0.34
6.2376	6.55	0.63	0.33
11.099	1.36	0.27	0.264
14.319	-2.31	0.15	0.246

Tab.(C.3) - Momento corrigido (o valor do momento Mcorr está multiplicado por  $10^{-5}$ ).

A função proposta para correção do momento está apresentada na equação (C.2).

$$M_{corr}' = \left[ 1 + \frac{(c'/t)_{lim}}{c'/t} \right] M_{corr} \quad (C.2)$$

Utilizando-se a equação acima no primeiro exercício o valor do momento fica igual a  $2.3954 \cdot 10^{-5}$  Nmm e o erro relativo cai para 5.46% ficando, então, dentro do erro de 10% proposto.

Para que o método alternativo fique mais claro ele será agora apresentado em passos.

- 1) Calcular a tensão  $S$  conforme item 2.2.4.2.
- 2) Calcular a relação  $(c'/t)_{lim}$  com base na tensão  $S$ . Se a relação  $c'/t$  for inferior a  $(c'/t)_{lim}$ , então,  $b_1 = c'$  e o método alternativo tem erro igual a zero, logo, não há necessidade da utilização dos coeficientes de correção.
- 3) Calcular o momento  $M_s$  com base na tensão  $S$  e nas

propriedades da seção completa.

- 4) Caso seja necessária a correção do momento  $M_s$  deve-se calcular a largura efetiva  $b_1$  com base na tensão  $S$  bem como a tensão  $S_{cr}$  (ver item 2.2.3.1).
- 5) Calcular o momento corrigido conforme equação (C.1).
- 6) Se a relação  $S/S_{cr} \geq 2$  então deve-se corrigir novamente o momento conforme equação (C.2).

#### C.2 - Conclusões

- Do ponto de vista computacional o método alternativo é mais atraente porque elimina a necessidade de um processo iterativo com recálculo das propriedades da seção.
- Os coeficientes de correção utilizados foram obtidos por observação das tabelas dos exercícios realizados sendo necessário a realização de um maior número de exercícios para que o método possa ser refinado.
- O método aqui apresentado se mostrou também satisfatório na verificação de perfis do tipo C enrijecido.

## APÊNDICE D

O objetivo deste apêndice é mostrar como foram interpolados os gráficos necessários para a verificação de estruturas à fadiga. Para isto, será feito um exemplo de um gráfico utilizado para obtenção do coeficiente  $K_t$  mostrando o processo que foi empregado para a interpolação.

Os gráficos para obtenção de  $K_t$  são sempre formados por uma família de curvas, conforme figura (D.1), as quais são selecionadas de acordo com a relação  $D/d$ .

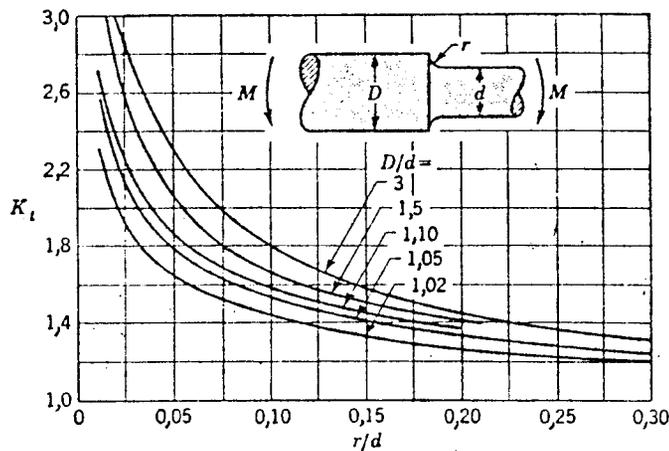


Fig.(D.1) - Coeficiente  $K_t$  para carga de flexão.

De acordo com a figura acima o pior problema de interpolação é encontrar o valor de  $K_t$  correspondente a uma curva que não esteja no gráfico, por exemplo a curva correspondente a  $D/d = 1,25$ .

O primeiro passo para interpolação da figura acima consiste em obter valores para os pontos conhecidos do gráfico.

A tabela (D.1) fornece os valores que foram utilizados para a interpolação dos gráficos.

r/d	D/d					
	1.01	1.03	1.1	1.5	3	6
0.3	1.15	1.22	1.28	1.3	1.31	1.35
0.25	1.17	1.25	1.3	1.35	1.39	1.4
0.2	1.2	1.3	1.39	1.42	1.48	1.5
0.15	1.25	1.38	1.48	1.51	1.6	1.65
0.1	1.35	1.48	1.59	1.68	1.8	1.9
0.05	1.55	1.7	1.89	2.05	2.3	2.4
0.02	1.9	2.2	2.48	3	3	3

Tab.(D.1) - Valores do coeficiente  $K_t$ .

Conforme comentado anteriormente, todos os gráficos para obtenção de  $K_t$  foram interpolados por um polinômio do sétimo grau. Escolheu-se essa função pela boa descrição que ela faz dos gráficos. O polinômio utilizado pode ser escrito de acordo com a expressão abaixo.

$$K_t(x) = a + b X + c X^2 + d X^3 + e X^4 + f X^5 + g X^6 + h X^7 \quad (D.1)$$

Os coeficientes do polinômio são determinados utilizando-se um programa qualquer para interpolação por mínimos quadrados (no caso do polinômio do sétimo grau pode-se calcular os coeficientes através da solução direta do sistema de equações já que o número de pontos conhecidos é também 7).

A tabela (D.2) mostra os valores dos coeficientes do polinômio para as curvas  $D/d = 1.1$  e  $D/d = 1.5$ .

Para se encontrar o valor de  $K_t$  correspondente a curva  $D/d = 1.25$  e  $r/d = 0.12$  deve-se, em primeiro lugar, calcular o valor de  $K_t$  correspondente a  $r/d = 0.12$  para as curvas  $D/d = 1.1$  ( $K_{t1.1}$ ) e  $D/d = 1.5$  ( $K_{t1.5}$ ). Com os valores  $K_{t1.1}$  e  $K_{t1.5}$  deve-se fazer uma interpolação linear para a obtenção de  $K_{t1.25}$  conforme equação (D.2).

$$K_{t1.25} = \frac{K_{t1.5} - K_{t1.1}}{r_2 - r_1} (r_3 - r_1) + K_{t1.1} \quad (D.2)$$

	D/d = 1.1	D/d = 1.5
a	3.065	3.855
b	- 40.835	- 70.259
c	463.683	990.094
d	- 2640.69	- 7417.16
e	5777.84	27326.61
f	9337.004	- 31337.93
g	- 67398.16	- 67302.19
h	89971.52	153391.3

Tab.(D.2) - Coeficientes do polinômio.

Na equação (D.2),  $r_1$  representa a relação  $D/d = 1.1$ ,  $r_2$  representa  $D/d = 1.5$  e  $r_3$  representa  $D/d = 1.25$ .

Para o exemplo sugerido acima obtêm-se os seguintes resultados:

$$K_{t1.1} = 1.54, \quad K_{t1.5} = 1.605 \quad \text{e} \quad K_{t1.25} = 1.56.$$

Fazendo-se a leitura do valor de  $K_{t1.25}$  pelo gráfico obtém-se 1.55, sendo o erro do polinômio aproximadamente igual a 0.6%. Com isto pode-se concluir que o processo de interpolação apresentado consegue descrever de modo satisfatório o gráfico da figura (D.1).

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. *Specification for the design of cold formed steel structural members.* Washington, 1968.
2. AMERICAN NATIONAL STANDARD INSTITUTE. *Chemical plant and petroleum refinery piping: ANSI B31.3.* New York: ASME, 1976. 170p.
3. CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. *Cold formed steel structural members: CAN3-S136-M84.* Rexdale (Toronto). Ontario, 1984.
4. \_\_\_\_\_. *Design of light gauge steel structural members: CSA S136.* Rexdale (Toronto). Ontario, 1963.
5. CAZAUD, R. *La fatigue des métaux.* 3.éd. Paris: Dunod, 1948. 318p.
6. CHENG, J.J. Roger. *Cold-formed steel structures.* In: COLLOQUIUM ON STEEL STRUCTURES, 3, 1988, Rio de Janeiro. *Proceedings...* Rio de Janeiro: PUC, 1988. p.1-60.
7. DUBBEL, H. *Manual del Constructor de Máquinas.* Barcelona, Labor, 1965.
8. FAIRES, Virgil M. *Elementos orgánicos de máquinas.* Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 1983. 332p.
9. FUCHS, H.O., STEPHENS, R.I. *Metal fatigue in engineering.* New York: John Willey, 1980. 318p.

10. GROEHS, A.G., SANTOS, M.I.G. Gaeli - Gerador e Analisador de Estruturas Lineares. CPGEC - UFRGS, 1990.
11. IRWIN, G.R. Analysis of stress and strain near the end of a crack traversing a plate. *Journal of Applied Mechanics*, v.24, p.361-364, 1957.
12. JUVINALL, Robert C. *Engineering considerations of stress, strain and strength*. New York: McGraw-Hill, 1967. 580p.
13. MARIN, Joseph. *Mechanical behavior of engineering materials*. Englewood Cliffs, N.J.: Prentice-Hall, 1962. 502p.
14. MINER, M.A. Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics*, Sept. 1945.
15. SHIGLEY, J.E. *Mechanical engineering design*. New York: McGraw-Hill, 1963. 613p.
16. TAMAGNA, A., HENNEMANN, J.C.F., MOURA, C.G.S. Projeto de estruturas de chapa dobrada a frio. Porto Alegre: CPGEC/UFRGS, 1985. 76p. (Caderno técnico, 70)
17. TELLES, P.C.S. *Tubulações Industriais: cálculo*. 7.ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 1987. 171p.
18. WINTER, G. *Development of cold formed light gage steel structural members*. Washington, 1959. (AISI Regional Technical Paper)
19. YU, Wei-Wen. *Cold-formed steel structures*. New York: McGraw Hill, 1973. 463p.