

UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO - ESCOLA DE MINAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL  
PROGRAMA DE PÓS – GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

**ANÁLISE DA FADIGA EM JUNTAS TUBULARES DE  
PLATAFORMAS OFFSHORE FIXAS ATRAVÉS DE  
MODELOS EM ELEMENTOS FINITOS**

**AUTOR: ROBERTO TAIER**

ORIENTADOR: Prof. Dr. Ernani Carlos de Araújo  
CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. Leonardo Barbosa Godefroid

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de concentração: Estruturas Metálicas.

Ouro Preto, agosto de 2002.

**ANÁLISE DA FADIGA EM JUNTAS TUBULARES DE  
PLATAFORMAS OFFSHORE FIXAS ATRAVÉS DE MODELOS  
EM ELEMENTOS FINITOS.**

**AUTOR: ROBERTO TAIER**

**Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 05 de agosto de 2002, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:**

Prof. Dr. Ernani Carlos de Araújo (Orientador / UFOP)

Prof. Dr. Leonardo Barbosa Godefroid (Co-orientador / UFOP)

Prof. Dr. Nelson S. S. Ebecken (UFRJ)

Ao meu pai,  
à minha mãe.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao colega Cláudio Calmon pela sugestão deste trabalho, o seu mentor. E pelo imprescindível apoio na obtenção dos documentos necessários;

Aos orientadores, pelo incentivo ao seu desenvolvimento e, sobretudo, pela confiança e liberdade a mim dedicadas;

À Figueiredo Ferraz, pela incitação permanente ao aprimoramento técnico;

Ao colega Carlos Alberto Bardanachvili, pelo abalizado interesse e pela orientação precisa na escolha e obtenção da bibliografia utilizada;

Ao colega Alexandre Araceli, pela ajuda no escaneamento das figuras e pelas dicas na digitação.

## Resumo

Dos custos de monitoramento das condições em serviço de uma instalação offshore estima-se que 50% referem-se a inspeções para averiguar trincas por fadiga. Inspeção e avaliação de defeitos são importantes para garantir a integridade da instalação ao longo do tempo, atendendo aos critérios de segurança e de operacionalidade. O aprimoramento dos procedimentos para elaboração dos programas de monitoramento inclui análises estruturais de confiabilidade, avaliações de conseqüências de falhas e cálculos refinados de vida à fadiga para identificar áreas críticas na estrutura.

Neste trabalho, quatro juntas tubulares de uma plataforma offshore fixa foram modeladas em elementos finitos para o cálculo das respectivas vidas à fadiga e posterior comparação com os resultados obtidos através de modelos convencionais em elementos de barras. Foram também cotejados os fatores de concentração de tensões, obtidos com base nas formulações paramétricas, com os calculados através dos modelos em elementos finitos.

Um programa computacional específico foi utilizado para a análise da fadiga contemplando o modelo usual completo da plataforma em elementos de barras. A partir desses resultados foram selecionadas quatro juntas tubulares típicas, que faziam parte do plano de inspeção da plataforma, para serem modeladas através de um programa específico de análise por elementos finitos.

Os resultados desse trabalho objetivaram averiguar a validade do refinamento do cálculo da vida à fadiga em juntas críticas da plataforma e avaliar as suas conseqüências na elaboração do plano de inspeção.

Os resultados obtidos permitiram concluir que a análise por elementos finitos torna-se recomendada para juntas que não apresentam tipo e/ou comportamento compatíveis com as configurações padronizadas, normalmente utilizadas pelos programas.

Das quatro juntas analisadas, duas delas apresentaram valores de vidas à fadiga melhores que os existentes, superiores à vida útil da plataforma com fator de segurança, não necessitando, portanto, fazer parte do plano de inspeção da plataforma.

## **Abstract**

It is evaluated that 50% of the total costs for in service condition monitoring of offshore installations relate to inspection for fatigue cracks. Inspection and defect assessment are important to ensure the long-term integrity of these installations. The objective of in-service inspection, maintenance and repair is to verify that the installation meets defined safety and operational criteria.

In order to obtain cost-effective inspection programs the methodology employs structural reliability analysis, failure consequence evaluations and refined fatigue life predictions to identify critical areas within the structure.

In this work, four tubular joints of a fixed offshore platform were modelled using finite elements to evaluate respective fatigue lifes and posterior comparison with the results obtained from conventional models in frame elements.

Stress concentration factors calculated from parametric formulas were also compared with those obtained from finite elements models.

Specific computational program was used to predict fatigue life using customary and complete model of platform in frame elements. From these results, four typical tubular joints, part of inspection plan, were selected to be modelled through specific computational system in finite elements.

The results of this work have the intention of verifying the validity of the refinement of fatigue analysis on critical joints of the platform and the evaluation of its consequences in the inspection plan.

Obtained results show that finite elements analysis is recommended for joints whose type and/or behaviour is not consistent with standard models, used by computational programs.

From four analised joints, two of them had results better than existents, greater than useful life of platform with safety factor, and so do not need to be part of platform inspection plan.

# ÍNDICE

<b>1- INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>1.1- ASPECTOS GERAIS DA FADIGA .....</b>	<b>1</b>
<b>1.2- ASPECTOS HISTÓRICOS DA FADIGA .....</b>	<b>2</b>
<b>1.3- TIPOS DE ESTRUTURAS OFFSHORE .....</b>	<b>4</b>
1.3.1- PLATAFORMAS FIXAS E COM LIBERDADE DE MOVIMENTO .....	4
<b>1.4- JUNTAS .....</b>	<b>11</b>
<b>1.5- REQUISITOS DE PROJETO .....</b>	<b>15</b>
1.5.1- NOTAS GERAIS .....	15
1.5.2- CARGAS E SEUS EFEITOS .....	15
1.5.3- ANÁLISE ESTRUTURAL EM SERVIÇO .....	19
1.5.4- ANÁLISE DA FADIGA .....	20
<b>2- FADIGA EM JUNTAS TUBULARES.....</b>	<b>25</b>
<b>2.1- INTRODUÇÃO.....</b>	<b>25</b>
<b>2.2-TIPOS DE JUNTAS TUBULARES SOLDADAS .....</b>	<b>27</b>
<b>2.3- JUNTAS TUBULARES SOLDADAS SIMPLES .....</b>	<b>32</b>
2.3.1- DEFINIÇÕES E SÍMBOLOS .....	32
2.3.2- DEFINIÇÕES DE TENSÃO DE PICO, SCF E SNCF.....	34
2.3.3- MÉTODOS DE ANÁLISES DE TENSÕES EM JUNTAS TUBULARES.....	36
<b>2.4- FÓRMULAS PARAMÉTRICAS DE SCF'S.....</b>	<b>39</b>
<b>2.5- CURVAS S-N .....</b>	<b>40</b>
<b>3- FADIGA EM PLATAFORMAS OFFSHORE FIXAS .....</b>	<b>43</b>
<b>3.1- INTRODUÇÃO.....</b>	<b>43</b>
<b>3.2- GERAL .....</b>	<b>43</b>
<b>3.3- CARGAS .....</b>	<b>44</b>
<b>3.4- MÉTODOS PARA CARACTERIZAÇÃO DOS ESTADOS DE MAR.....</b>	<b>44</b>
3.4.1- MÉTODO DETERMINÍSTICO .....	44
3.4.2- MÉTODO PROBABILÍSTICO .....	45
<b>3.5- CÁLCULO DA VIDA À FADIGA .....</b>	<b>45</b>
3.5.1- CURVAS S-N .....	45
3.5.2- DETERMINAÇÃO DO DANO ACUMULADO .....	46
<b>3.6- EFEITO DINÂMICO .....</b>	<b>46</b>
<b>3.7- EFEITO DA TENSÃO DE ESCOAMENTO .....</b>	<b>47</b>
<b>3.8- O EFEITO DA ÁGUA DO MAR.....</b>	<b>47</b>
<b>3.9- O EFEITO DAS TENSÕES RESIDUAIS.....</b>	<b>47</b>
<b>3.10- INCERTEZAS NO CÁLCULO À FADIGA.....</b>	<b>48</b>

<b><u>4- PLATAFORMA SELECIONADA PARA ANÁLISE .....</u></b>	<b><u>49</u></b>
<b>4.1- DESCRIÇÃO GERAL DA PLATAFORMA .....</b>	<b>49</b>
<b>4.2- DADOS GERAIS .....</b>	<b>50</b>
4.2.1- INFORMAÇÕES GERAIS .....	50
4.2.2- DADOS AMBIENTAIS .....	50
4.2.3- MATERIAIS .....	51
4.2.4- ANÁLISES EFETUADAS EXISTENTES .....	51
<b>4.3- ANÁLISE ESTÁTICA EM SERVIÇO .....</b>	<b>51</b>
<b>4.4- ANÁLISE DINÂMICA .....</b>	<b>52</b>
<b>4.5- ANÁLISE DA FADIGA .....</b>	<b>52</b>
4.5.1- CARREGAMENTOS DE FADIGA.....	53
4.5.2- RESULTADOS DAS ANÁLISES DA FADIGA.....	55
<b><u>5- TENSÃO DE PICO ATRAVÉS DE MEF.....</u></b>	<b><u>57</u></b>
<b>5.1- MÉTODO DO PONTO DE PICO .....</b>	<b>57</b>
<b>5.2- TENSÕES DE PICO EM JUNTAS TUBULARES .....</b>	<b>58</b>
<b><u>6- MODELAGEM EM ELEMENTOS FINITOS .....</u></b>	<b><u>62</u></b>
<b>6.1- TIPOS DE MODELAGEM E EXTRAPOLAÇÃO .....</b>	<b>62</b>
<b>6.2- PROGRAMA E CARACTERÍSTICAS DOS MODELOS.....</b>	<b>63</b>
<b>6.3- MODELOS EM ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>65</b>
6.3.1- MEF DA JUNTA 5600.....	65
6.3.2- MEF DA JUNTA 121.....	67
6.3.3- MEF DA JUNTA 429.....	69
6.3.4- MEF DA JUNTA 555.....	71
<b><u>7- COMPARAÇÕES DOS SCF'S .....</u></b>	<b><u>73</u></b>
<b>7.1- INTRODUÇÃO.....</b>	<b>73</b>
<b>7.2- SCF'S DA JUNTA 5600.....</b>	<b>75</b>
7.2.1- JUNTA 5600 .....	75
<b>7.3- SCF'S DA JUNTA 121.....</b>	<b>82</b>
7.3.1- JUNTA 121-1 E 2.....	82
<b>7.4- SCF'S DA JUNTA 429.....</b>	<b>89</b>
7.4.1- JUNTA 429-1.....	89
7.4.2- JUNTA 429-2.....	96
7.4.3- JUNTA 429-3.....	100
<b>7.5- SCF'S DA JUNTA 555.....</b>	<b>104</b>
7.5.1- JUNTA 555-1.....	104
7.5.2- JUNTA 555-2.....	111
7.5.3- JUNTA 555-3.....	115



<b><u>8- CÁLCULOS DAS VIDAS À FADIGA EM MEF .....</u></b>	<b><u>123</u></b>
<b>8.1- CARREGAMENTOS PELO MODELO EM ELEMENTOS DE BARRAS .....</b>	<b>123</b>
<b>8.2- MODELOS EM ELEMENTOS FINITOS .....</b>	<b>123</b>
<b>8.3- CURVAS S-N .....</b>	<b>125</b>
<b>8.4- CÁLCULO DAS VIDAS À FADIGA .....</b>	<b>127</b>
<b>8.5 -RESULTADOS DAS VIDAS À FADIGA .....</b>	<b>127</b>
<b><u>9- COMENTÁRIOS .....</u></b>	<b><u>137</u></b>
<b><u>10- CONCLUSÕES.....</u></b>	<b><u>141</u></b>
<b><u>11- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</u></b>	<b><u>144</u></b>

## LISTA DE FIGURAS

Fig. 1.1- Tipos de plataformas offshore fixas .....	9
Fig. 1.2- Tipos de plataformas offshore com liberdade de movimento .....	10
Fig. 1.3- Juntas tubulares simples soldadas.....	11
Fig. 1.4- Juntas soldadas enrijecidas de membros tubulares circulares.....	12
Fig. 1.5- Componentes de transições em juntas .....	13
Fig. 1.6- Esquemas de juntas soldadas e fundidas. ....	14
Fig. 1.7- Tipos de juntas soldadas.....	14
Fig. 1.8- Efeitos das cargas de fadiga .....	17
Fig. 1.9- Variações de tensões de cargas externas e tensões residuais.....	21
Fig. 2.1- Plataforma offshore tipo jaqueta com juntas tubulares.....	26
Fig. 2.2- Elementos das juntas tubulares .....	27
Fig. 2.3- Juntas tubulares soldadas simples.....	28
Fig. 2.4- Esquema de junta tubular com sobreposição.....	29
Fig. 2.5- Junta tubular com anéis enrijecedores internos. ....	30
Fig. 2.6- Junta tubular com anéis enrijecedores externos.....	30
Fig. 2.7- Junta tubular com chapa de nó passante.....	31
Fig. 2.8- Junta tubular enrijecida com chapas tipo borboleta.....	31
Fig. 2.9- Símbolos em juntas tubulares circulares .....	32
Fig. 2.10- Casos básicos de cargas em juntas tubulares .....	33
Fig. 2.11- Distribuições de tensões/deformações em junta Y com carga axial .....	34
Fig. 2.12- Representação do modelo baseado em elementos de casca .....	36
Fig. 2.13- Curvas S-N X e X' .....	41
Fig. 4.1- Direções de incidências das ondas .....	53
Fig. 5.1- Esquemas de extrapolação para determinação das tensões de pico.....	61
Fig. 6.1- Vista geral 1 do MEF da junta 5600.....	65
Fig. 6.2- Vista geral 2 do MEF da junta 5600.....	65
Fig. 6.3- Detalhe 1 do MEF da junta 5600 .....	66
Fig. 6.4- Detalhe 2 do MEF da junta 5600 .....	66
Fig. 6.5- Vista geral 1 do MEF da junta 121.....	67
Fig. 6.6- Vista geral 2 do MEF da junta 121.....	67
Fig. 6.7- Detalhe 1 do MEF da junta 121 .....	68
Fig. 6.8- Detalhe 2 do MEF da junta 121 .....	68
Fig. 6.9- Vista geral 1 do MEF da junta 429.....	69
Fig. 6.10- Vista geral 2 do MEF da junta 429.....	69
Fig. 6.11- Detalhe 1 do MEF da junta 429 .....	70
Fig. 6.12- Detalhe 2 do MEF da junta 429 .....	70
Fig. 6.13- Vista geral 1 do MEF da junta 555.....	71
Fig. 6.14- Vista geral 2 do MEF da junta 555.....	71
Fig. 6.15- Detalhe 1 do MEF da junta 555 .....	72
Fig. 6.16- Detalhe 2 do MEF da junta 555 .....	72
Fig. 7.1- Cargas aplicadas e locais de determinação dos SCF's .....	74
Fig. 7.2- Junta 5600 tipo Y - MEF-A e C .....	75
Fig. 7.3- Junta 5600 tipo Y - MEF-B e D .....	75

Fig. 7.4- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 5600-A para AXF .....	76
Fig. 7.5- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 5600-A para IPB .....	76
Fig. 7.6- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 5600-A para OPB .....	77
Fig. 7.7- Tensão de pico na sela do tronco da junta 5600-A para AXF .....	77
Fig. 7.8- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 5600-A para IPB .....	78
Fig. 7.9- Tensão de pico na sela do tronco da junta 5600-A para OPB .....	78
Fig. 7.10- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 5600-A .....	79
Fig. 7.11- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 5600-A .....	80
Fig. 7.12- Junta 121-1 e 2 tipo X - MEF-A e C .....	82
Fig. 7.13- Junta 121-1 e 2 tipo X - MEF-B e D .....	82
Fig. 7.14- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 121-1A para AXF .....	83
Fig. 7.15- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 121-1A para IPB .....	83
Fig. 7.16- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 121-1A para OPB .....	84
Fig. 7.17- Tensão de pico na sela do tronco da junta 121-1A para AXF .....	84
Fig. 7.18- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 121-1A para IPB .....	85
Fig. 7.19- Tensão de pico na sela do tronco da junta 121-1A para OPB .....	85
Fig. 7.20- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 121-A .....	86
Fig. 7.21- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 121-A .....	87
Fig. 7.22- Junta 429-1 tipo X - MEF-A e C .....	89
Fig. 7.23- Junta 429-1 tipo X - MEF-B e D .....	89
Fig. 7.24- Tensão de pico na ramificação da junta 429-1A para AXF .....	90
Fig. 7.25- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 429-1A para IPB .....	90
Fig. 7.26- Tensão de pico na ramificação da junta 429-1A para OPB .....	91
Fig. 7.27- Tensão de pico na sela do tronco da junta 429-1A para AXF .....	91
Fig. 7.28- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 429-1A para IPB .....	92
Fig. 7.29- Tensão de pico na sela do tronco da junta 429-1A para OPB .....	92
Fig. 7.30- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-1A .....	93
Fig. 7.31- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-1A .....	94
Fig. 7.32- Junta 429-2 tipo X - MEF-A e C .....	96
Fig. 7.33- Junta 429-2 tipo X - MEF-B e D .....	96
Fig. 7.34- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-2A .....	97
Fig. 7.35- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-2A .....	98
Fig. 7.36- Junta 429-3 tipo X - MEF-A e C .....	100
Fig. 7.37- Junta 429-3 tipo X - MEF-B e D .....	100
Fig. 7.38- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-3A .....	101
Fig. 7.39- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-3A .....	102
Fig. 7.40- Junta 555-1 tipo X MEF-A e C .....	104
Fig. 7.41- Junta 555-1 tipo X - MEF-B e D .....	104
Fig. 7.42- Tensão de pico na ramificação da junta 555-1A para AXF .....	105
Fig. 7.43- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 555-1A para IPB .....	105
Fig. 7.44- Tensão de pico na ramificação da junta 555-1A para OPB .....	106
Fig. 7.45- Tensão de pico no tronco da junta 555-1A para AXF .....	106
Fig. 7.46- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 555-1A para IPB .....	107
Fig. 7.47- Tensão de pico na sela do tronco da junta 555-1A para OPB .....	107
Fig. 7.48- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-1A .....	108
Fig. 7.49- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-1A .....	109
Fig. 7.50- Junta 555-2 tipo X - MEF-A e C .....	111

<b>Fig. 7.51- Junta 555-2 tipo X - MEF- B e D .....</b>	<b>111</b>
<b>Fig. 7.52- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-2A.....</b>	<b>112</b>
<b>Fig. 7.53- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-2A.....</b>	<b>113</b>
<b>Fig. 7.54- Junta 555-3 tipo T - MEF- A e C .....</b>	<b>115</b>
<b>Fig. 7.55- Junta 555-3 tipo T - MEF- B e D .....</b>	<b>115</b>
<b>Fig. 7.56- Junta 555-3 - Detalhe superior da sobreposição .....</b>	<b>116</b>
<b>Fig. 7.57- Junta 555-3 - Detalhe inferior da sobreposição.....</b>	<b>116</b>
<b>Fig. 7.58- Tensão de pico na ramificação da junta 555-3A para AXF.....</b>	<b>117</b>
<b>Fig. 7.59- Tensão de pico na ramificação da junta 555-3A para IPB.....</b>	<b>117</b>
<b>Fig. 7.60- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 555-1A para OPB .....</b>	<b>118</b>
<b>Fig. 7.61- Tensão de pico no tronco da junta 555-3A para AXF .....</b>	<b>118</b>
<b>Fig. 7.62- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 555-3A para IPB .....</b>	<b>119</b>
<b>Fig. 7.63- Tensão de pico na sela do tronco da junta 555-3A para OPB .....</b>	<b>119</b>
<b>Fig.7.64- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-3A.....</b>	<b>120</b>
<b>Fig.7.65- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-3A.....</b>	<b>121</b>
<b>Fig. 8.1- Pontos de cálculo das tensões na ramificação e no tronco .....</b>	<b>124</b>
<b>Fig. 8.2- Curvas S-N : X' , T ( para t&lt;32mm) e T ( para t=70mm).....</b>	<b>126</b>

## LISTA DE TABELAS

Tab. 4.1- Blocos de ondas por direção de ataque.....	54
Tab. 4.2- Resultados das análises existentes da fadiga .....	56
Tab. 7.1- SCF's da junta 5600 .....	81
Tab. 7.2- SCF's da junta 121 .....	88
Tab. 7.3- SCF's da junta 429-1 .....	95
Tab. 7.4- SCF's da junta 429-2 .....	99
Tab. 7.5- SCF's da junta 429-3 .....	103
Tab. 7.6- SCF's da junta 555-1 .....	110
Tab. 7.7-SCF's da junta 555-2 .....	114
Tab. 7.8- SCF's da junta 555-3 .....	122
Tab. 8.1- Resultados da fadiga na junta 5600-1 .....	128
Tab. 8.2- Resultados da fadiga na junta 121-1 .....	129
Tab. 8.3- Resultados da fadiga na junta 121-2 .....	130
Tab. 8.4- Resultados da fadiga na junta 429-1 .....	131
Tab. 8.5- Resultados da fadiga na junta 429-2 .....	132
Tab. 8.6- Resultados da fadiga na junta 429-3 .....	133
Tab. 8.7- Resultados da fadiga na junta 555-1 .....	134
Tab. 8.8- Resultados da fadiga na junta 555-2 .....	135
Tab. 8.9- Resultados da fadiga na junta 555-3 .....	136

## LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

**ADEP:** Analysis and Design of Offshore Structures

**AISC-ASD:** American Institute of Steel Construction - Allowable Stress Design.

**API:** American Petroleum Institute

**AWS:** American Welding Society

**AX-CR:** força axial-coroa

**AXF:** força axial

**AX-SD:** força axial-sela

**BR:** ramificação (brace)

**CH:** tronco (chord)

**CPU:** unidade central de processamento

**Fy:** tensão limite de escoamento

**HSS:** tensão de pico (hot spot stress)

**IN-PL:** momento no plano

**IPB:** momento no plano

**MEF:** modelo em elementos finitos

**OPB:** momento fora do plano

**OU-PL:** momento fora do plano

**SACS:** Structural Analysis Computer System

**SCF:** fator de concentração de tensões

**S-N:** tensão vs. número de ciclos.

**SNCF:** fator de concentração de deformações

# 1- INTRODUÇÃO

## 1.1- Aspectos Gerais da Fadiga

A palavra fadiga, embora seja normalmente associada ao cansaço físico e mental de pessoas, tornou-se, no vocabulário de engenharia, uma terminologia amplamente utilizada para descrever o dano e a fratura de materiais submetidos a cargas cíclicas.

Diversos componentes de máquinas, veículos e estruturas são, freqüentemente, solicitados a carregamentos repetitivos ao longo do tempo. Estes carregamentos geram tensões cíclicas que, mesmo sendo de pequenas intensidades, podem provocar danos físicos no material, levando-o à fratura. Este processo de acumulação de danos seguido de eventual fratura é denominado fadiga. A fratura final por fadiga é precedida por alterações complexas na estrutura do material, a níveis submicroscópico e microscópico, que são do tipo cumulativas e irreversíveis.

O fenômeno da fadiga tem sido, há mais de 175 anos, objeto de estudo e pesquisa por cientistas de diversas partes do mundo e continua sendo um dos aspectos mais importantes no projeto e manutenção de elementos estruturais de diversas espécies.

Os custos econômicos decorrentes da prevenção do colapso em projetos de engenharia são bastante elevados e estima-se que 80% deles decorrem de situações que englobam carregamentos cíclicos e fadiga. De acordo com levantamento de dados realizado nos Estados Unidos, os recursos despendidos anualmente, relacionados com a fadiga, corresponderam a 3% do produto interno bruto do país. Ref./13/. Os custos foram oriundos da ocorrência ou prevenção da fadiga em veículos automotivos e ferroviários, aeronaves, pontes, guindastes, equipamentos em usinas de energia, estruturas de plataformas petrolíferas offshore e diversos componentes de máquinas, entre outros. No Brasil, pode-se esperar que a atividade industrial produza gastos igualmente elevados com ocorrência e prevenção de fraturas. Como o fenômeno da fadiga ocorre em praticamente todos os campos da atividade industrial, o seu estudo torna-se de fundamental importância para engenheiros de projeto e de manutenção.

Com relação às plataformas offshore, estima-se que 50% dos custos de monitoramento das condições em serviço referem-se a inspeções para averiguar trincas por fadiga. Inspeção e avaliação de danos são importantes para garantir a integridade da

instalação ao longo do tempo. O objetivo da inspeção em serviço, manutenção e reparo é verificar se a plataforma atende aos critérios de segurança e de operacionalidade. As autoridades certificadoras exigem que o operador da plataforma defina o programa de monitoramento de modo que as condições atuais e o desempenho da mesma possam ser comprovados ao longo de sua vida útil. O aprimoramento dos procedimentos para elaboração deste programa deve englobar análises estruturais de confiabilidade, avaliações de consequências de falhas e cálculos refinados à fadiga para identificar as áreas críticas na estrutura.

## **1.2- Aspectos Históricos da Fadiga**

A expressão fadiga tem sido utilizada há longo tempo. Desde a época das viagens de longa distância em veleiros, a deformação dos mastros provocada pelo freqüente içamento das velas era chamada de fadiga.

Acredita-se que o primeiro estudo sobre fadiga em metal tenha sido feito pelo engenheiro de minas alemão W. A. J. Albert, por volta de 1829, que realizou testes de carregamentos cíclicos em correntes de ferro utilizadas para elevação de cargas em jazidas de minérios. Na França, em 1839, J. V. Poncelet introduziu o termo fadiga para se referir à falha de material metálico, embora essa expressão tenha sido empregada anteriormente no contexto de outro fenômeno. O interesse pelo estudo da fadiga em metais começou a aumentar com o crescente uso de estruturas em ferro, particularmente em pontes de sistemas ferroviários. Em 1842, após o acidente ferroviário ocorrido em Versailles, na França, com a perda de mais de 40 vidas humanas, foram empreendidos esforços para a primeira pesquisa detalhada em fadiga de metais. Ainda em meados do século 19, a fadiga foi investigada por vários especialistas por motivo de falhas em componentes de carruagens, eixos de rodas ferroviárias, eixos de árvores de engrenagens e outros componentes.

Na Alemanha, entre 1850 e 1860, o engenheiro ferroviário August Wöhler conduziu os primeiros estudos experimentais sistemáticos de fadiga, ensaiando eixos de rodas de veículos ferroviários. Ele observou que a resistência de eixos em aço sujeitos a cargas cíclicas era consideravelmente inferior à resistência a cargas estáticas. O seu trabalho levou à caracterização do comportamento da fadiga em termos de amplitude de tensão-



vida à fadiga, conhecida como curva S-N (tensão vs. número de ciclos) e demonstrou que para os aços existe um valor de amplitude de tensão abaixo do qual a peça não se rompe, por maior que seja o número de repetições, o que ficou caracterizado como o limite de resistência à fadiga. Wöhler também observou que a falha por fadiga ocorria na região de variação da seção da peça, como consequência de uma distribuição irregular de tensões, com pontos de alta concentração de tensões. Mais tarde, entre 1940 e 1950, a questão da distribuição de tensões foi amplamente estudada por Neuber, para diversos tipos geométricos de entalhes.

Na literatura popular, Kipling foi presumivelmente o primeiro a explorar as dramáticas consequências da fadiga. Em “Bread Upon the Waters”, em 1895, ele descreveu como o Grotkau perdeu seu propulsor devido a trinca por fadiga no eixo traseiro.

Entre 1953 e 1954, três aviões do tipo “Comet” sofreram acidentes em decorrência de problemas de fadiga na cabine pressurizada. As trincas de fadiga teriam iniciado em regiões de concentração de tensões da fuselagem. A partir das análises das causas, os projetos de componentes sujeitos a cargas cíclicas, eliminaram de seus detalhes mudanças de seções em ângulo reto. Posteriormente, o fenômeno de fadiga foi muitas vezes constatado em vários tipos de estruturas como pontes, navios, aviões e plataformas offshore.

O estudo da fadiga muito se desenvolveu com os avanços da mecânica de fratura. O conceito introduzido por Irwin do fator de intensidade de tensão, tornou-se largamente utilizado nas análises de propagação de trincas por fadiga.

Com o advento das técnicas da microscopia ótica e eletrônica, grandes progressos foram alcançados na compreensão dos micromecanismos de deformação associados à fadiga.

Entre 1950 e 1960, Coffin e Manson reconheceram a importância da deformação plástica no processo de fadiga e propuseram estudá-la por meio de diagramas que mostram a relação entre a deformação plástica e o número de ciclos para a ruptura. Esses estudos tornaram-se base para a análise da fadiga sob o ponto de vista de ciclos de deformação e da fadiga de baixo ciclo.

Nos anos de 1960, Paris e Erdogan mostraram que no processo de fadiga, a velocidade de propagação de uma trinca pode ser expressa através do conceito de variação do fator de intensidade de tensão.

Atualmente, em alguns setores industriais como as indústrias automotiva, aeronáutica e de petróleo, as especificações das estruturas e peças que devem resistir a carregamentos cíclicos exigem a combinação de fatores como resistência, redução de peso e confiabilidade. A severidade destas especificações exige esforços concentrados de pesquisadores e engenheiros para a elaboração dos critérios de projeto e do controle de qualidade para a prevenção contra a fadiga.

### **1.3- Tipos de Estruturas Offshore**

#### **1.3.1- Plataformas fixas e com liberdade de movimento**

As plataformas marítimas para a produção de petróleo dividem-se em dois tipos: fixas e com liberdade de movimento.

As primeiras se caracterizam por transmitir ao fundo do mar, sob a forma de força cortante e momento fletor, as forças laterais decorrentes de ventos, ondas e correntes marinhas suportadas pela estrutura. As segundas se caracterizam por serem capazes de se deslocar lateralmente, reduzindo então a carga líquida transmitida para o fundo do mar, sendo esta agora, representada basicamente pelos esforços de vento e corrente. A inércia de massa da estrutura é responsável pela resistência às forças de ondas, daí resultando um movimento adicional de oscilação da estrutura em torno de uma posição de equilíbrio, como um navio ancorado no mar.

As cargas verticais são, nas plataformas fixas, transmitidas ao fundo do mar pela sua estrutura e nas com liberdade de movimento são absorvidas pelo empuxo.

As plataformas fixas são basicamente de quatro tipos:

- plataformas tipo jaqueta;
- plataformas fixas por gravidade;
- plataformas com estrutura em tripé;
- plataformas auto-elevatórias (jack-up).

As *plataformas tipo jaqueta* consistem de um pórtico espacial em forma de torre, constituído de membros tubulares com um convés na parte superior e estacas abaixo do leito marinho. As cargas do convés e as ações ambientais são transferidas para a fundação através das pernas que são enrijecidas por contraventamentos para absorver a resultante das forças horizontais; Fig.1.1.a. A maioria das plataformas tipo jaqueta está localizada em águas rasas, onde a profundidade é inferior a 100m.

Jaquetas menores são transportadas em balsas e içadas através de guindastes nas posições em que serão instaladas. Jaquetas mais pesadas são rebocadas flutuando e posicionadas através de sistemas de lastreamento em câmaras de flutuação. As pernas de maior diâmetro em uma das faces da jaqueta, ilustrada na Fig.1.1.a, servem como tanques de flutuação durante o transporte. A fase de instalação é muito sensível às condições ambientais e pode ser necessário aguardar várias semanas para que a estrutura possa ser docada com segurança no fundo do mar. Os fatos de se utilizar tecnologia corrente e também de ela ter sido empregada com êxito em águas relativamente profundas constituem as vantagens oferecidas por essas plataformas. Dentre as desvantagens estão a grande espessura dos membros inferiores e o custo final muito elevado.

As *plataformas fixas por gravidade* de concreto consistem essencialmente de grandes caixões celulares suportando 3 ou 4 torres com o convés em seu topo; Fig.1.1.b. A parte superior da superestrutura consiste basicamente de uma grelha metálica, construída em vigas ou treliças com o objetivo de reduzir o peso próprio durante o transporte. Isso ainda permite instalar mais equipamentos antes do transporte, reduzindo custo e tempo de instalações offshore. A concepção básica das plataformas por gravidade é alcançar estabilidade em seu local permanente sem necessidade de estaqueamento. Podem ser, menos freqüentemente, feitas em aço. As vantagens das plataformas por gravidade de concreto são que utilizam tecnologia corrente, estão aptas a suportar grandes cargas no convés, necessitam manutenção de baixo custo, podem armazenar petróleo e permitem que se faça a montagem do convés em regiões abrigadas, o que dispensa a espera de um período de águas calmas. Como desvantagens pode-se citar a necessidade de haver uma rota suficientemente profunda para que a plataforma, completamente montada, seja rebocada até seu destino e é desaconselhável instalá-la sobre solos macios. Quanto às plataformas por gravidade feitas de aço, cabe

ressaltar que a sua manutenção é mais dispendiosa e que o seu comportamento dinâmico é muito parecido com o de uma jaqueta de aço estaqueada, com as mesmas características no que se refere à fadiga.

As *plataformas com estruturas em tripé* em aço ou concreto são uma alternativa às plataformas fixas convencionais em águas profundas; Fig.1.1.c. A concepção em pernas inclinadas torna bastante eficiente a transferência das cargas de ondas ao leito marinho, principalmente por forças axiais. A torre em tripé é proposta para profundidades superiores a 300m com objetivos principais de otimizar o comportamento dinâmico e aumentar a resistência à fadiga. Esse tipo de plataforma apresenta as vantagens de possibilitar o estaqueamento da estrutura aumentando a sua rigidez global e reduzir o efeito hidrodinâmico, graças à pequena área frontal do conjunto. As desvantagens são de acarretar grandes espessuras nos membros inferiores e espaço limitado para a passagem de condutores.

As *plataformas auto-elevatórias (jack-up)* são caracterizadas por 3, 4 ou mais pernas que podem descer até o fundo do mar para servir de apoio; Fig.1.1.d. O convés principal da plataforma fica localizado acima do nível da água durante a sua operação de perfuração ou produção. No entanto, a unidade do convés é estanque à água e apresenta fluatuabilidade e estabilidade para que, com as pernas recolhidas, possa atuar como unidade de transporte em trânsito no mar ou no campo de produção. As pernas podem ser tubulares ou treliçadas. A plataforma auto-elevatória é mais comumente usada para perfuração.

As plataformas com liberdade de movimento são basicamente de cinco tipos:

- plataformas com torre estaiada;
- plataformas com torre articulada;
- plataformas de perna tracionada;
- plataformas semi-submersíveis ancoradas;
- plataformas tipo bóia.

As *plataformas com torre estaiada* compõem-se de uma torre central treliçada em aço, apoiada na base e mantida na vertical por um sistema de amarração composto por 20 a 40 cabos pré-tensionados, ligados a estacas de ancoragem; Fig.1.2.a. O sistema de

estais é projetado com pesos ligados aos cabos de modo que em operação normal eles fiquem apoiados no fundo do mar e, em condição de tormenta, possam se elevar aumentando a rigidez do sistema. Essa concepção estrutural apresenta as vantagens de atuar em águas profundas e possibilitar o estaqueamento da fundação, reduzindo o peso dos cabos, e utilizar a flutuabilidade da estrutura junto com câmaras de flutuação para reduzir as forças nas estacas. Um de seus pontos críticos é o sistema de cabos, uma vez que, para sua instalação a ancoragem no fundo do mar é complexa e, em operação normal da plataforma, apresenta custo elevado de manutenção, além de dificultar a navegação ao redor da torre, o que obriga a amarração dos cabos à estrutura em uma profundidade considerável.

As *plataformas com torre articulada* consistem de convés, câmara de flutuação e torre treliçada articulada no fundo do mar, daí a sua denominação; Fig.1.2.b. Como na torre estaiada, as cargas verticais são absorvidas pela estrutura treliçada. A estrutura, que é livre para oscilar com o movimento das ondas resiste ao vento e correntes marinhas graças à câmara de flutuação situada na parte superior da torre que produz um efeito restaurador quando ocorre uma tendência de deslocamento da plataforma. A possibilidade de utilizar fundações com estacas ou fazer uma base suficientemente pesada para manter a estrutura em sua posição de trabalho e mais o fato de que a carga no convés e sua disposição não serem críticas constituem as principais vantagens dessa concepção. Por outro lado, a necessidade de uma junta articulada capaz de suportar solicitações tão elevadas, a possibilidade de avaria no casco da câmara de flutuação, acarretando o colapso da estrutura e ainda a necessidade dos dutos de interligação (risers) terem de suportar os esforços impostos pelo movimento da junta, fazem com que essa concepção mereça mais estudos que a tornem mais atrativa.

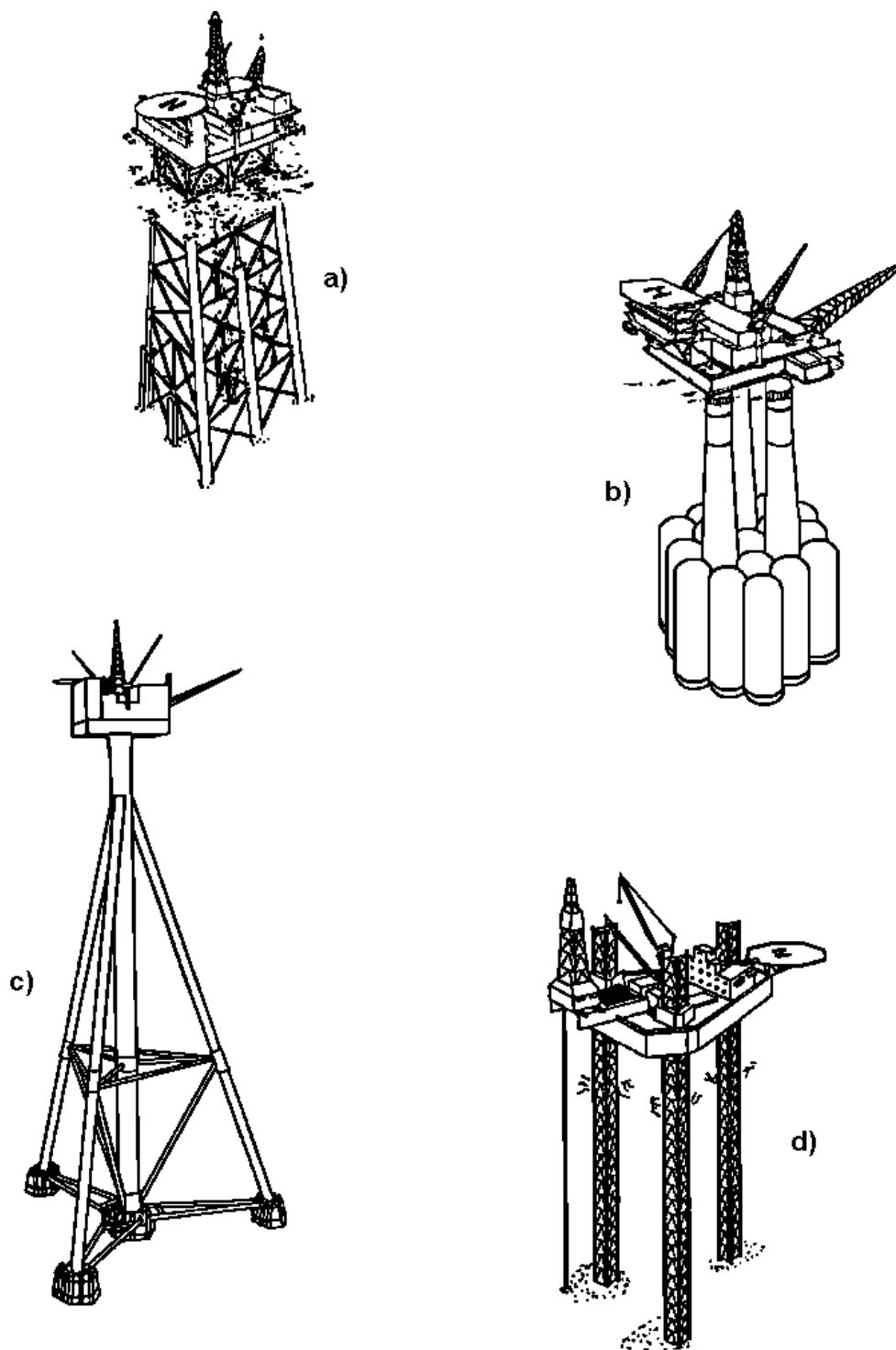
As *plataformas de perna tracionada (tension leg)* são essencialmente vasos semi-submersíveis com empuxo vertical superior às cargas verticais, presos ao fundo do mar por elementos verticais pré-tracionados, cabos ou tubos, que as mantêm num nível quase constante em relação ao fundo do mar. Os elementos tracionados são dotados de juntas articuladas tanto nos pontos de conexão com a plataforma como nas bases presas por estacas ao fundo do mar. Essas plataformas exigem que se estabeleçam redundâncias capazes de abranger a estabilidade, a flutuabilidade, a integridade estrutural do casco, o sistema de pernas tracionadas e a ancoragem. Um aspecto

negativo é o fato de ser crítica a disposição dos equipamentos em sua superestrutura, uma vez que, por ser flutuante, torna-se sensível às cargas excêntricas e à posição vertical do centro de gravidade, tanto em condição normal de operação como em condição de emergência; Fig.1.2.c.

*Plataformas semi-submersíveis* diferem bastante da aparência de vasos tradicionais. Possuem área de convés em forma quadrada, triangular ou retangular. São suportadas por colunas ligadas a grandes flutuadores submersos, ou são montadas sobre grandes câmaras verticais. O principal objetivo dessa concepção é reduzir os efeitos das forças de ondas, posicionando os elementos flutuantes principais abaixo da superfície d'água e, com isso, tornando menor a ação das ondas; Fig.1.2.d. As semi-submersíveis são ancoradas por meio de um sistema convencional ou de um sistema semelhante ao utilizado em torres estaiadas. Como as demais plataformas desse tipo, são livres para se mover lateralmente sob a ação das ondas, dos ventos e das correntes. Seus movimentos horizontais são relativamente restritos; os verticais, porém, podem, por sua amplitude, causar problemas na conexão entre os dutos de interligação (risers) e a plataforma. Semelhantemente às de perna tracionada, são muito sensíveis à distribuição de cargas no convés, principalmente em mar agitado. No entanto, seu processo de instalação é menos sensível a condições ambientais que as de perna tracionada que requerem uma transferência gradual de forças verticais para as pernas, à medida que vão sendo tracionadas.

As *plataformas tipo bóia* são auto-explicativas; Fig.1.2.e.

A comparação econômica das estruturas fixas com algumas estruturas com liberdade de movimento demonstra que estas são mais atrativas para lâminas d'água acima de 250m face à necessidade de reduzir o período de vibração natural da plataforma fixa a um nível menor que a região de maior energia de onda, o que determina a necessidade de aumentar-lhe a rigidez e, por conseguinte, o peso e o custo.



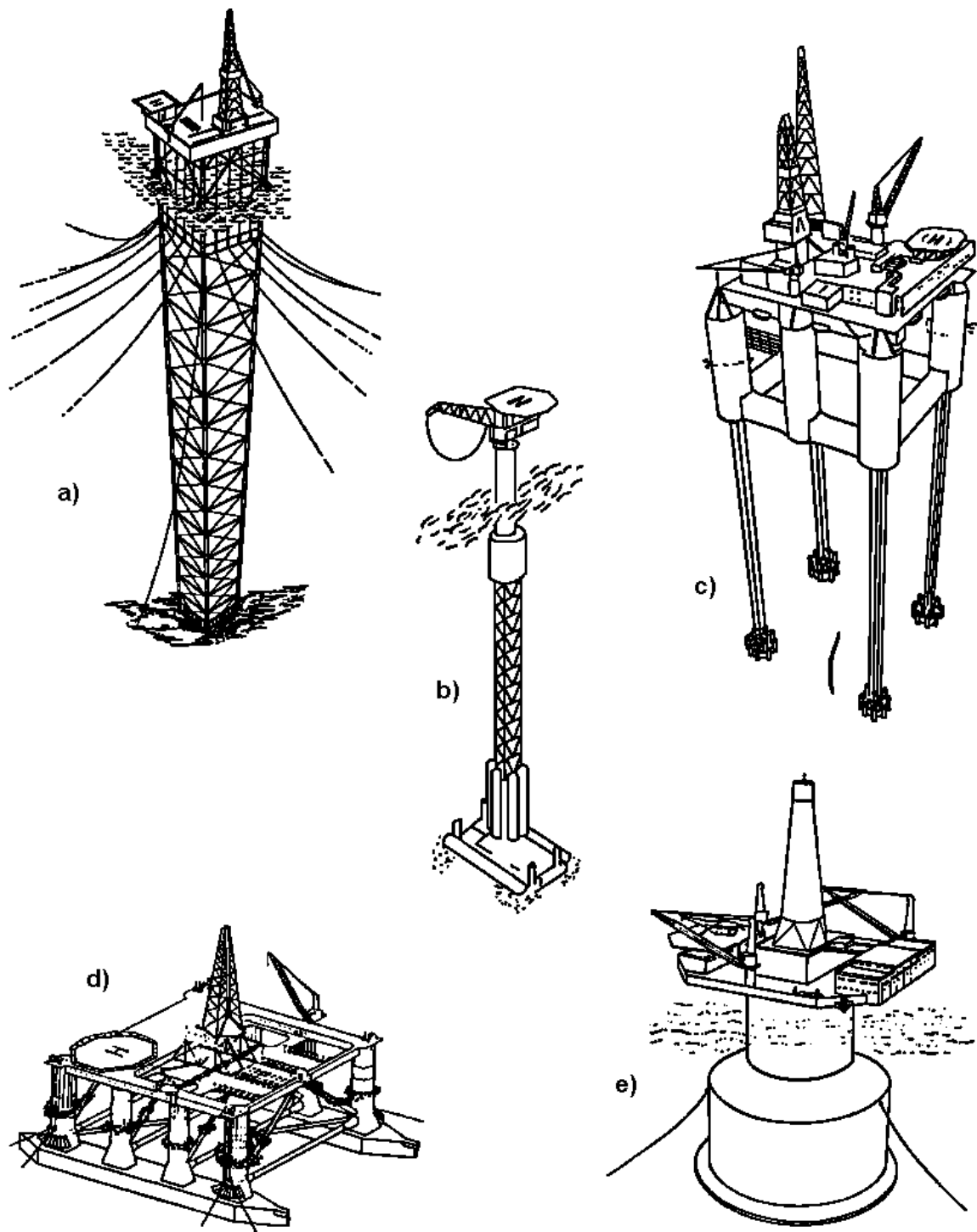
**Fig. 1.1- Tipos de plataformas offshore fixas**

**a) Tipo jaqueta;**

**b) Fixa por gravidade;**

**c) Trípoda de aço**

**d) Auto-elevatória. Ref./2/.**



**Fig. 1.2- Tipos de plataformas offshore com liberdade de movimento**

**a) Torre estaiada;**

**b) Torre articulada;**

**c) De perna tracionada**

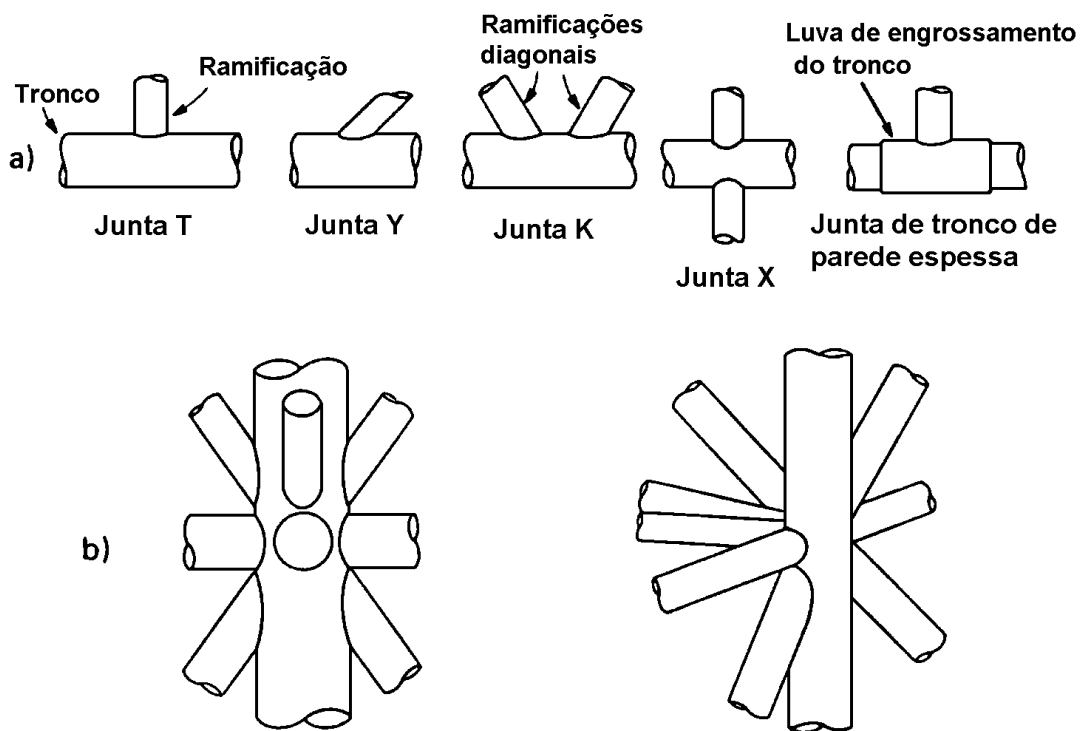
**d) Semi-submersível;**

**e) Tipo bóia. Ref./2/.**



## 1.4- Juntas

Estruturas offshore em aço são comumente compostas de elementos tubulares de paredes finas porque as seções fechadas proporcionam empuxo e grande rigidez torcional, superfície mínima para pintura e ataque corrosivo, simplicidade de forma e aparência agradável. Em partes submersas dessas estruturas, são projetados tubos circulares porque resultam em menores forças hidrodinâmicas em relação aos membros tubulares de seção quadrada ou retangular. Entretanto, como a fabricação de tubos circulares é mais elaborada, seções tubulares retangulares ou outras formas de perfis são mais utilizados acima da zona de respingos.



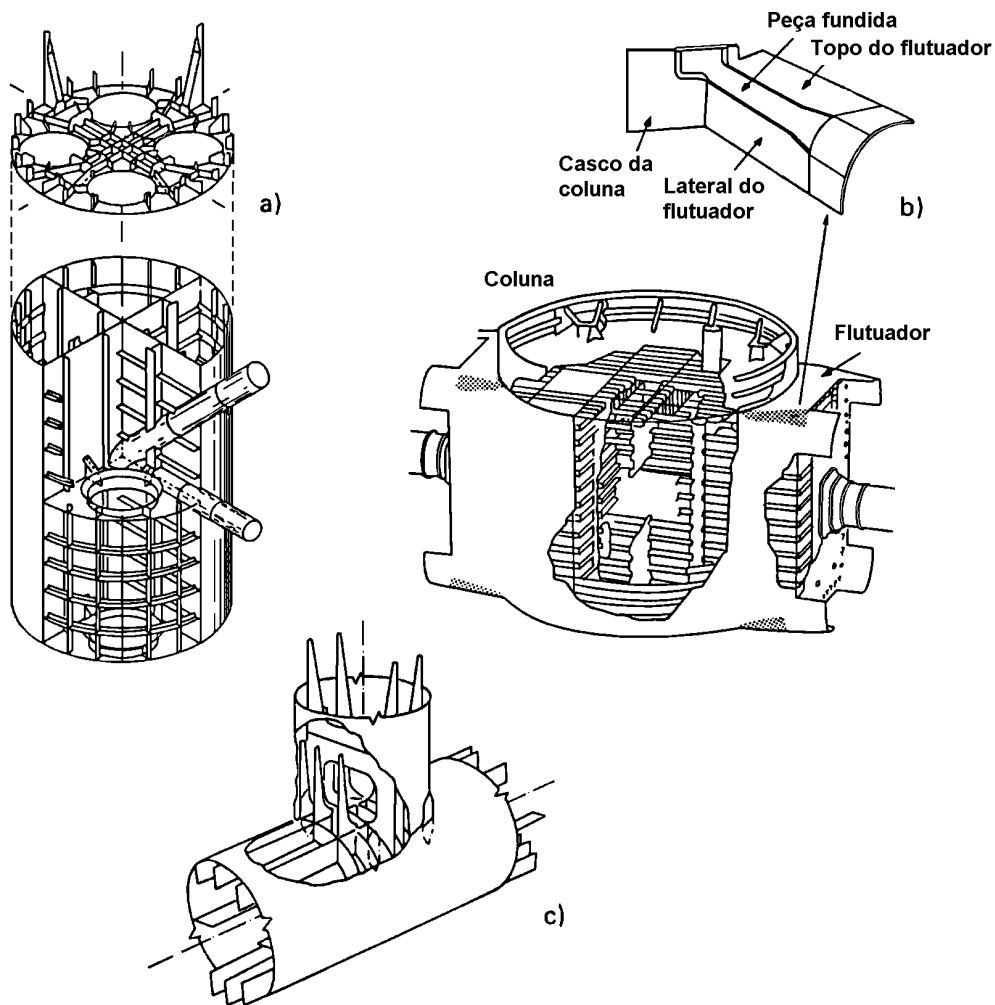
**Fig. 1.3- Juntas tubulares simples soldadas**

**a) Juntas simples planares      b) Juntas multiplanares. Ref./2/.**

A Fig.1.3.a apresenta configurações típicas de juntas tubulares em um plano. A classificação da junta como K, T & Y, ou X deve ser aplicada às ramificações ou contraventamentos (braces) específicos, de acordo com a trajetória da carga, para cada caso de carregamento. A junta é classificada como K quando a carga em uma ramificação é essencialmente equilibrada por cargas de outras ramificações no mesmo

plano e no mesmo lado da junta. A junta é classificada como T ou Y quando a carga na ramificação solicita o membro principal ou tronco (chord) como se fosse uma viga. Em juntas X a carga é transportada através do tronco às outras ramificações situadas no lado oposto. Para ramificações onde as cargas aplicadas caracterizam-se como parte como junta K, parte como junta T & Y e/ou parte como junta X, a classificação corresponde ao percentual, para cada caso de comportamento, da carga total.

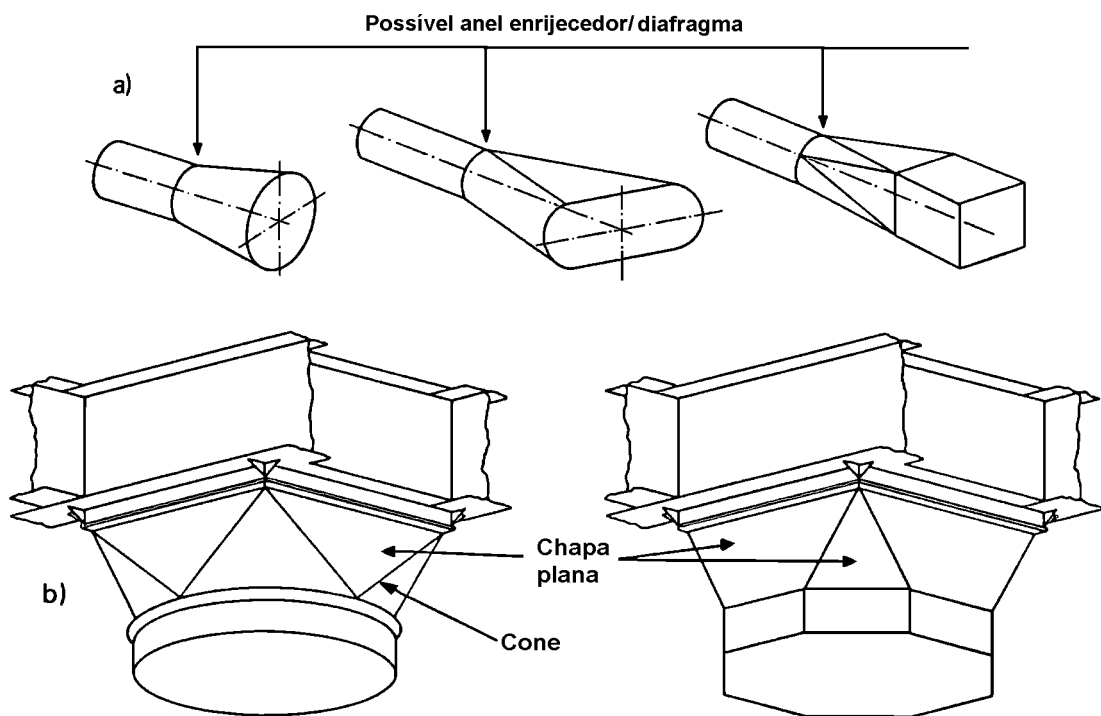
Na Fig.1.3.b são mostradas situações tridimensionais mais complexas. Dependendo da relação entre os diâmetros dos membros e das espessuras dos tubos, deve ser usado enrijecimento na junta. A maneira mais simples de enrijecer é aumentar a espessura do tubo na região da junta. Outras maneiras consistem em utilizar anteparas e enrijecedores, como apresentado na Fig. 1.4, Ref./2/.



**Fig. 1.4- Juntas soldadas enrijecidas de membros tubulares circulares.**

A Fig.1.4.a apresenta um esquema aplicável quando membros de tamanhos diferentes são unidos. A fabricação de juntas com enrijecedores internos requer, obviamente, um espaço mínimo para trabalho e, conseqüentemente, um diâmetro mínimo dos tubos.

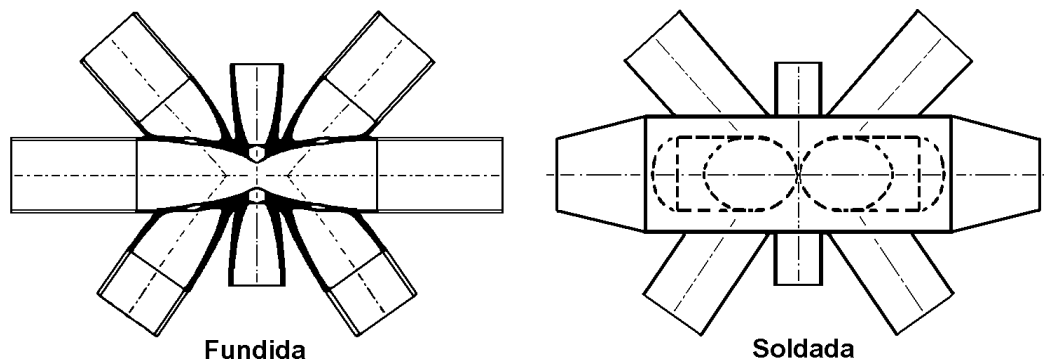
Algumas vezes, é utilizado um elemento de transição entre o membro e a junta propriamente dita. Isso pode ser feito para aumentar o diâmetro ou mudar a forma da seção transversal, como mostrado na Fig.1.5, Ref./2/. Na junção entre o tubo circular e o componente de transição podem ser introduzidos anéis enrijecedores.



**Fig. 1.5- Componentes de transições em juntas**

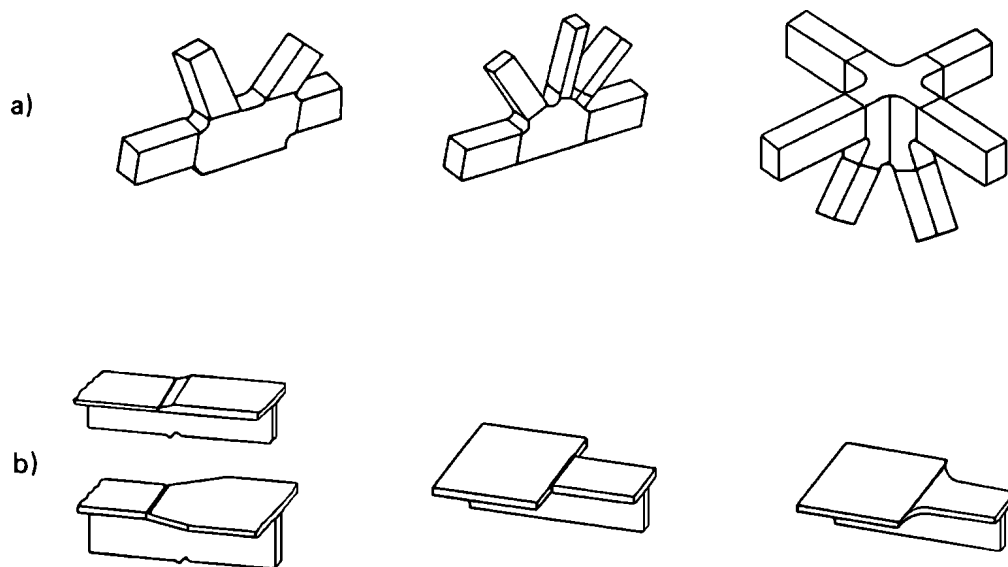
**a) Tubos de pequenos diâmetros    b) Tubos de grandes diâmetros.**

Juntas fundidas podem ser usadas em vez de juntas soldadas; Fig. 1.6, Ref./2/. A vantagem é que a geometria pode variar suavemente de modo a manter baixa a concentração de tensões. Na ligação entre a coluna e o flutuador (pontoon) na Fig.1.4.b, foi utilizada uma peça fundida para reduzir as concentrações de tensões e evitar soldas em regiões altamente tensionadas. Todavia, custos e propensão à fratura frágil são desvantagens a serem consideradas.



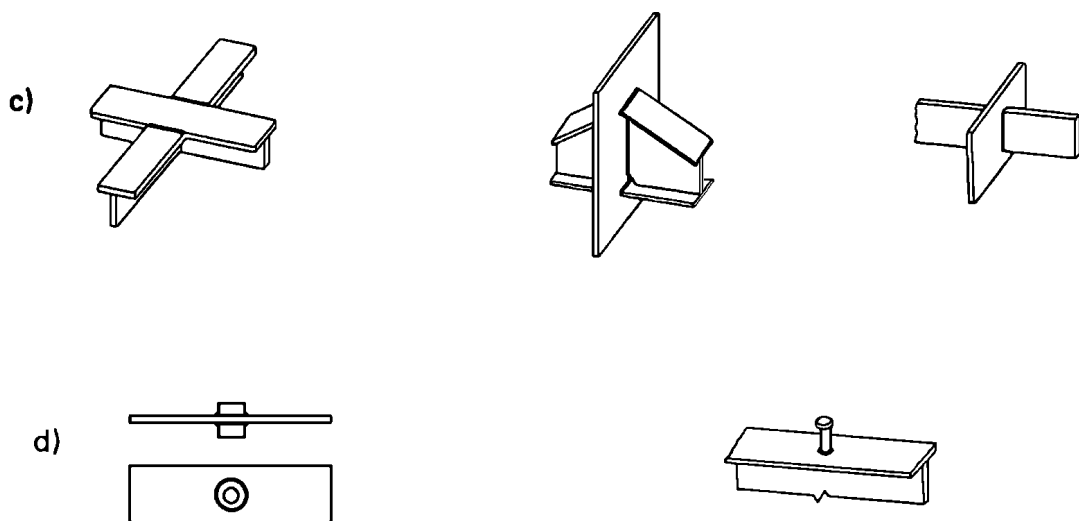
**Fig. 1.6- Esquemas de juntas soldadas e fundidas.**

Membros retangulares podem ser unidos como mostrado na Fig.1.7.a., possivelmente com enrijecimento interno. Tais juntas tendem a ser planares ou juntas complexas em planos ortogonais. Juntas de tubos retangulares apresentam vantagens com respeito à análise e fabricação. Várias juntas entre chapas são mostradas nas Fig.1.7.b e c. Outros detalhes estruturais podem ser adotados em estruturas offshore por diversas razões. Orifícios para passagem de tubos, drenagem de água, conexões para anodos, etc. são exemplos desses detalhes, Fig.1.7.d, Ref./2/.



**Fig. 1.7- Tipos de juntas soldadas**

**a) Entre tubos de seção retangulares; b) entre chapas;**



**Fig. 1.7- Tipos de juntas soldadas (cont.)**

**c) Entre chapas; d) soldas de ligação.**

## **1.5- Requisitos de Projeto**

### **1.5.1- Notas gerais**

Em geral, uma estrutura é projetada para desempenhar a sua função com uma adequada segurança e economia.

O colapso de uma estrutura sujeita a cargas pode ocorrer de duas formas diferentes:

- Uma é causada pela ocorrência de um alto nível de tensões que excede a capacidade resistente do material, provocando falhas como, por exemplo, ruptura ou instabilidade de um componente estrutural;
- A outra corresponde ao colapso estrutural causado pelo dano acumulado que é produzido pela ação repetitiva de cargas variáveis, mesmo para níveis mais baixos de tensões, ou seja, um processo de fadiga.

### **1.5.2- Cargas e seus efeitos**

Cargas em plataformas offshore dividem-se basicamente em duas categorias:

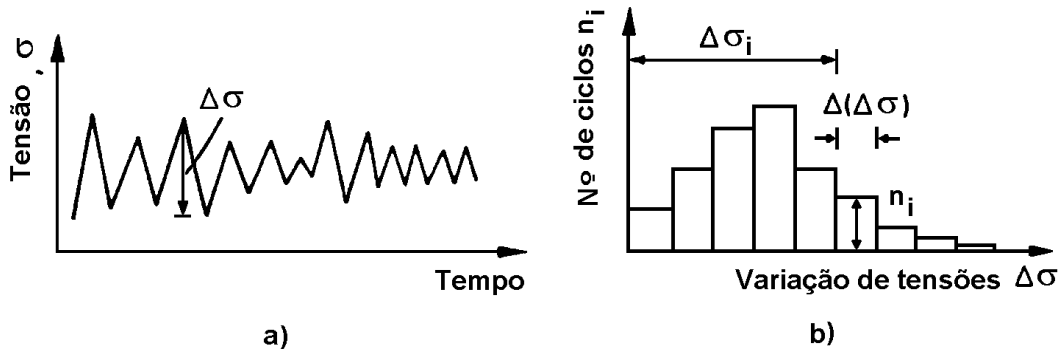
- Cargas funcionais devidas ao peso do aço, lastreamento, cargas dos conveses e forças de reação: empuxo em plataformas flutuantes e reações da fundação em plataformas fixas. Essas cargas são quase-estáticas (variam lentamente com o tempo);
- Cargas ambientais devidas a ondas, correntes e ventos. As correspondentes reações em plataformas flutuantes são principalmente forças de inércia decorrentes das ações dinâmicas das ondas e ventos e forças de amarração devidas a correntes e ventos em regime permanente. Em plataformas fixas as reações são da fundação.

Os esforços e as tensões devidos às cargas externas são normalmente determinados separadamente para calcular os seus efeitos locais e globais. Por exemplo, os efeitos da pressão hidrostática no chapeamento, enrijecedores e cavernas de uma semi-submersível são determinados considerando a pressão agindo diretamente na chapa do flutuador. Além disso, a pressão hidrostática acarreta uma carga resultante por unidade de comprimento dos flutuadores, isto é, o empuxo, que irá equilibrar o peso próprio da plataforma.

O comportamento global de vários tipos de plataformas, como semi-submersíveis e tipo jaqueta é determinado através de um modelo de barras da plataforma. As cargas funcionais são aplicadas diretamente às barras. As cargas de ondas e ventos variam de um modo estocástico. No entanto, a experiência tem demonstrado que os efeitos extremos (esforços e tensões) devidos a ondas podem ser determinados com suficiente precisão pelo método da onda de projeto. As forças de ondas na plataforma são, então, determinadas para uma onda regular extrema com apropriado comprimento e altura. Na prática, várias condições de ondas de projeto (altura-comprimento-direção) devem ser aplicadas a fim de obter os máximos esforços e tensões em cada membro e em cada junta.

A Fig.1.8.a mostra como as tensões variam em uma junta soldada, em uma plataforma offshore. Em estruturas soldadas é a reversão de tensões ou variação de tensões,  $\Delta\sigma$ , que provoca a propagação da trinca em um processo de fadiga. Normalmente, o efeito da seqüência das reversões não é levado em conta. Portanto, o histórico das tensões na Fig.1.8.a pode ser representado pelo número de ciclos,  $n_i$

associado com cada intervalo de variação de tensões  $[\Delta\sigma_i; \Delta\sigma_i + \Delta(\Delta\sigma)]$  em um período de tempo T, como mostrado na Fig.1.8.b, Ref./2/.



**Fig. 1.8- Efeitos das cargas de fadiga**

**a) Histograma das tensões; b) Frequências das variações de tensões**

Uma estrutura offshore estará sujeita, durante a sua vida útil, a vários tipos de cargas que podem ser classificadas como:

- Cargas permanentes: cargas gravitacionais não removíveis, tais como o peso da estrutura, peso permanente do lastreamento e equipamentos, e pressão hidrostática externa de natureza permanente;
- Cargas vivas: são associadas com a operação e o uso normal da estrutura, como materiais armazenados, equipamentos e líquidos, operação de guindastes, helicópteros e defensas, e amarração de flutuantes;
- Cargas de deformações: são associadas com deformações impostas tais como pré-tensões e variações de temperatura;
- Cargas ambientais: são devidas a vento, ondas, corrente, gelo, neve, terremoto e outras ações ambientais;
- Cargas de construção: são devidas às fases de fabricação, montagem, embarque, transporte e instalação;
- Cargas de remoção e reinstalação: são devidas a remoção, carregamento, transporte, modificações e reinstalação em plataformas que são relocadas para novas posições;

- Cargas dinâmicas: são cargas impostas à estrutura decorrentes de resposta a excitações de natureza cíclica ou devidas a impactos. Excitações podem ser causadas por ondas, vento, terremoto ou maquinaria. Impacto pode ser causado por atracação de barco ou operações de perfuração.

Todas as cargas que variam em intensidade e/ou direção irão provocar variações de tensões na estrutura que podem causar danos por fadiga. As cargas vivas e as ambientais são particularmente importantes nessa associação. Cargas vivas podem ser as de contribuição dominante nos danos por fadiga em equipamentos como guindastes etc., ao passo que cargas ambientais e, em particular cargas de ondas, são dominantes para a maior parcela da carga de arrasto na estrutura.

Existem métodos para calcular a distribuição de tensões de longo prazo induzidas por cargas de ondas e correntes. Esta distribuição pode, então, ser usada para calcular a vida à fadiga. Os procedimentos de cálculo apresentados a seguir podem variar em detalhes em casos práticos. Em geral, o método depende do tipo de estrutura, da precisão requerida, dos dados disponíveis de ondas e correntes e das facilidades computacionais disponíveis. Serão apresentados os princípios gerais de cálculo, antes dos detalhes relativos aos vários métodos. Usualmente, o cálculo inclui os seguintes passos:

- Passo 1- Determinação estatística de longo prazo de ondas e correntes, isto é, descrição de como se admite a variação das ondas e correntes ao longo da vida útil da estrutura;
- Passo 2- Representação dessa distribuição por blocos de condições de ondas e correntes associados com probabilidades de ocorrência;
- Passo 3- Para cada condição ambiental definida: cálculo das cargas hidrodinâmicas atuando em cada membro da estrutura considerada;
- Passo 4- Para cada condição ambiental definida: cálculo dos esforços internos e tensões devidas às cargas externas definidas no passo 3;
- Passo 5- Determinação da distribuição das tensões de longo prazo com base nos resultados do passo 4 e nas probabilidades de ocorrência de cada condição ambiental.



As ondas e a resposta estrutural associada são de natureza estocástica (não determinística). A teoria dos processos estocásticos é, portanto, amplamente utilizada para sua descrição.

Quando a frequência natural das estruturas offshore fica próxima das frequências das cargas ambientais, a amplificação dinâmica da resposta da estrutura pode ser significativa e, portanto, deve ser considerada.

### **1.5.3- Análise estrutural em serviço**

A ocorrência de um colapso devido a esforços que possam exceder a capacidade resistente do material é evitada através da seleção dos materiais, detalhes geométricos e de soldas, procedimentos de soldagem, etc.

A análise em serviço tem como objetivo verificar a capacidade da estrutura de resistir a condições extremas de ambiente, correspondentes a um período de recorrência de aproximadamente três vezes a sua vida útil, junto com as condições máximas de funcionamento da plataforma, com uma segurança que garanta a sua integridade e o seu funcionamento. São escolhidas condições de carregamentos no convés que, juntamente com as solicitações ambientais, maximizem as forças na jaqueta e em sua fundação.

Para plataformas cujo período fundamental de vibração seja superior a 2,5 a 3,0 s, os efeitos dinâmicos das ondas não são desprezíveis e devem ser considerados.

Uma vez obtidos os esforços totais nos membros procede-se às seguintes verificações:

- Verificação de tensões nos membros que é feita pelos critérios usuais do AISC-ASD (American Institute of Steel Construction - Allowable Stress Design), API RP-2A, Ref./3/ ou outras normas reconhecidas pelas entidades certificadoras.
- Verificação de puncionamento nas juntas de membros tubulares que analisa a possibilidade de um membro puncionar a parede de outro no qual está ligado. Utiliza os critérios da API RP-2A.
- Verificação de colapso hidrostático que analisa a possibilidade de um membro tubular ser deformado face à ação da pressão hidrostática em conjunto com os demais esforços solicitantes.

### **1.5.4- Análise da fadiga**

Estruturas sujeitas a um grande número de ciclos de oscilação de cargas podem fraturar mesmo sob níveis de tensões nominais bastante baixos. Este modo de colapso, chamado fadiga, tem sido identificado há longo tempo e muitas pesquisas tem sido feitas para desenvolver a análise e os procedimentos de projeto a fim de minimizar a probabilidade de tais colapsos. É particularmente importante ter tais procedimentos disponíveis para o caso de estruturas de alto custo, com presença de vidas humanas e em condições adversas. As estruturas offshore envolvem todos esses três requisitos.

Os colapsos por fadiga ocorrem quando micro-trincas se iniciam e propagam até a fratura do material. Tais trincas acontecem principalmente em falhas ou inclusões no material, locais de pontos não homogêneos, e pontos de variação abrupta na estrutura. Em juntas de estruturas tipo pórtico as juntas soldadas podem ser sensíveis à falha por fadiga porque:

1. O processo de soldagem pode resultar em micro-trincas e/ou não homogeneidade do material;
2. Os valores das tensões locais podem ser muito superiores aos valores nominais calculados devido às variações abruptas na geometria.

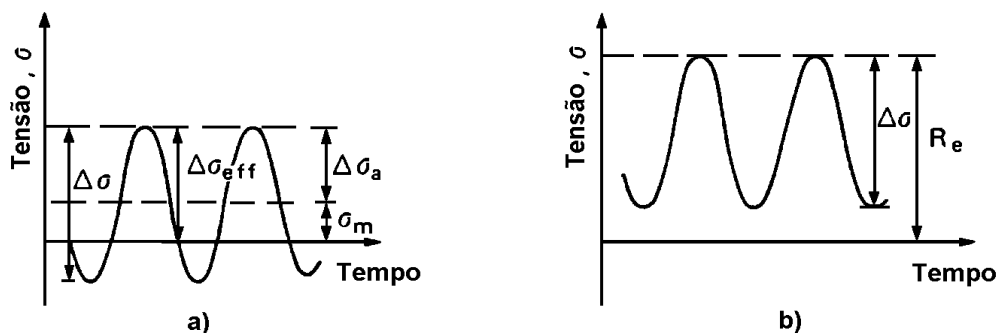
O fenômeno da fadiga compreende três estágios: iniciação da trinca, propagação e fratura. A vida total à fadiga corresponde à soma desses três períodos.

Obviamente, uma trinca pré-existente no material, por exemplo, uma trinca na solda ou algum outro tipo de rachadura de fabricação, reduz a vida de iniciação a zero. Neste caso a vida total à fadiga é igual à vida de propagação mais a de fratura. Não existe nenhuma definição clara de quando exatamente uma trinca por fadiga se iniciou. Para um engenheiro metalúrgico, uma trinca pode ter 0,001 polegada (0,025mm) de profundidade, quando para um engenheiro estrutural, pode ter 0,1 polegada (2,5mm) de profundidade e, para um físico pode haver ainda uma outra definição. Para o ponto de vista de um engenheiro de estruturas, uma trinca é costumeiramente definida como aquela que pode ser vista com nenhuma ou pouca ampliação por um instrumento ótico, geralmente, cerca de 0,1 polegada (2,5mm).

As trincas causadas por fadiga normalmente ocorrem na superfície do material. A partir da formação da trinca, ela se propaga lentamente com a repetição dos ciclos de tensões, mesmo a níveis de tensões bem abaixo da tensão de escoamento do material. Quando o tamanho da trinca se torna crítico, acontece a fratura catastrófica.

Em estruturas soldadas, trincas por fadiga quase sempre se iniciam em pontos de defeitos de solda e o período da propagação corresponde a mais de 90% da vida à fadiga. A propagação depende das condições das tensões na ponta da trinca e ocorre pelo efeito de separação das superfícies decorrente de tensões de tração. Sob o efeito de tensões de compressão as duas superfícies são forçadas a ter contato e podem, portanto, transmitir forças sem solicitar a ponta da trinca. Constitui ainda matéria de discussão se tensões de compressão (isto é, abaixo do eixo do tempo na Fig.1.9.a) devem ser consideradas na contribuição aos danos por fadiga. Na presença de tensões residuais de tração, o que interessa é a combinação das tensões devidas à fabricação e às cargas externas. Tensões residuais adjacentes às soldas são normalmente consideradas como sendo de tração e atingem níveis equivalentes à tensão de escoamento.

Em casos de condições de tensões simples, a tensão de escoamento representa o limite superior das tensões e, um carregamento de amplitude constante vai produzir uma variação de tensões adjacentes à solda como mostrado na Fig.1.9.b. Nesse caso,  $\Delta\sigma$  será o parâmetro significativo para descrever a variação de tensões ao longo do tempo. Em processos de soldagem com cuidadoso tratamento de alívio de tensões e em nós fundidos onde a iniciação irá contribuir para a vida à fadiga, a tensão média  $\sigma_m$  pode também ser um parâmetro de carregamento à fadiga.



**Fig. 1.9- Variações de tensões de cargas externas e tensões residuais**  
**a) devidas a cargas externas;**  
**b) devidas a cargas externas e tensões residuais extremas. Ref./2/.**

A trinca por fadiga propaga na direção normal à tensão principal máxima de tração. Isso tem sido observado através da comparação entre estruturas fraturadas e distribuições de tensões calculadas.

A propagação da trinca por fadiga segue diferentes leis dependendo do nível das reversões de tensões:

- baixa-tensão, alto- ciclo de fadiga;
- alta-tensão, baixo-ciclo de fadiga.

Fraturas por fadiga que ocorrem após  $10^4$  a  $10^5$  ciclos são normalmente denominadas de baixo-ciclo. O limite de fadiga em caso de alto-ciclo é normalmente de vários milhões de ciclos. Em plataformas offshore o que se aplica é a fadiga de alto-ciclo sendo, portanto, a que será aqui analisada.

A vida à fadiga de uma junta soldada sujeita a carregamento axial de amplitude constante é expressa com base no diagrama S-N (tensão vs. número de ciclos).

Para estruturas soldadas, a curva S-N independe da tensão de escoamento. Isso acontece porque juntas soldadas apresentam defeitos tipo trincas e a vida à fadiga consiste principalmente da propagação da trinca, que por sua vez, independe da tensão de escoamento. Ref./2/.

A propagação da trinca depende primordialmente do ciclo de tensões locais na ponta da trinca. Portanto, a fadiga é regida pela geometria, especialmente por qualquer variação na geometria que provoque uma concentração de tensões em seu fluxo. Os efeitos da geometria associados com o perfil e defeitos inevitáveis das soldas são normalmente levados em consideração pelas curvas S-N. Outros efeitos geométricos devem ser considerados no cálculo das variações de tensões locais.

O dimensionamento da vida à fadiga pode ser feito em diferentes níveis de refinamento, a saber:

1. Julgamento, mais ou menos qualitativo, baseado em experiência;
2. Cálculo da vida admissível baseado no critério de Miner-Palmgren;
3. Análise baseada na mecânica de fratura.

A aproximação mais comum para estimar a capacidade da estrutura de suportar cargas cíclicas é baseada na hipótese do dano acumulado de Miner-Palmgren. Esta teoria se baseia em várias suposições:

1. Com base em testes envolvendo unicamente variações de tensões senoidais, podem ser obtidas relações simples entre variação de tensões e o número de ciclos necessário para fraturar o material virgem. Esta relação é conhecida como a curva S-N do material;
2. Oscilações de tensões não senoidais são associadas à curva S-N de variação de tensões senoidais onde a diferença entre as tensões máxima e mínima em um ciclo é tomada como a variação de tensões;
3. Um material sujeito à variação de tensões,  $s$ , por um determinado número de ciclos  $n(s)$ , menor que o número de ciclos para a fratura,  $N(s)$ , acarreta uma parcela de dano,  $d$ , dada por: 
$$d = \frac{n(s)}{N(s)}$$

4. Um material submetido a uma sucessão de diferentes variações de tensões irá fraturar quando a soma dos danos relativos a cada variação de tensões,  $d=d(s)$ , se iguala à unidade, isto é: 
$$\sum d_i = \sum \frac{n(s_i)}{N(s_i)} = 1,0$$

Um grande número de pesquisas tem mostrado que a teoria de Miner-Palmgren, apesar de não contemplar o efeito histórico do carregamento, pode ser utilizada como base para um dimensionamento adequado à fadiga desde que seja dada a devida atenção à concentração de tensões nas conexões. Vários ensaios e análises em elementos finitos têm mostrado que as tensões em pontos críticos (tensões de pico) de uma conexão podem facilmente ser de 15 a 20 vezes os valores nominais calculados simplesmente pelas fórmulas usuais para cargas axiais e momentos.

Com base na estruturação da teoria de Miner-Palmgren, dois métodos de análise da fadiga estão correntemente em uso:

1. Análise espectral (ou estatística);
2. Análise determinística.

#### **1.5.4.1- Análise espectral da fadiga**

A análise espectral da fadiga é um método estatístico para calcular o dano por fadiga na estrutura e tem como propósito levar em conta a natureza randômica e confusa do estado de mar através de uma maneira racional. Pesquisas têm demonstrado que os seus resultados são mais realísticos e confiáveis do que os da análise determinística.

A análise espectral da fadiga utiliza um espectro de ondas e funções de transferência, possibilitando, então, relacionar a razão entre a resposta estrutural e altura de onda com a frequência de onda a ser desenvolvida dentro do intervalo de variação de frequências. Portanto, a fadiga espectral considera a distribuição real de energia dentro do intervalo completo de variação da frequência da onda.

Nesta análise, as cargas são consideradas como um processo estocástico e também as curvas S-N e o modelo do dano são representados por parâmetros estatísticos.

#### **1.5.4.2- Análise determinística da fadiga**

A análise determinística tem sido feita por vários anos e tem demonstrado ser um método confiável para estruturas não susceptíveis a efeitos dinâmicos, e para situações onde todas as ondas de fadiga são adequadamente de longo prazo para evitar picos e vales nas funções de transferência da estrutura.

A análise determinística não utiliza espectro de onda ou funções de transferência, mas em seu lugar realiza análises discretas de ondas para determinar os valores das variações de tensões. Um número apropriado de alturas de ondas com os correspondentes períodos devem ser selecionados para estabelecer a relação entre a altura de onda e a variação de tensões. A variação de tensões para cada onda com seu número de ocorrências é, então, usada para calcular o dano por fadiga. As desvantagens dessa análise são de não considerar a distribuição real de energia ao longo de todo o intervalo de variação de frequência. E também, como a análise é feita para apenas algumas ondas, a relação real entre a razão das respostas da estrutura pela altura de onda com as frequências (isto é, funções de transferência) não pode ser levada em consideração. Portanto, os resultados desta análise podem ser bastante sensíveis à escolha das ondas e correspondentes períodos.

## **2- FADIGA EM JUNTAS TUBULARES**

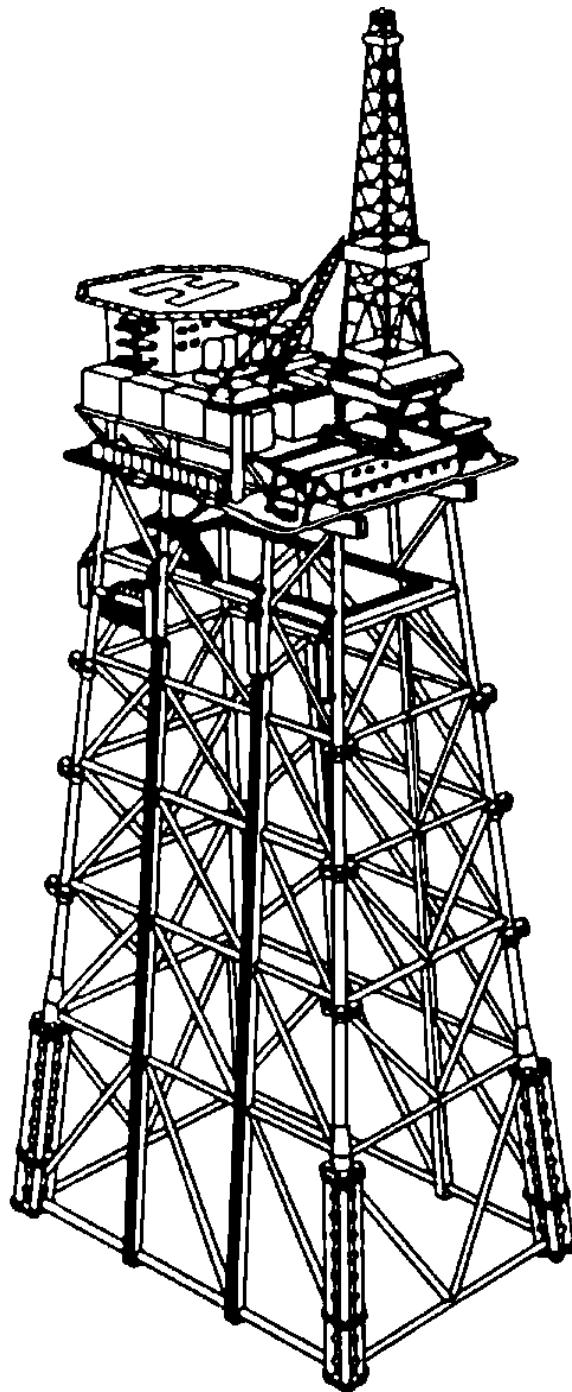
### **2.1- Introdução**

Plataformas offshore em aço são usualmente construídas em estruturas espaciais treliçadas constituídas por membros tubulares circulares; Fig.2.1.

Tubos circulares são bastante convenientes como membros estruturais de plataformas offshore em aço. Devido ao baixo coeficiente de arrasto, ondas e correntes induzem menores forças em comparação com outras formas de perfis. Diante de sua seção transversal uniforme e simétrica, membros tubulares exibem concentrações de tensões menores, apresentam resistência à flambagem e não são sensíveis às variações de direções das cargas laterais. Isto é particularmente importante em ambiente offshore onde forças de vento e onda podem ocorrer em qualquer direção. No entanto, conexões e juntas, que no caso de plataformas offshore são normalmente soldadas, constituem descontinuidades estruturais que causam altas concentrações de tensões nas regiões de intersecção.

A comprometida resistência à fadiga, face às elevadas concentrações de tensões nas vizinhanças das soldas nas conexões, constitui o maior problema em juntas tubulares soldadas. Portanto, o projeto apropriado de juntas tubulares, no que se refere à fadiga, deve ser baseado no conhecimento detalhado da magnitude dos fatores de concentração de tensões (SCF's) e correspondentes tensões de pico nas redondezas das soldas das conexões, e em resultados empíricos obtidos em ensaios de juntas tubulares a fadiga.

Juntas tubulares devem também ser projetadas para resistir às cargas estáticas de projeto (i.e. condição de operação relativa a um período de recorrência de 1 ano e condição de tormenta relativa a um período de recorrência de 100 anos) no que diz respeito ao puncionamento, ou seja, a possibilidade de um membro puncionar o outro e no que se refere à transmissão de esforços entre um e outro membro, através da solda de ligação. Além disso, as juntas devem ter soldabilidade adequada e ductilidade contra fratura frágil.



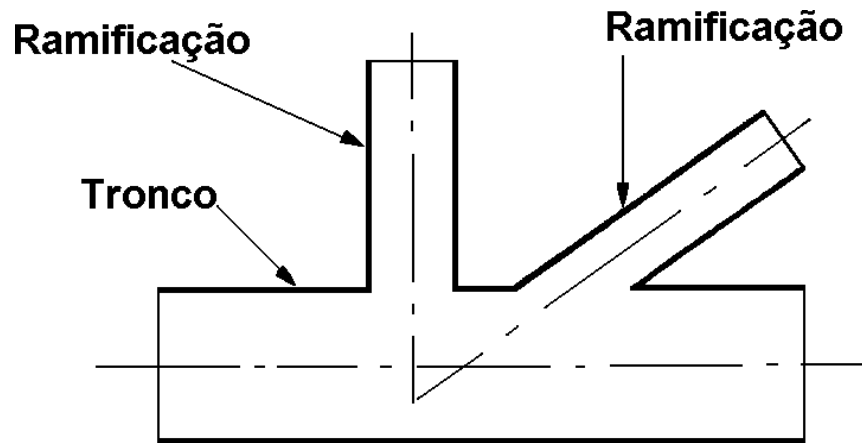
**Fig. 2.1- Plataforma offshore tipo jaqueta com juntas tubulares. Ref./2/.**



## 2.2-Tipos de Juntas Tubulares Soldadas

Existem juntas tubulares em uma grande variedade de formas e tipos. Como tais juntas não são padronizadas, a sua configuração e dimensões podem ser livremente escolhidas para atender a necessidades estruturais.

Juntas tubulares consistem basicamente de junções entre membros tubulares principais e secundários. Os primeiros, que possuem maiores diâmetros são denominados troncos (chord), e os últimos, constituídos de tubos de menores diâmetros, são denominados ramificações ou contraventamentos (brace): Fig. 2.2, Ref./2/.



**Fig. 2.2- Elementos das juntas tubulares**

Juntas tubulares podem ser classificadas e agrupadas de acordo com sua configuração geométrica, a ação e transferência de cargas, e os tipos de projeto. Os tipos de projeto enquadram-se nas seguintes categorias:

- juntas soldadas simples
- juntas com sobreposição
- juntas complexas
- juntas de aço fundidas

Juntas soldadas simples podem ser planares ou multiplanares formadas pela soldagem de membros tubulares sem sobreposição das ramificações e sem enrijecedores ou reforços. A Fig. 2.3, Ref./2/, apresenta algumas juntas simples planares típicas.

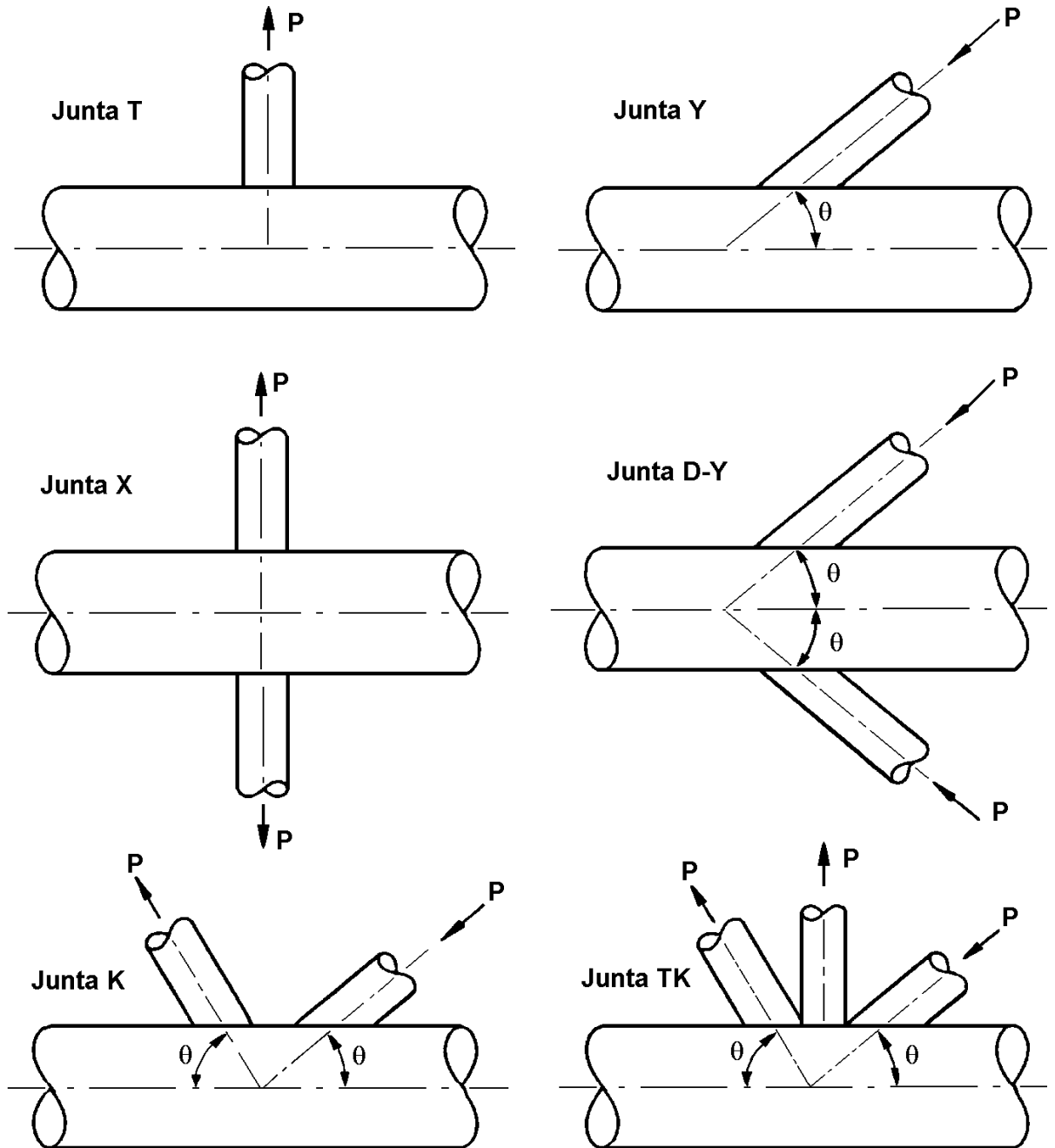


Fig. 2.3- Juntas tubulares soldadas simples

Uma junta com sobreposição é definida tanto por sua geometria como pela transferência de forças; Fig.2.4, Ref./2/. Tais juntas são projetadas com ramificações que são parcialmente unidas entre si em suas uniões com o tronco. Pelo menos parte das cargas é transferida diretamente entre as ramificações através da solda em comum. Isso reduz a força cortante tornando menor a ovalização do tronco, e conseqüentemente, diminui as concentrações de tensões aumentando a vida à fadiga.

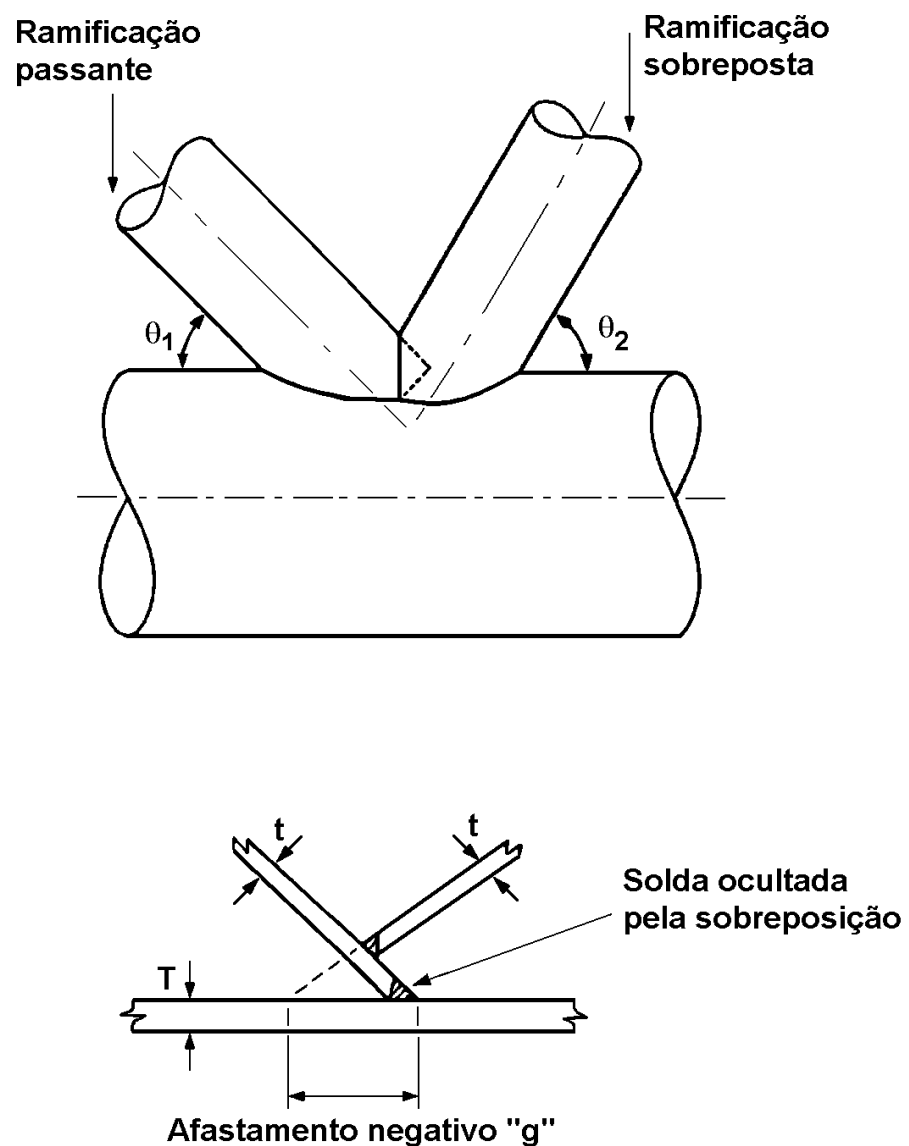


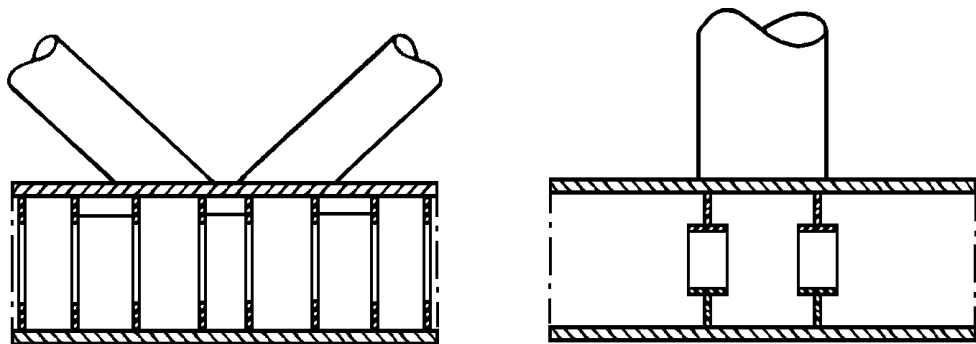
Fig. 2.4- Esquema de junta tubular com sobreposição.

Juntas complexas incluem:

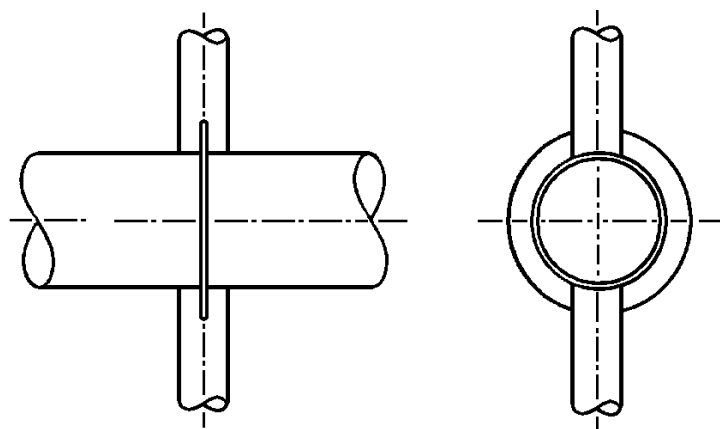
- juntas com enrijecedores internos;
- juntas com enrijecedores externos;
- juntas tubulares reforçadas com argamassa (grout);
- juntas de geometria e modos de transferência de cargas complexos, não classificáveis prontamente.

Juntas complexas são frequentemente tipos de nós de grande responsabilidade que possuem substanciais melhorias de desempenho à fadiga e de resistência a cargas estáticas; Fig.2.5 a 2.8, Ref./2/.

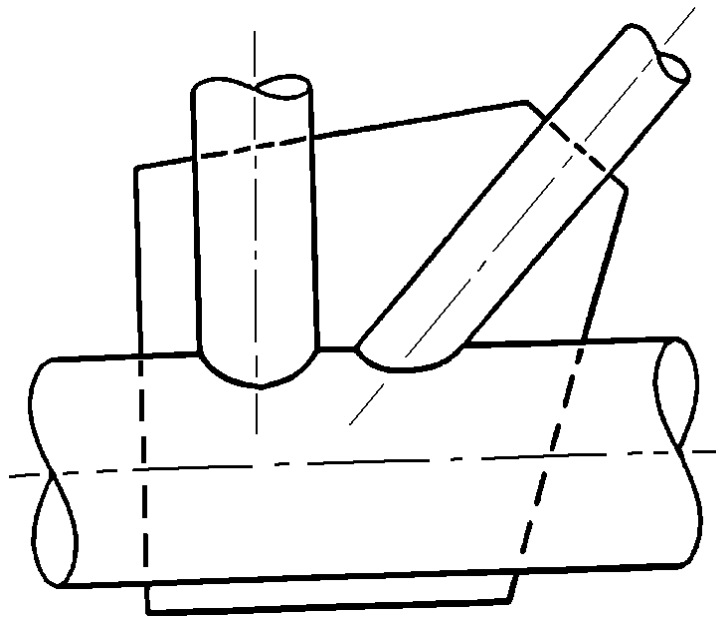
Juntas de aço fundidas são nós fabricados por fundição. A ligação soldada ramificação-tronco é, portanto eliminada e substituída por transições moldadas. Juntas de aço fundidas podem ser projetadas para desempenhar excepcional eficiência em termos de resistência à fadiga.



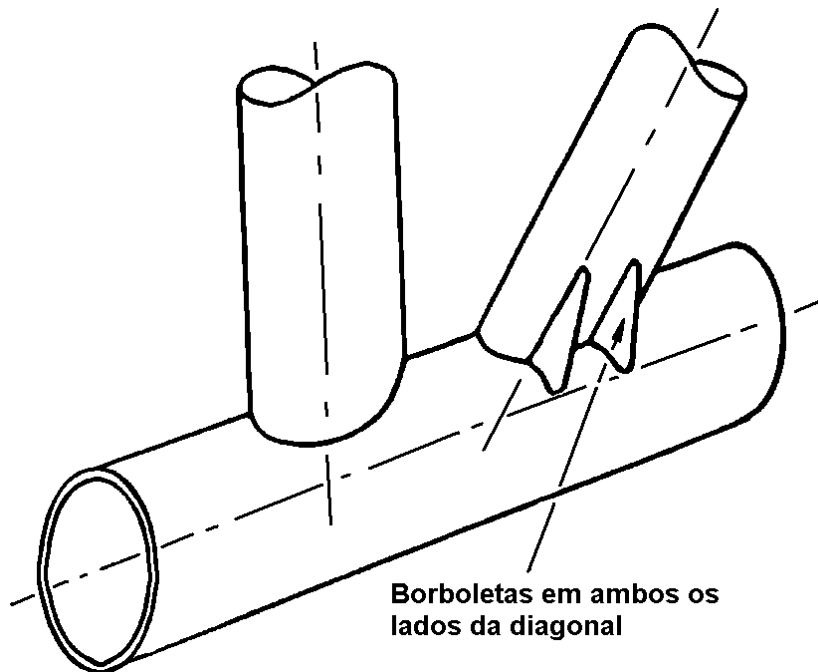
**Fig. 2.5- Junta tubular com anéis enrijecedores internos.**



**Fig. 2.6- Junta tubular com anéis enrijecedores externos**



**Fig. 2.7- Junta tubular com chapa de nó passante**



**Fig. 2.8- Junta tubular enrijecida com chapas tipo borboleta**

## 2.3- Juntas Tubulares Soldadas Simples

### 2.3.1- Definições e símbolos

Na estrutura principal de jaquetas em aço de estruturas offshore os nós são freqüentemente juntas multiplanares. Juntas planares ocorrem nos contraventamentos horizontais das pernas principais e nos elementos estruturais secundários. As juntas são normalmente classificadas e calculadas como T, Y, K, etc., nos planos definidos pelos membros que as compõem, desprezando o efeito das ramificações não contidas nos planos considerados. Efthymiou (1985), Ref./9/, introduziu o conceito de função de influência para levar em consideração os campos de tensões existentes nos membros situados fora do plano da junta considerada.

Deve ser enfatizado que a classificação não deve se basear apenas na geometria dos nós, mas também no modo como as cargas são transferidas. Por exemplo, uma junta de configuração X só deve ser calculada como X se as cargas axiais nas ramificações forem iguais e de sentidos opostos. Analogamente, uma junta de configuração K deve ser calculada como K se as componentes das forças axiais das ramificações perpendiculares ao tronco estiverem em equilíbrio. Como ilustração, uma junta de configuração X, na qual a carga axial do contraventamento é aplicada apenas em uma das ramificações deve ser calculada como junta T, a despeito de sua geometria.

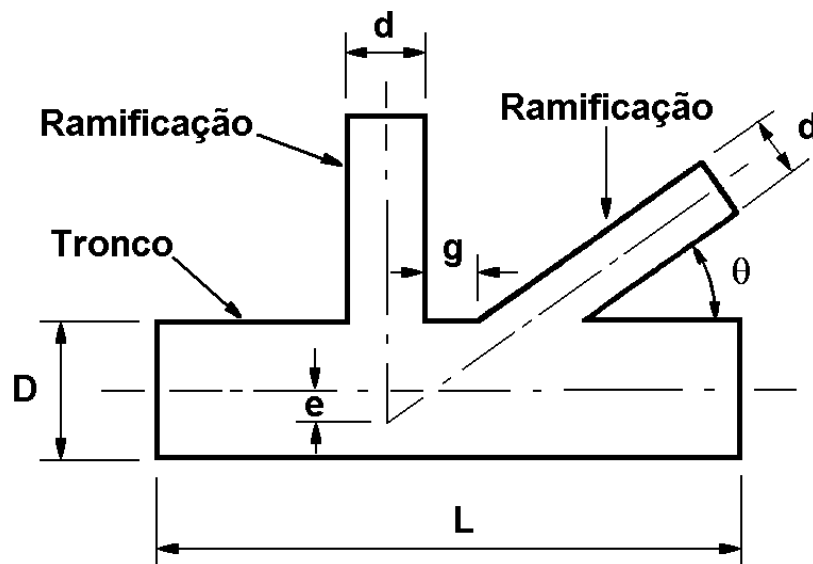


Fig. 2.9- Símbolos em juntas tubulares circulares

A Fig. 2.9, Ref./2/, indica os parâmetros geométricos que definem juntas simples soldadas. São eles:

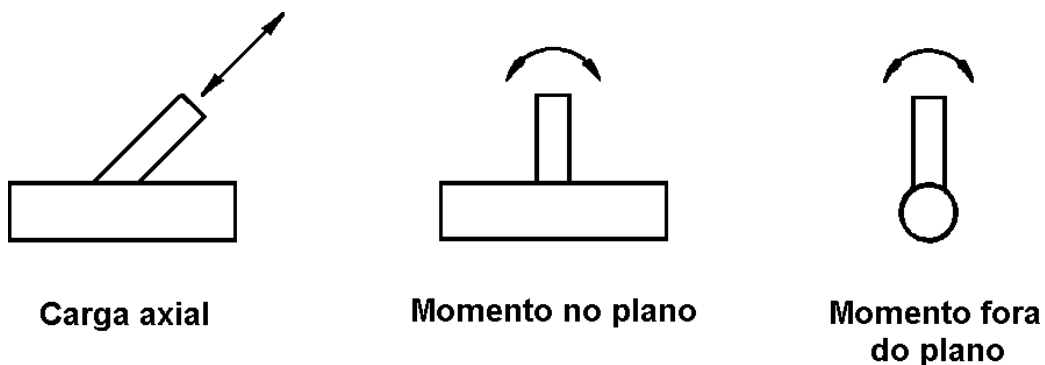
- D: diâmetro externo do tronco
- d: diâmetro externo da ramificação
- T: espessura da parede do tronco
- t: espessura da parede da ramificação
- $\theta$ : ângulo de inclinação da ramificação
- g: afastamento entre ramificações
- L: comprimento total do tronco
- e: excentricidade

Os parâmetros geométricos adimensionais são:

- razão de diâmetros  $\beta = d/D$
- rigidez do tronco  $\gamma = R/T$
- razão de espessuras das paredes  $\tau = t/T$
- parâmetro de afastamento  $p = g/D$
- parâmetro de comprimento do tronco  $\alpha = L/D$

O parâmetro de afastamento entre ramificações com sobreposição é indicado com valor negativo. Existem outras definições na literatura como  $g/d$  ou  $g.\text{sen}\theta/d$ .

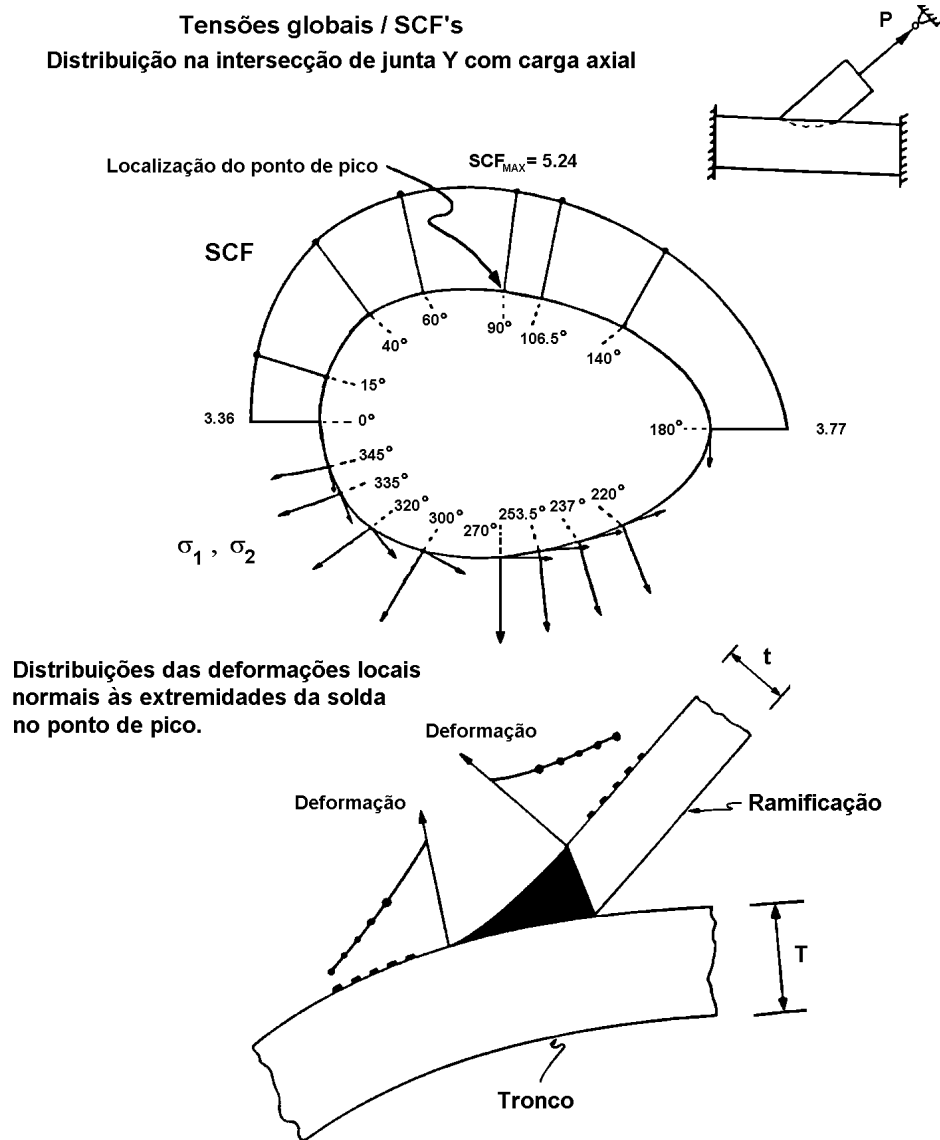
Para a análise da fadiga em juntas tubulares é conveniente separar as cargas em três casos básicos: carga axial, momento no plano e momento fora do plano; Fig.2.10. Cada caso de carga apresenta uma distribuição particular de tensões ao longo da linha de intersecção e desse modo, sua particular influência na vida à fadiga.



**Fig. 2.10- Casos básicos de cargas em juntas tubulares**

### 2.3.2- Definições de tensão de pico, SCF e SNCF.

As distribuições de tensões nas intersecções de juntas tubulares são bastante complexas. A Fig.2.11, Ref./2/, mostra as deformações ao longo do tronco e da ramificação de uma junta Y, assim como as tensões ao longo da linha de intersecção da mesma junta.



**Fig. 2.11- Distribuições de tensões/deformações em junta Y com carga axial**

Os locais ou os pontos onde ocorrem as máximas tensões (*tensões de pico*) são chamados de *pontos de picos*. Em juntas soldadas dois pontos de picos distintos são



encontrados, um no pé da solda no lado da ramificação, e o outro no lado do tronco. O valor máximo de tensão pode acontecer em um lado ou noutro, dependendo da configuração e da geometria da junta.

**O fator de concentração de tensões SCF** é definido como a relação entre a tensão de pico  $\sigma_{\max}$  e a tensão nominal na ramificação  $\sigma_N$ :

$$SCF = \sigma_{\max} / \sigma_N$$

A menos de especificado, as tensões consideradas em análises de juntas tubulares são tensões principais.  $SCF_c$  e  $SCF_b$  denotam, respectivamente, os fatores de concentração de tensões no tronco e na ramificação e devem ser considerados individualmente na avaliação da fadiga no tronco e na ramificação. Ambos são múltiplos da mesma tensão nominal na ramificação.

Os fatores mais influentes que caracterizam a resistência à fadiga de juntas tubulares são os valores de SCF's e as correspondentes intensidades das tensões de pico. O conhecimento apurado e confiante dos SCF's e das tensões de pico é, portanto, absolutamente necessário para a obtenção de adequada resistência à fadiga. A sensibilidade da resistência à fadiga com os valores de SCF's é ilustrada pelo fato de que uma subavaliação de 18% no valor de SCF pode acarretar uma superavaliação de 100% na vida à fadiga. Ref./2/.

De modo a constituir uma ferramenta de utilidade em projeto, a definição da tensão de pico e os SCF's devem ser compatíveis com a curva S-N disponível.

A vida à fadiga depende da tensão real de pico onde se espera que a trinca vá se desenvolver. Em juntas tubulares soldadas, esses locais são nas pontas da solda, nos pontos de pico. Então, teoricamente, as tensões de pico deveriam se basear nos valores das tensões reais máximas nas pontas da solda. Entretanto, em juntas soldadas as tensões reais máximas são influenciadas por irregularidades na solda tais como inevitáveis entalhes e descontinuidades que ocorrem em pontos localizados e difíceis de serem quantificados e, portanto, não disponíveis para uma análise de tensões sistemática. Em vez disso, as tensões de pico são definidas como as tensões nos pés da solda devidas a todas as influências geométricas, com exceção dos efeitos locais de entalhes nas extremidades da solda.

O fator de concentração de deformações SNCF é definido como a relação entre a deformação de pico  $\epsilon_{HS}$  e a deformação nominal na ramificação  $\epsilon_N$ :

$$SNCF = \epsilon_{HS} / \epsilon_N$$

Muitos cálculos são baseados nos valores de SCF embora os testes de fadiga e as curvas S-N sejam baseados nos valores de SNCF. Mesmo quando as curvas S-N são dadas em termos de variações de tensões, estas são baseadas em deformações simples, i.e.  $\sigma = \epsilon_{HS} \cdot E$ .

### 2.3.3- Métodos de análises de tensões em juntas tubulares

#### 2.3.3.1- Análise por elementos finitos

A análise de tensões através do método com elementos finitos constitui o processo mais comum para determinar a distribuição de tensões e as tensões de pico em juntas tubulares. Elementos de casca têm sido tradicionalmente usados com seus nós nas superfícies médias dos membros tubulares; Fig.2.12, Ref./2/.

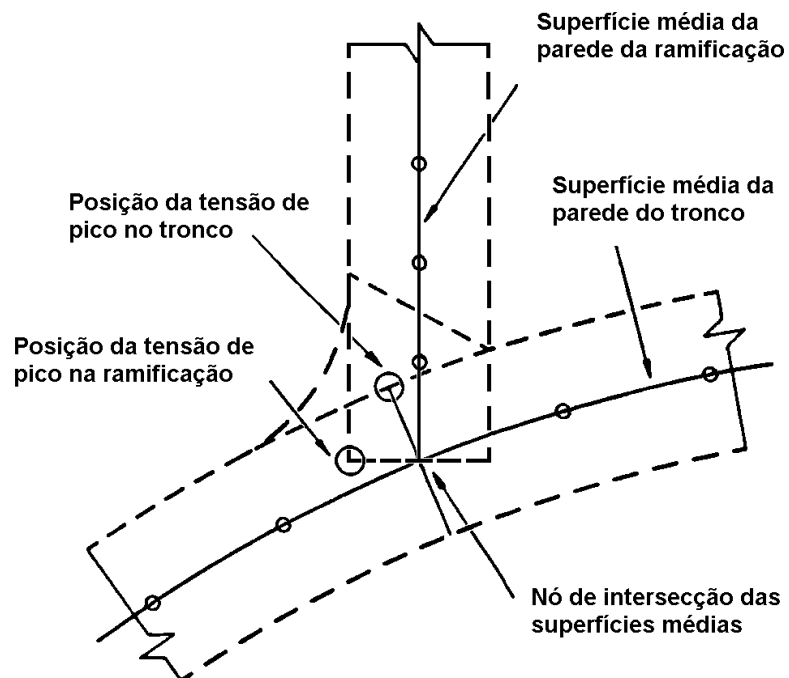


Fig. 2.12- Representação do modelo baseado em elementos de casca

Gibstein (1978), Ref./2/, comparou resultados de ensaios em modelos feitos em aço com cálculos de modelo com elementos finitos e concluiu que os valores experimentais dos SCF's no tronco eram bem próximos dos valores nos pontos de integração imediatamente adjacentes à linha de intersecção das superfícies médias. No lado da ramificação achou que os valores das tensões nos correspondentes pontos do MEF (modelo em elementos finitos) excediam em torno de 20% aos valores experimentais.

De acordo com Almar-Naess (1985), Ref./2/, a análise da fadiga em juntas tubulares através de modelo em elementos finitos consistia em um processo muito oneroso, principalmente devido ao número de homens-horas envolvidos para gerar a malha de elementos finitos. A partir do início de 1980, a análise de juntas tubulares através de elementos finitos teve um rápido desenvolvimento, a ponto de se constituir na ferramenta mais eficiente, confiável e econômica para executar uma análise detalhada de tensões em juntas tubulares. As principais razões são:

- O aumento da eficiência na resolução das equações, requerendo menos tempo de CPU (unidade central de processamento);
- A significativa redução do custo de computadores;
- A introdução nos programas de recursos automáticos e semi-automáticos para geração da malha, reduzindo tempo de trabalhos manuais;
- A possibilidade de modelagem da solda com a inclusão de elementos sólidos tridimensionais na intersecção.

A análise por MEF requer o trabalho de especialistas que estejam bem familiarizados com os programas de análise assim como com os problemas relacionados com a modelagem e interpretação dos resultados. Quando satisfatoriamente conduzido, os resultados do MEF são precisos, confiáveis e compatíveis com os resultados experimentais e correspondentes dados das curvas S-N.

### **2.3.3.2- Medições de deformações em modelos reduzidos**

A análise de tensões em uma junta tubular através de extensômetros é normalmente executada em dois passos:

1. Instrumentação de modo a determinar a distribuição de tensões ao longo da linha de intersecção nos lados do tronco e da ramificação, e por meio disso localizar os pontos de pico;
2. Instrumentação detalhada dos pontos de pico de modo a determinar os fatores de concentração de tensões SCF e deformações SNCF no pé da solda.

Devido à deformação no pé da solda poder variar significativamente ao longo de alguns milímetros e à dificuldade de medir a deformação face ao tamanho físico do medidor, é necessário fazer uma extrapolação. A tensão ou deformação de pico tem de ser determinada por extrapolação a partir de medidas feitas em pontos próximos ao pé da solda.

O gradiente de tensões nas proximidades do pé da solda pode ser bastante acentuado. Portanto, o valor da tensão de pico extrapolada pode ser muito sensível à locação dos medidores de deformações, que devem ser colocados logo após a zona afetada pelo entalhe.

### **2.3.3.3- Outros métodos de laboratório**

*Foto-elasticidade:* o uso de modelo foto-elástico tridimensional consiste em um método experimental bastante eficiente na análise de juntas complexas, ou em casos de detalhes geométricos com tensões de pico bem localizadas. Foto-elasticidade é também muito eficiente em estudo de otimização de perfis de soldas, reparos por esmerilhamento ou itens especializados de projeto.

*Modelos em acrílico:* o método utiliza modelos em acrílico adaptados com extensômetros elétricos ou eletrônicos (medidores de deformações). É recomendável para análises de tensões onde não se requer muita precisão.

## 2.4- Fórmulas Paramétricas de SCF's

Existem diferentes fórmulas paramétricas para determinar os fatores de concentração de tensões em juntas tubulares soldadas. As mais conhecidas e utilizadas, encontradas na literatura especializada, são:

- Fórmulas de Kuang, Ref./2/;
- Fórmulas de Wordsworth / Smedley, Ref./2/;
- Fórmulas de Gibstein, Ref./2/;
- Fórmulas de Efthymiou, Ref./9/.

Para cada conjunto de fórmulas paramétricas, a base e os procedimentos de cálculo se diferem e os SCF são, geralmente, diferentes. Portanto, devida atenção deve ser dada à escolha das fórmulas paramétricas para fins de projeto.

Uma importante limitação das três primeiras formulações é que elas foram desenvolvidas para juntas uniplanares. Uma junta real quase sempre tem ramificações em dois ou mais planos. A incorporação de ramificações em outros planos pode alterar significativamente o estado de tensões na junta.

A formulação de Efthymiou, lançada em 1985, Ref./9/, considera as ramificações fora do plano da junta através dos fatores de influência que levam também em conta a magnitude da tensão em cada ramificação.

As fórmulas para cálculo dos fatores de concentração de tensões se baseiam na geometria da junta e em uma determinada configuração de cargas. Para a mesma geometria, mas com outra configuração de cargas, os fatores de concentração de tensões podem ser bem diferentes, dependendo das magnitudes das forças. Portanto, quando são usadas as fórmulas paramétricas para o cálculo da fadiga, deve ser verificado se elas representam o comportamento físico da junta em questão. Além disso, as fórmulas não devem ser usadas fora do limite de validade para o qual foram desenvolvidas.

Em casos em que as condições de cargas ou limite de validade se afastam dos prescritos pelas equações paramétricas, outro tipo de análise da junta deve ser feita.

O projetista deve ter ciência de certos princípios básicos relacionados com os valores dos SCF de juntas tubulares. Estes valores estão basicamente relacionados com o grau de ovalização do tronco sob a ação das cargas nas ramificações. Em juntas X as cargas

axiais agindo de cada lado do tronco, provocam uma ovalização maior do que a simples carga axial em uma junta T. Portanto, no caso,  $SCF_X$  é maior que  $SCF_T$ . Em junta Y, apenas a componente perpendicular ao tronco contribui na ovalização, conseqüentemente,  $SCF_T$  é maior que  $SCF_Y$ . No caso de junta K, a transferência de cargas ocorre entre as ramificações e o tronco é pouco afetado. Isto é mais acentuado em juntas K com sobreposição, nas quais as forças se transferem diretamente através das ramificações.

Então, quando os parâmetros geométricos são iguais:

$$SCF_X > SCF_T > SCF_Y > SCF_K$$

## 2.5- Curvas S-N

Baseadas em resultados experimentais, as curvas S-N (tensão vs. número de ciclos) para cálculo da fadiga são apresentadas em diferentes regras e regulamentos.

As curvas relacionam as variações de tensões de pico  $\Delta\sigma$  com o número de ciclos admissível à variação de tensões  $\Delta\sigma$ :

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \Delta\sigma$$

onde:  $\log \bar{a}$  = intersecção da curva com o eixo  $\log N$

$-1/m$  = inclinação da curva

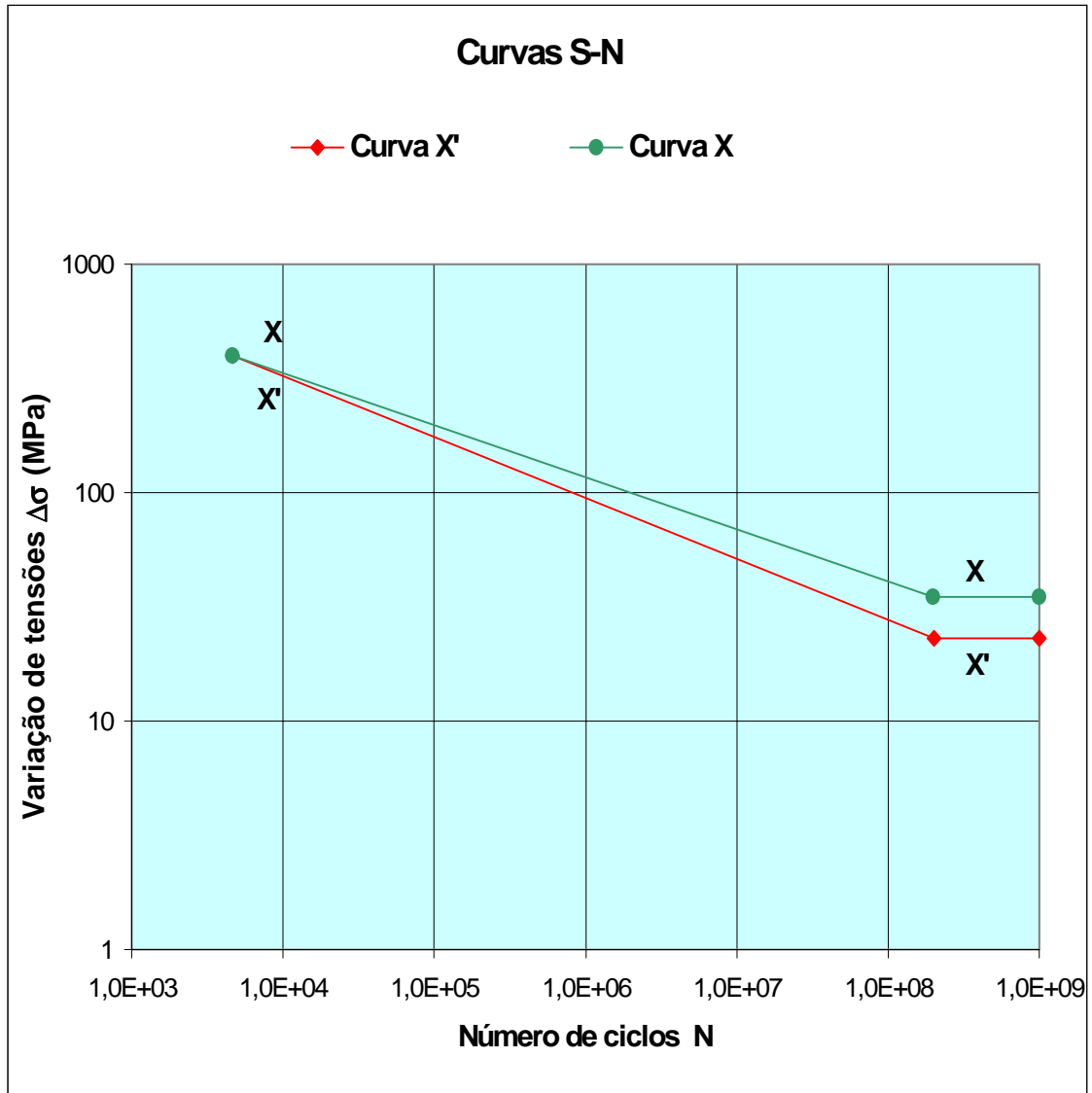
O número de ciclos para induzir a fratura é dado em função da variação de tensões de pico, embora os resultados experimentais registrem as variações de deformações.

De acordo com AWS (American Welding Society), API (American Petroleum Institute), VERITAS (Bureau Veritas), DNV (Det Norske Veritas), DEn T (Department of Energy), são recomendados valores básicos de “ $\log \bar{a}$ ” e “ $m$ ” para diferentes curvas.

Para estruturas marítimas com proteção catódica a API-RP 2A, Ref./3/, recomenda duas curvas S-N mostradas na Fig.2.13: X e X’.

O uso da curva API-X requer o atendimento de certos requisitos relativos à forma e acabamento da solda. Caso não sejam atendidos, deve ser usada a curva API-X’.

Em plataformas offshore típicas o uso da curva X' reduz a vida à fadiga em aproximadamente 50% da calculada usando a curva X.



**Fig. 2.13- Curvas S-N : X e X'**

Nos últimos anos, pesquisas vêm sendo desenvolvidas em juntas tubulares. Os resultados de testes realizados pelo Departamento de Energia, Ref./15/, estabeleceram uma nova curva de projeto para juntas tubulares, chamada curva T, que leva em conta a espessura, apresentada no item 8.3.

A propagação da trinca em juntas tubulares indica um comportamento bem diferente do que ocorre em conexões soldadas menos complexas. Nestas, a trinca por fadiga se propaga lentamente no início, mas acelera rapidamente quando se aproxima do fim da vida à fadiga. Em juntas tubulares, a propagação é aproximadamente constante ao longo da vida, mesmo quando a profundidade da trinca constitui parcela considerável da espessura da parede do tubo. Isso significa que mesmo se for detectada uma trinca extensa numa junta tubular, poderá ainda restar uma parcela significativa de vida à fadiga. Então, a presença de uma trinca considerável pode não ser imediatamente crítica desde que não haja significativa redistribuição de carga aos membros adjacentes e que a resistência estática remanescente seja suficiente para resistir aos esforços de projeto.

Em materiais frágeis, no entanto, mesmo trincas superficiais podem ser críticas. Ref./2/.



## **3- FADIGA EM PLATAFORMAS OFFSHORE FIXAS**

### **3.1- Introdução**

A análise das condições que podem produzir ruptura à fadiga em estruturas offshore é um processo complexo, que envolve o conhecimento de áreas de oceanografia, hidrodinâmica, análise mais avançada de tensões, mecânica de fratura e tecnologia do material.

Para efetuar uma análise à fadiga de uma estrutura marítima tipo “offshore” geralmente é necessário:

- Selecionar uma representação conveniente dos estados de mar durante a vida à fadiga das estruturas;
- Definir um modelo estrutural apropriado;
- Aplicar um método adequado de análise estrutural;
- Determinar fatores de concentração de tensões (SCF) por análise local ou através de fórmulas paramétricas;
- Predizer a vida à fadiga, por exemplo, usando as curvas S-N (tensão x número de ciclos), associadas à regra de Miner para dano acumulado.

### **3.2- Geral**

O estado limite de fadiga pode ser definido conceitualmente como um estado de dano acumulado devido ao histórico das variações de tensões, no qual uma variação adicional pode causar a ruína. A análise deverá ser feita para cada elemento ou junta, no qual a fadiga possa vir a ser um possível modo de falha.

No cálculo da fadiga em uma plataforma offshore fixa, normalmente é exigida uma vida útil de 30 anos, com fator de segurança 2.

Os objetivos da análise são então, basicamente:

- evitar que ocorra fratura por fadiga durante a vida da estrutura;
- calcular a vida útil de cada elemento ou junta individual da estrutura;
- estabelecer parâmetro comparativo (vida ou dano acumulado) para plano de inspeção durante a fabricação e operação da plataforma.

### **3.3- Cargas**

Devem ser consideradas todas as ações que causam variação de tensões, ou sejam:

- ondas;
- vento;
- correntes;
- pressão hidrostática variável;
- guindaste, etc.

Em uma estrutura marítima tipo offshore as cargas de onda são as maiores fontes causadoras da fadiga.

### **3.4- Métodos para Caracterização dos Estados de Mar**

#### **3.4.1- Método determinístico**

Neste método é adotada na determinação do estado de mar uma distribuição de longo prazo, relacionando um número de ondas durante um período de tempo, geralmente um ano, a suas alturas.

Deve-se usar um mínimo de quatro ondas - blocos de ondas regulares representativas  $H \times T$  (altura de onda  $\times$  período associado) - para cada direção de ataque considerado. Blocos adicionais são requeridos para representar regiões de ressonância.

Para cada bloco de onda, as tensões máximas e mínimas para cada elemento devem ser determinadas, para calcular a variação de tensões. Em termos práticos, é usual convencionar que essa variação máxima é igual à diferença entre as tensões produzidas pela onda em sua posição de esforço cortante máximo e em sua posição de cortante mínimo, o que obviamente, não acontece em todos os membros, mas constitui uma aproximação razoável. Os programas computacionais atuais disponibilizam vários outros métodos, mais precisos, que podem ser escolhidos pelos usuários para determinação das variações de tensões. Essas tensões são determinadas em alguns pontos ao redor da intersecção de cada junta, geralmente 8 pontos, como representados na Fig.8.1.

As variações de tensões são calculadas “passando” ondas pela estrutura. Pelo menos 6 posições de cada onda devem ser consideradas para cada elemento ou junta.

A direcionalidade da distribuição de ondas deve ser considerada. Se estas informações não forem disponíveis o ângulo de ataque deve ser o mais desfavorável para o membro ou junta considerada.

O período da onda a ser adotado no cálculo deve ser o mais provável para cada altura de onda, no local considerado.

### **3.4.2- Método probabilístico**

Este método requer que o processo físico seja aproximadamente linear e estacionário.

Pelo menos 10 (dez) estados de mar descrevendo as condições ambientais durante a vida útil da estrutura devem ser considerados.

É prática assumir uma duração de 3 (três) horas para considerar um processo estacionário chamado estado de mar (“sea state”). Assim, o processo é representado por uma série de estados de mar, cada um sendo um processo randômico estacionário.

Um estado de mar é caracterizado por um espectro de onda, função densidade de potência espectral, que representa a distribuição de energia de ondas a várias frequências.

Usa-se normalmente o espectro de Pierson-Moskowitz, aplicável para condições de mar completamente desenvolvido, isto é, quando o desenvolvimento das ondas não é limitado pelo tamanho da área de geração, ou de Jonswap, quando o desenvolvimento das ondas é limitado pelo tamanho da área de geração; Ref./2/.

## **3.5- Cálculo da Vida à Fadiga**

### **3.5.1- Curvas S-N**

O número de ciclos admissível a uma determinada variação de tensões é obtido pelas curvas S-N.

Para as juntas tubulares existentes na jaqueta da plataforma são mais usadas as curvas X e X' , conforme a API, Ref./3/ e DNV, Ref./7/ e as curvas T, que levam em conta a espessura.

Para se obter o número admissível de ciclos através das curvas S-N são necessárias as tensões de pico (tensão nominal vezes o fator de concentração de tensões).

Os fatores de concentração de tensões são determinados através das fórmulas paramétricas sendo, atualmente, mais utilizados os de Eftymiou, Ref./9/.

### 3.5.2- Determinação do dano acumulado

Usa-se a hipótese do dano linear – regra de Miner-Palmgren – pois as flutuações de tensões ocorrem com amplitudes de natureza aleatória.

A aplicação da regra de Miner implica que a distribuição da variação de tensões seja substituída por um histograma de tensões, consistido de um número conveniente de blocos de variações de tensões de amplitudes constantes, associando cada bloco a um número de repetições.

O critério de fadiga então, fica:

$$\sum_{i=1}^s \frac{n_i}{N_i} \leq \eta \quad \text{onde,}$$

$\eta$  = razão limite do dano

$n_i$  = número de ciclos de tensões atuantes no bloco i

$N_i$  = número de ciclos admissíveis a um nível de variação de tensões

s = número de blocos de tensões

### 3.6- Efeito Dinâmico

O efeito de amplificação dinâmica torna-se significativo para período natural de vibração da plataforma acima de 3 (três) segundos, principalmente para estados de mar relativos a ondas de menores amplitudes que muito podem contribuir para o dano por fadiga a longo prazo. Nestes casos, costuma-se aplicar um fator de amplificação dinâmica às cargas estáticas relativo ao primeiro modo de vibração ou efetuar diretamente análise dinâmica, como ocorre nos programas atuais.

### **3.7- Efeito da Tensão de Escoamento**

Para estruturas em aço em condições atmosféricas ou em presença de água do mar, a resistência à fadiga é considerada independente da tensão de escoamento para valores inferiores a 400 MPa. Ref. /2/ e /3/.

### **3.8- O Efeito da Água do Mar**

Fadiga acompanhada de corrosão pode limitar severamente a vida de juntas tubulares de estruturas offshore. Sugestões foram apresentadas para que as curvas S-N obtidas através de ensaios em condições atmosféricas fossem defasadas para considerar os efeitos do ambiente em água do mar. Embora haja dados indicando que com adequada proteção catódica a vida à fadiga se aproxima da medida em condições atmosféricas, a experiência mostra que ao longo do tempo, a proteção catódica por corrente impressa tende a ser intermitente, possibilitando pelo menos algum dano por fadiga acompanhada de corrosão. Trincas por fadiga que iniciam durante esses lapsos podem se propagar rapidamente.

Usualmente, as plataformas offshore fixas possuem proteção catódica por anodos de sacrifício que são inspecionados e, periodicamente, substituídos para garantir o potencial eletroquímico da jaqueta da plataforma ao longo de sua vida.

Resultados de pesquisas sob o efeito da água do mar, em condições de corrosão livre e com proteção catódica indicaram que as curvas de projeto apresentam uma pequena folga em relação aos resultados medidos, sendo menor no caso da corrosão livre e maior no caso com proteção catódica.

Pesquisas recentes vêm sendo feitas, sem evidência de que as curvas S-N utilizadas em projeto devam ser modificadas. Ref./3/.

### **3.9- O Efeito das Tensões Residuais**

Os estudos referentes a tensões residuais concluem que em estruturas soldadas de grande porte, tensões residuais de tração devem ser consideradas, mesmo em regiões da estrutura que tenham sido submetidas a alívio de tensões.

No cálculo da resistência à fadiga em estruturas soldadas, tem sido adotado o processo da variação de tensões. Nas curvas S-N de projeto, a resistência é dada em função da variação de tensões. A tensão média, ou razão de tensões, não aparece explicitamente. Entretanto, as curvas S-N são elaboradas com base na presença de grandes tensões médias de tração, de tal modo que o efeito das tensões residuais é levado em consideração implicitamente. Ref./2/.

### **3.10- Incertezas no Cálculo à Fadiga**

Várias incertezas estão normalmente associadas com a avaliação da vida à fadiga. Critérios de confiabilidade podem ser usados para ilustrar os efeitos das incertezas na probabilidade de falha por fadiga, Ref./6/.

As principais incertezas referem-se principalmente a:

- avaliação das ondas e suas cargas;
- determinação das curvas S-N;
- determinação dos fatores de concentração de tensões;
- desvios das previsões estatísticas;
- erros numéricos no procedimento.

## **4- PLATAFORMA SELECIONADA PARA ANÁLISE**

### **4.1- Descrição Geral da Plataforma**

O critério utilizado para a escolha da plataforma consistiu em selecionar uma plataforma offshore fixa que apresentasse juntas com vidas baixas à fadiga e que estivessem, por isso, incluídas no plano de inspeção.

A Plataforma de Cherne 2 – PCH-2, pertence ao campo de Cherne, localizado na Bacia de Campos, no litoral do estado do Rio de Janeiro.

Trata-se de uma plataforma tipo fixa, com função básica de produção de petróleo.

As estruturas da plataforma e de sua fundação são em aço, sendo composta de jaqueta, conveses e estacas.

A configuração da jaqueta é a de um pórtico espacial de oito pernas, com membros de seção tubular circular, para vencer uma lâmina d'água de 142m.

A estrutura de contraventamento da jaqueta consiste de 2 planos verticais (faces) longitudinais e 4 planos verticais (faces) transversais unidos entre si por planos horizontais (mesas) em seis níveis. A geometria da estrutura é de forma semipiramidal, ou seja, parte em tronco de pirâmide e parte reta, visando a instalação de estacas inteiras e o uso de bate-estacas submerso. As luvas das estacas estão situadas na parte reta da jaqueta. Existem ainda seis pernas falsas na parte superior da estrutura para sustentação dos conveses.

A estrutura possui 24 estacas verticais de ponta aberta, do tipo “saia” (“skirt piles”), constituídas por um único tramo, ligadas às luvas com argamassa de alta resistência, numa extensão de 38m.

Os conveses constituem-se de dois níveis horizontais, sendo o superior (“main deck”) constituído de seis vigas de deslizamento sobre as quais estão instalados os módulos de produção da plataforma. O convés inferior (“cellar deck”) é constituído de perfis soldados onde está instalada parte das facilidades de produção.

A jaqueta foi construída na Bahia, no canteiro de São Roque do Paraguaçu. A instalação da plataforma utilizou balsas para transporte das estruturas da jaqueta, dos módulos de produção e acomodação, e das estacas. Nas operações de mar utilizou navio

guindaste e barcaça para içamento, posicionamento das estruturas e cravação das estacas.

## **4.2- Dados Gerais**

### **4.2.1- Informações gerais**

- Nome da plataforma: PCH-2;
- Função básica: produção;
- Locação: Campo Submarino de Cherne, bacia de Campos, R.J.;
- Data da instalação: 19-11-1982;
- Número de poços previstos: 27 (vinte e sete);
- Lâmina d'água: 142m;
- Delimitação da Zona de Transição (ZDT): de (+) 10,500 a (-) 5,300m;
- Sobre-espessura de corrosão: 1,27cm entre (+) 10,500 a (-) 5,300m;
- Incrustações Marinhas: 8cm entre (+) 6,000 a (-) 20,000m;
- Vida útil: 30 anos.

### **4.2.2- Dados ambientais**

- Condição de operação
  - Onda: altura: 9,50m; período: 9,5s;
  - Velocidade de corrente: superfície: 1,5m/s; fundo: 0,167m/s;
  - Velocidade do vento: rajada: 30,8m/s; constante: 25,5m/s;
  - Maré total: 3,43m.
  
- Condição de tormenta
  - Onda: altura: 14,20m; período: 11,1s;
  - Velocidade de corrente: superfície: 1,9m/s; fundo: 0,20m/s;
  - Velocidade do vento: rajada: 45,2m/s; constante: 37,1m/s;
  - Maré total: 3,43m.



### **4.2.3- Materiais**

Os aços utilizados nas estruturas da plataforma enquadram-se nos seguintes grupos:

- Grupo I:  $F_y < 280$  MPa;
- Grupo II:  $280 \text{ MPa} < F_y < 360$  MPa;
- Grupo III:  $F_y > 360$  MPa.

Na estrutura da jaqueta os aços são dos grupos I ou II.

### **4.2.4- Análises efetuadas existentes**

Por ocasião da elaboração do Sistema de Reanálise Estrutural (SRE) de PCH-2, de dezembro de 1995, foram realizadas as seguintes análises:

- Análise estática em serviço;
- Análise dinâmica;
- Análise da fadiga.

### **4.3- Análise Estática em Serviço**

Esta análise da plataforma teve como objetivo analisar a estrutura e fundação da plataforma em condições de operação e de tormenta, levando em conta as seguintes atualizações: disposições dos equipamentos nos conveses, modificações estruturais na plataforma, dados ambientais, parâmetros indicados nos relatórios de não-conformidades e danos existentes na plataforma, desde sua instalação.

As análises foram executadas através dos programas ADEP, Ref./1/ e SACS, Ref./18/ e confrontados os respectivos resultados.

Esses resultados foram utilizados para selecionar membros e juntas dos conveses com razões de tensões (fatores de utilização) maiores que 1,00 e da jaqueta com razões de tensões maiores que 0,50, para fazerem parte do relatório de subsídios para elaboração do plano de inspeção da plataforma.

#### **4.4- Análise Dinâmica**

Esta análise teve como objetivo avaliar o efeito dinâmico das cargas decorrentes da passagem das ondas pela plataforma.

Foi feita uma análise de vibração livre para a determinação dos principais modos de vibração e respectivas frequências naturais da plataforma, através do programa SACS, Ref./18/, da EDI ( Engineering Dynamics, Inc.).

Os resultados indicaram que o período do primeiro modo de vibração foi de 2,5s e dos modos superiores os períodos foram menores. Conseqüentemente, sendo inferiores a 3,0s, foram desprezados os efeitos de amplificação dinâmica provocados pela excitação das ondas.

#### **4.5- Análise da Fadiga**

Esta análise foi efetuada para as juntas tubulares soldadas da jaqueta, com o objetivo de comprovar a sua capacidade de resistir aos carregamentos cíclicos das ondas e correntes.

A análise foi do tipo determinística, para uma vida útil de 30 anos, com fator de segurança 2.

Diante dos resultados da análise descrita no item anterior foram desprezados os efeitos dinâmicos sobre a plataforma para efeito de análise da fadiga.

Foram executadas e confrontadas 3 análises distintas:

- análise pelo ADEP, Ref./1/;
- análise pelo ADEP com fatores de concentração de tensões de Wordsworth;
- análise pelo SACS, Ref./18/ com fatores de concentração de tensões de Efthymiou.

Os resultados destas análises foram utilizados para selecionar juntas da jaqueta com vidas à fadiga inferiores a 60 anos (30 anos com fator de segurança 2), para fazerem parte do relatório de subsídios para elaboração do plano de inspeção da plataforma.

#### 4.5.1- Carregamentos de fadiga

Para a elaboração da fadiga determinística foram utilizados os dados de ondas e correntes fornecidos pelo Relatório A. H. Glenn & Associates, Ref./16/, para as diversas direções no litoral do estado do Rio de Janeiro.

Foram considerados 7 blocos de ondas e 4 sentidos de ataque, adotando como critério, a favor da segurança, a adição do número de ondas em mesma direção e de sentidos opostos. Isso significa que dos 8 sentidos de ataque constantes no relatório, foram combinados aqueles atuantes na mesma direção, resultando 4. A Fig.4.1 apresenta o esquema dos sentidos considerados em relação aos eixos globais da plataforma.

Para cada bloco foi feita uma análise de pesquisa das posições da onda em relação à plataforma que resultassem em esforços cortantes máximo e mínimo e cada posição caracterizou, então, um carregamento de onda. Resultaram, portanto, 56 carregamentos de ondas a serem aplicados à plataforma na análise da fadiga.

A determinação da variação de tensões em cada junta foi determinada pela diferença entre as tensões obtidas a partir das posições da onda definidas preliminarmente, em condições de máximo e mínimo esforços cortantes na plataforma.

Os blocos de ondas significativas, caracterizados pela sua altura e período em cada direção de ataque, com o correspondente número de ocorrências previsto num prazo de 30 anos, assim como as velocidades da correnteza na superfície e no fundo, na Tab.4.1.

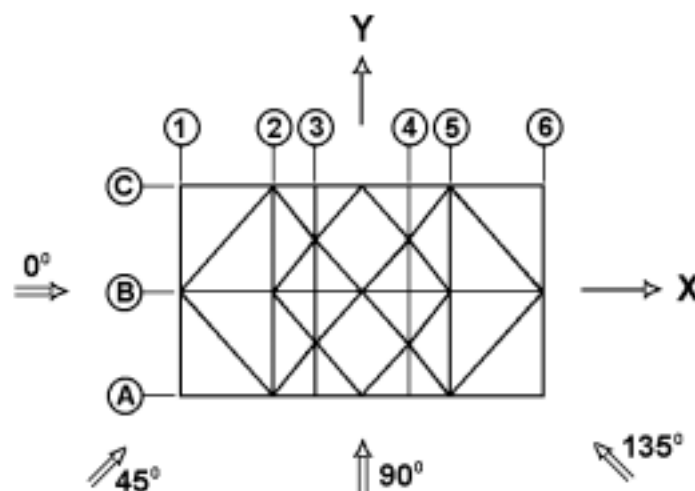


Fig. 4.1- Direções de incidências das ondas

Fadiga Determinística					
Descrição dos Blocos de Ondas por Direção de Ataque					
Direção de ataque (grau): 0.00					
Nº do Bloco	Onda Significativa		Velocidade da Correnteza		Nº de Ocorrências (30 anos)
	Altura (m)	Período (s)	Superfície (m/s)	Fundo (m/s)	
1	0.19	7.8	1.50	0.17	15920628
2	0.60	7.8	1.50	0.17	9963378
3	1.09	7.8	1.50	0.17	6227111
4	1.71	8.6	1.50	0.17	3344653
5	2.54	8.6	1.50	0.17	1443762
6	3.67	8.9	1.50	0.17	416161
7	6.13	9.4	1.50	0.17	75856
Direção de ataque (grau): 45.00					
Nº do Bloco	Onda Significativa		Velocidade da Correnteza		Nº de Ocorrências (30 anos)
	Altura (m)	Período (s)	Superfície (m/s)	Fundo (m/s)	
1	0.19	7.8	1.50	0.17	11544872
2	0.60	7.8	1.50	0.17	7224962
3	1.09	7.8	1.50	0.17	4515601
4	1.71	8.6	1.50	0.17	2425381
5	2.54	8.6	1.50	0.17	1046947
6	3.67	8.9	1.50	0.17	301780
7	6.13	9.4	1.50	0.17	55007
Direção de ataque (grau): 90.00					
Nº do Bloco	Onda Significativa		Velocidade da Correnteza		Nº de Ocorrências (30 anos)
	Altura (m)	Período (s)	Superfície (m/s)	Fundo (m/s)	
1	0.19	7.8	1.50	0.17	9682632
2	0.60	7.8	1.50	0.17	6059542
3	1.09	7.8	1.50	0.17	3787214
4	1.71	8.6	1.50	0.17	2034156
5	2.54	8.6	1.50	0.17	878070
6	3.67	8.9	1.50	0.17	253102
7	6.13	9.4	1.50	0.17	46134
Direção de ataque (grau): 135.00					
Nº do Bloco	Onda Significativa		Velocidade da Correnteza		Nº de Ocorrências (30 anos)
	Altura (m)	Período (s)	Superfície (m/s)	Fundo (m/s)	
1	0.19	7.8	1.50	0.17	13732751
2	0.60	7.8	1.50	0.17	8594160
3	1.09	7.8	1.50	0.17	5371350
4	1.71	8.6	1.50	0.17	2885010
5	2.54	8.6	1.50	0.17	1245360
6	3.67	8.9	1.50	0.17	358980
7	6.13	9.4	1.50	0.17	65430

**Tab. 4.1- Blocos de ondas por direção de ataque**

#### **4.5.2- Resultados das análises da fadiga**

Os resultados das análises apresentaram as vidas úteis à fadiga sem o fator de segurança. A comparação dos resultados obtidos pelos programas utilizados demonstra que nem sempre a classificação da junta foi a mesma. Os fatores de concentração de tensões obtidos das várias formulações paramétricas foram diferentes e, conseqüentemente, as vidas à fadiga também resultaram diferentes. Em todos os casos, foi adotado um valor mínimo de 2,50 para os fatores de concentração de tensões.

Foi adotada a curva X' da API-RP2A, Ref./3/, que não requer atendimento de requisitos relativos à forma e acabamento da solda.

Para o nosso estudo, de calcular a vida à fadiga por modelos em elementos finitos, foram selecionadas 4 juntas que apresentaram vidas inferiores a 60 anos e, por isso, constavam do plano de inspeção da plataforma.

Procurou-se escolhê-las de modo a serem representativas, a partir de características distintas, com certas particularidades, desde tipos mais simples até mais complexos com sobreposição dos membros.

As juntas selecionadas estão localizadas nos seguintes níveis, em relação ao nível d'água:

- junta 5600: elevação (-) 5,250 m;
- junta 121: elevação (-) 142,000 m;
- junta 429: elevação (-) 46,500 m;
- junta 555: elevação (-) 19,000 m.

Os resultados das análises existentes para essas juntas selecionadas encontram-se na Tab.4.2.

RESULTADOS EXISTENTES DAS ANÁLISE DA FADIGA									
NÓ	PROGRAMA	TRONCO	RAMIFI- CAÇÃO	TIPO JUNTA	CURVA API	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES			VIDA ÚTIL (ANOS)
						AXF	IPB	OPB	
5600	ADEP	1602	5550	Y	X'	9.70	2.50	6.71	9
	ADEP(WORD)	1602	5550	Y	X'	8.80	2.60	6.20	13
	SACS(EFT)	5600-659	5600-5550	Y	X'	8.51	2.86	6.65	32
121	ADEP	1311	6301	X	X'	7.29	2.50	3.35	14
	ADEP(WORD)	1311	6301	X	X'	9.20	2.50	4.22	7
	SACS(EFT)	121-1301	9302-121	X	X'	6.17	2.55	4.32	29
121	ADEP	1311	6303	X	X'	7.30	2.50	3.30	15
	ADEP(WORD)	1311	6303	X	X'	9.20	2.50	4.22	7
	SACS(EFT)	121-1301	121-9301	X	X'	6.17	2.55	4.32	26
429	ADEP	1406	5725	K	X'	2.70	2.50	3.33	999
	ADEP(WORD)	1406	5725	K	X'	3.50	2.50	6.64	560
	SACS(EFT)	3402-429	429-3750	X	X'	6.52	2.59	3.40	31
429	ADEP	1406	5724	K	X'	2.70	2.50	3.33	999
	ADEP(WORD)	1406	5724	K	X'	3.50	2.50	6.64	480
	SACS(EFT)	429-4400	429-4750	X	X'	6.52	2.59	3.40	42
429	ADEP	1405	4742	K	X'	3.40	2.50	2.90	322
	ADEP(WORD)	1405	4742	K	X'	2.50	2.50	3.22	825
	SACS(EFT)	429-4400	476-429	X	X'	6.80	2.28	3.68	29
555	ADEP	3502	5506	X	X'	4.70	2.50	2.50	70
	ADEP(WORD)	3502	5506	X	X'	5.92	2.50	3.20	33
	SACS(EFT)	8012-555	555-451	X	X'	7.42	2.78	4.10	15
555	ADEP	3502	5504	X	X'	4.70	2.50	2.50	64
	ADEP(WORD)	3502	5504	X	X'	5.92	2.50	3.20	31
	SACS(EFT)	8012-555	4550-555	X	X'	7.41	2.50	4.09	22
555	ADEP	3502	9542	T	X'	5.60	2.50	5.32	42
	ADEP(WORD)	3502	9542	T	X'	6.20	2.50	3.95	31
	SACS(EFT)	555-655	547-555	T	X'	6.88	2.53	4.93	36

**Tab. 4.2- Resultados das análises existentes da fadiga**

## 5- TENSÃO DE PICO ATRAVÉS DE MEF

### 5.1- Método do Ponto de Pico

O método usual para realizar a análise da fadiga é baseado na hipótese de que é necessário considerar apenas as variações das tensões principais cíclicas para determinar a resistência à fadiga. Quando a trinca em potencial se situa no material base, na zona termicamente afetada (ZTA), no pé da solda, a tensão de pico significativa é a variação da tensão principal máxima adjacente à provável localização da trinca, com a consideração das concentrações de tensões. Para juntas tubulares, a tensão a ser usada para fins de dimensionamento à fadiga é a variação da tensão de pico idealizada, definida como o maior valor das extrapolações das distribuições das tensões principais máximas imediatamente adjacentes à região da geometria da solda. A variação das tensões de pico e as distribuições de tensões na intersecção entre tronco/ramificação podem ser determinadas através de análises em modelos de elementos finitos, ensaios ou pelo uso das fórmulas paramétricas para cálculo dos SCF's. Neste caso, a tensão de pico a ser usada em combinação com a curva S-N é calculada por:

$$\sigma_{\text{pico}} = \text{SCF} \cdot \sigma_N$$

A partir da análise de estruturas por modelos em elementos finitos torna-se difícil avaliar qual deve ser a “tensão nominal” a ser utilizada em combinação com as curvas S-N, uma vez que parte da tensão local, decorrente de alguns detalhes, já é considerada nas curvas S-N. Portanto, em geral, torna-se mais conveniente utilizar um processo alternativo para calcular o dano provocado pela fadiga quando as tensões locais são calculadas a partir de análises por MEF.

Sabe-se que é difícil calcular a tensão no entalhe da solda em decorrência da dispersão significativa da geometria no local, aliada a diferentes tipos de imperfeições. Esta dispersão é normalmente abordada com mais eficiência através do uso de uma curva S-N apropriada. Ademais, a região do pé da solda deve ser modelada com um raio de curvatura de modo a se obter resultados confiáveis para as tensões no entalhe da solda. Se for modelado um detalhe de extremidade com raio nulo, a tensão calculada irá tender a infinito a medida que o tamanho do elemento tender a zero. A modelagem de

um raio pertinente requer uma malha de elementos bem refinada, aumentando o tamanho do modelo computacional. Além disso, o raio conveniente para ser usado na análise ainda é matéria de discussão.

Então, para análise de projeto é usado um procedimento numérico simplificado, de modo a dispensar a necessidade de modelos muito grandes, com malhas muito refinadas, para calcular os SCF's:

- A concentração de tensão ou o fator de entalhe devido propriamente à solda fica incluído na curva S-N a ser usada;
- A concentração de tensão devida ao efeito da geometria do detalhe real é calculada por meio de uma malha refinada usando elementos de casca (ou elementos sólidos), resultando em um fator de concentração de tensão geométrico.

O processo, que é denominado de *método do ponto de pico*, segundo a DNV RP-C203, Ref./6/, deve seguir as seguintes recomendações na elaboração do modelo em elementos finitos:

- Ter uma variação contínua e não abrupta na densidade dos elementos da malha nas áreas onde as tensões de pico serão analisadas;
- Avaliar cuidadosamente a geometria dos elementos de modo a evitar erros provenientes de elementos deformados (por ex., os ângulos devem estar entre 60° e 120° e a relação comprimento/largura deve ser menor do que 5);
- O tamanho do modelo deve ser de tal ordem que os resultados calculados não sejam significativamente afetados pelas hipóteses das condições de contorno e aplicações de cargas.

## **5.2- Tensões de Pico em Juntas Tubulares**

As tensões de pico decorrentes de ensaios é que são utilizadas para elaborar as curvas de fadiga que definem as vidas de componentes estruturais e de toda a estrutura, e, portanto é o cálculo dessas tensões, e não as tensões no pé da solda que devem ser o



propósito de análises numéricas. A avaliação das tensões reais no pé e na raiz da solda, obtidas numericamente a partir de MEF's, mesmo com modelagem sólida da solda, não tem significado físico porque esses pontos são de singularidades e os valores das tensões dependem do refinamento da malha. À medida que a malha for mais refinada os valores das tensões irão crescer. A influência da singularidade na tensão real no pé da solda é assumida estar implicitamente incluída na curva de fadiga. Portanto, o principal aspecto da análise por elementos finitos é construir um modelo que possibilite obter tensões com suficiente precisão na região fora da área afetada pela solda. O modelo deve ter uma malha refinada para extrapolação das tensões na região do pé da solda a fim de garantir a necessária precisão no cálculo dos SCF's.

Segundo a DNV RP-C203, Ref./6/, a análise através de elementos de casca pode ser utilizada e, então, a modelagem da solda não é incluída no modelo. Nesses casos, os modelos são constituídos inteiramente de elementos de casca nas superfícies médias dos membros, de modo que as conexões representam as intersecções das superfícies médias dos membros incidentes. Idealmente, elementos sólidos deveriam ser usados para modelagem das conexões soldadas, com elementos de transição entre os elementos de sólidos e os de casca. A inclusão da solda no modelo através de elementos tridimensionais leva à obtenção de resultados mais confiáveis, no entanto, tais modelos são, geralmente, bastante complexos para serem montados prontamente, ou se tornam computacionalmente impossíveis ou ineficientes.

Quando não é incluída a modelagem sólida da solda, a questão recai em como e onde devem ser calculadas as tensões de pico para definir os SCF's.

Existem várias técnicas de extrapolações para a obtenção das tensões de pico e, neste trabalho serão adotadas as recomendações da DNV RP-C203, Ref./6/.

Modelos em elementos finitos para cálculo de tensões de pico são, geralmente, muito sensíveis ao tipo e ao tamanho dos elementos. Reduzindo o tamanho dos elementos, os valores das tensões nos pontos de descontinuidade irão tender a infinito. De modo a captar adequadamente o crescimento das tensões geométricas, é importante que as tensões nos pontos de referência localizados a  $t/2$  e  $3t/2$  da linha de intersecção dos membros (tronco e ramificação), não estejam dentro do mesmo elemento. Isso implica que os elementos devem ter tamanho aproximadamente igual à espessura da parede do tubo, nas áreas de concentração de tensões.

As tensões devem ser calculadas nas superfícies das cascas de modo a levar em consideração o efeito de flexão nos elementos.

As tensões nos elementos são, normalmente, deduzidas nos pontos de integração gaussiana. Dependendo do tipo de elemento pode ser necessário efetuar várias extrapolações para determinar a tensão em uma posição que represente, por exemplo, o pé da solda. De maneira a preservar a informação da direção das tensões principais na região de pico, devem ser usadas as componentes das tensões para a extrapolação. Quando são utilizados modelos em elementos de casca e não é incluída a geometria da solda no modelo, a extrapolação deve ser feita até a linha de intersecção dos membros. Este critério de extrapolação define a tensão de pico, constituindo-se num método de cálculo que consiste em extrapolar as tensões nos pontos de integração gaussiana até a superfície média da chapa. Além disso, a extrapolação deve ser conduzida ao longo da linha de crescimento das tensões. A extrapolação final das componentes das tensões é efetuada linearmente a partir dos pontos situados às distâncias de  $t/2$  e  $3t/2$  da linha de intersecção dos membros (onde  $t$  é espessura da chapa); Fig. 5.1.

Tendo sido extrapoladas as componentes das tensões no ponto de pico, devem ser calculadas as tensões principais para avaliar a fadiga.

As variações de tensões de pico de juntas tubulares devem ser combinadas com a curva T, que leva em consideração a espessura do membro.

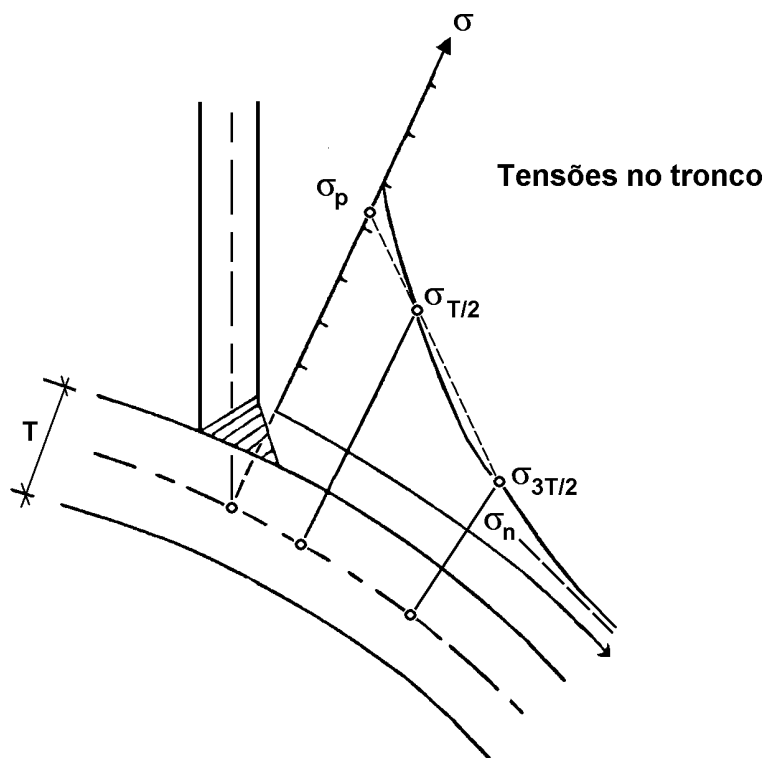
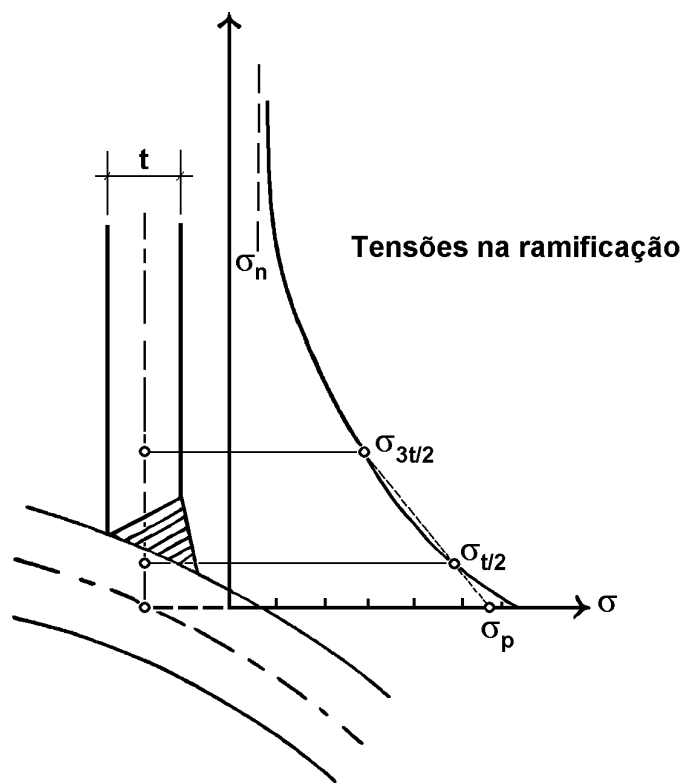


Fig. 5.1- Esquemas de extrapolação para determinação das tensões de pico

## **6- MODELAGEM EM ELEMENTOS FINITOS**

### **6.1- Tipos de Modelagem e Extrapolação**

Em muitas aplicações práticas torna-se impraticável ou inconveniente incluir a modelagem do detalhe da solda na malha de elementos finitos para determinar os fatores de concentração de tensões ou a vida à fadiga. Tais aplicações incluem juntas tubulares circulares simples e complexas, planares ou multiplanares, que ocorrem em jaquetas de plataformas offshore. Para estas aplicações os modelos são constituídos inteiramente de elementos de casca localizados nas superfícies médias dos membros tubulares, de modo que as conexões são representadas pelas intersecções das superfícies médias dos membros estruturais incidentes na ligação. De maneira ideal, elementos sólidos poderiam ser usados para modelar as conexões soldadas, com elementos de transição entre os elementos sólidos e os elementos de casca. No entanto, tal modelagem torna-se freqüentemente ou muito complicada de ser executada, ou computacionalmente impossível ou ineficaz, deixando de ser eficiente para a obtenção de resultados práticos, de utilização corriqueira em projeto estrutural.

O critério de extrapolação recomendado no item 5.2 determina que as componentes individuais das tensões sejam extrapoladas para então serem calculados os valores das tensões principais, sendo definida como tensão de pico a tensão principal máxima obtida das várias trajetórias de extrapolação. Uma variante deste critério é extrapolar as tensões principais em vez das componentes individuais das tensões. Ao longo de um plano de simetria não faz diferença quais tensões são extrapoladas. No entanto, em geral, a extrapolação das tensões principais seria incorreta porque as direções principais mudam ao longo das trajetórias de extrapolação, a menos de casos particulares com condições de simetria. Alguns pesquisadores preferem usar a componente da tensão perpendicular ao pé da solda para determinar os fatores de concentração de tensões.

Em geral, o uso da tensão principal máxima obtida pela extrapolação das tensões principais acarreta uma estimativa conservadora do valor de SCF e, conseqüentemente, da vida à fadiga e será, então, adotado neste trabalho, por dar mais praticidade à análise.

## 6.2- Programa e Características dos Modelos

O programa computacional ANSYS, implantado na UFOP foi utilizado na elaboração e análise dos modelos em elementos finitos, apresentados no item 6.3.

Para cada nó foram construídos quatro modelos distintos: A, B, C e D, sendo que os MEF's A e C constituíram-se apenas dos membros que caracterizavam a junta no seu plano e os MEF's B e D constituíram-se de todos os membros incidentes na junta.

Na geração das malhas dos modelos A e B foi utilizado o elemento SHELL63 que tem capacidade de atuar como casca e membrana, ou seja, admite cargas tanto no seu plano como no normal a ele, é definido por 4 nós, sendo que cada nó possui 6 graus de liberdade: translações e rotações segundo três direções ortogonais.

As malhas foram geradas predominantemente com elementos quadrangulares com razão de aspecto (relação comprimento/largura) menor que 5. Os 4 nós definindo cada elemento situam-se exatamente em uma superfície plana; no entanto, uma pequena tolerância de desvio do plano foi admitida, de modo que o elemento pudesse ter uma forma ligeiramente empenada. Não foram aceitos, no entanto, por ocasião da modelagem, elementos com forma moderadamente empenada.

Nas regiões de concentração de tensões, junto às intersecções, as malhas foram bem refinadas. Em todas as extremidades das ramificações, adjacentes às intersecções, foram geradas malhas mapeadas, isto é, formadas por elementos quadrados ou retangulares com dimensões iguais ou aproximadamente iguais às das espessuras dos tubos. Nas juntas mais simples, o mesmo procedimento foi adotado para a geração da malha do tronco adjacente às intersecções. Nos casos mais complexos tornou-se impraticável o mapeamento da malha do tronco nas adjacências das intersecções com as ramificações.

Para fins de comparações dos resultados dos SCF's, as malhas dos modelos C e D foram geradas com o elemento isoparamétrico SHELL93, também com capacidade de atuar como casca e membrana, admitindo cargas no plano e no normal a ele, definido por 8 nós por elemento e, também, com 6 graus de liberdade por nó.

Em todos os modelos, o comprimento de cada trecho do tronco além das intersecções com as ramificações foi de 3 a 3,5 vezes o diâmetro do tronco, assim como os comprimentos dos trechos das ramificações além das intersecções com o tronco foram de 3 a 3,5 vezes o diâmetro da correspondente ramificação. Esses valores foram

escolhidos de modo que as condições de contorno, a presença das chapas nas extremidades para aplicação das cargas e os carregamentos aplicados nas extremidades dos membros não influíssem na distribuição das tensões nas regiões de concentrações de tensões das intersecções.

Preliminarmente, na análise dos fatores de concentração de tensões de cada modelo, as extremidades dos membros foram consideradas das seguintes maneiras:

- Nos casos das juntas Y e T, as extremidades do tronco foram simplesmente apoiadas e as cargas aplicadas no centro da extremidade livre da ramificação. Os MEF's A e C, consideram apenas a ramificação característica da junta no plano. Nos MEF's B e D, quando foram incluídas todas as ramificações da junta, as extremidades das ramificações complementares foram mantidas livres;
- Nos casos das juntas X, as extremidades do tronco foram apoiadas rigidamente a translação na direção perpendicular ao plano da junta e, no seu plano, foram adotados apoios elásticos de rigidez bem reduzida, de modo a não absorver reação de apoio. No lado oposto ao da ramificação carregada, as ramificações pertencentes ao mesmo plano da junta tiveram as suas extremidades apoiadas rigidamente à translação e rotação. Os MEF's A e C, consideram apenas as ramificações características da junta no plano. Nos MEF's B e D, quando foram incluídas todas as ramificações, as extremidades das ramificações complementares foram mantidas livres.

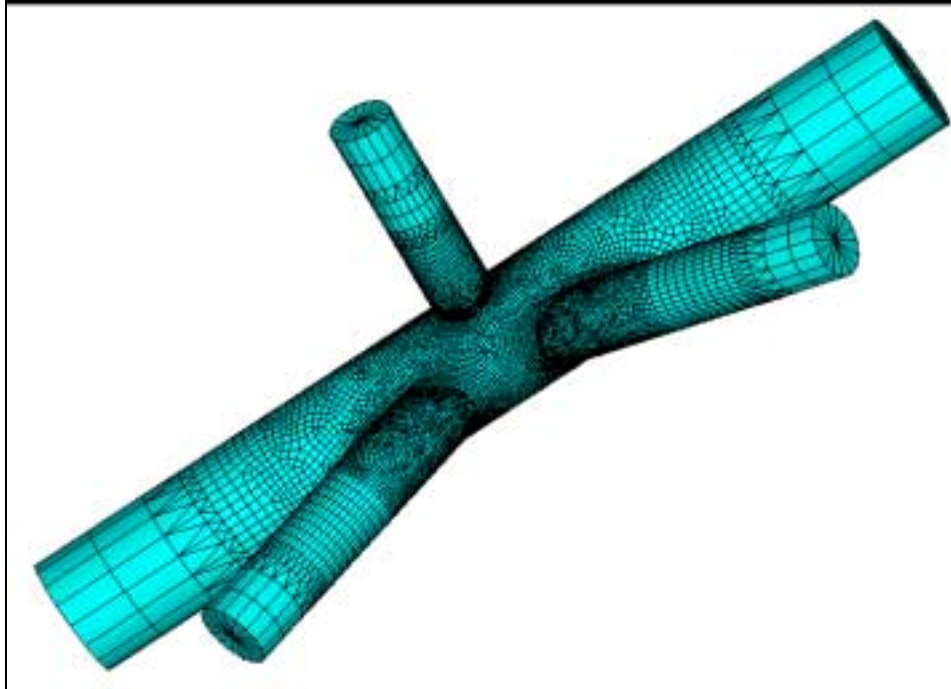
A carga axial, os momentos no plano e fora do plano foram aplicados, isoladamente, nas extremidades das ramificações e com intensidades tais a nelas produzir valores unitários de tensões nominais, de modo a facilitar a obtenção dos valores de SCF's.

Posteriormente, para a determinação das variações das tensões de pico a serem usadas no cálculo da fadiga, as extremidades do tronco foram apoiadas simplesmente por apoios elásticos a translações, em 4 pontos diametralmente opostos dos perímetros de suas extremidades. As cargas, constituídas pelas variações dos esforços solicitantes relativos a cada onda, foram aplicadas nos centros das extremidades de todos os membros: tronco e ramificações, de modo que, estando a junta em equilíbrio, as reações nos apoios resultassem nulas.

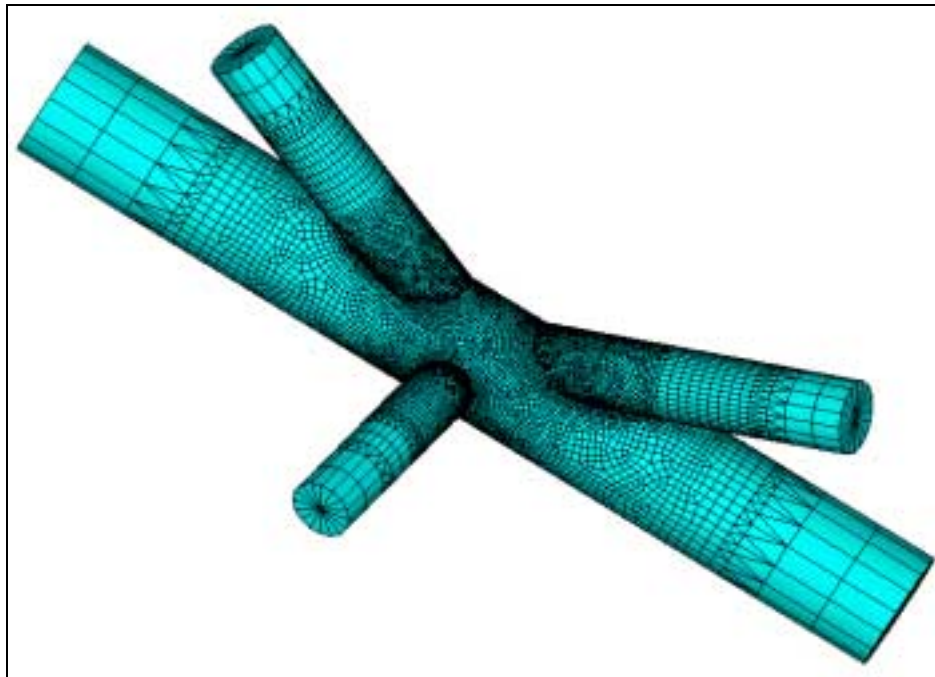
Os MEF's das juntas selecionadas estão apresentados no item 6.3, nas páginas seguintes.

### 6.3- Modelos em Elementos Finitos

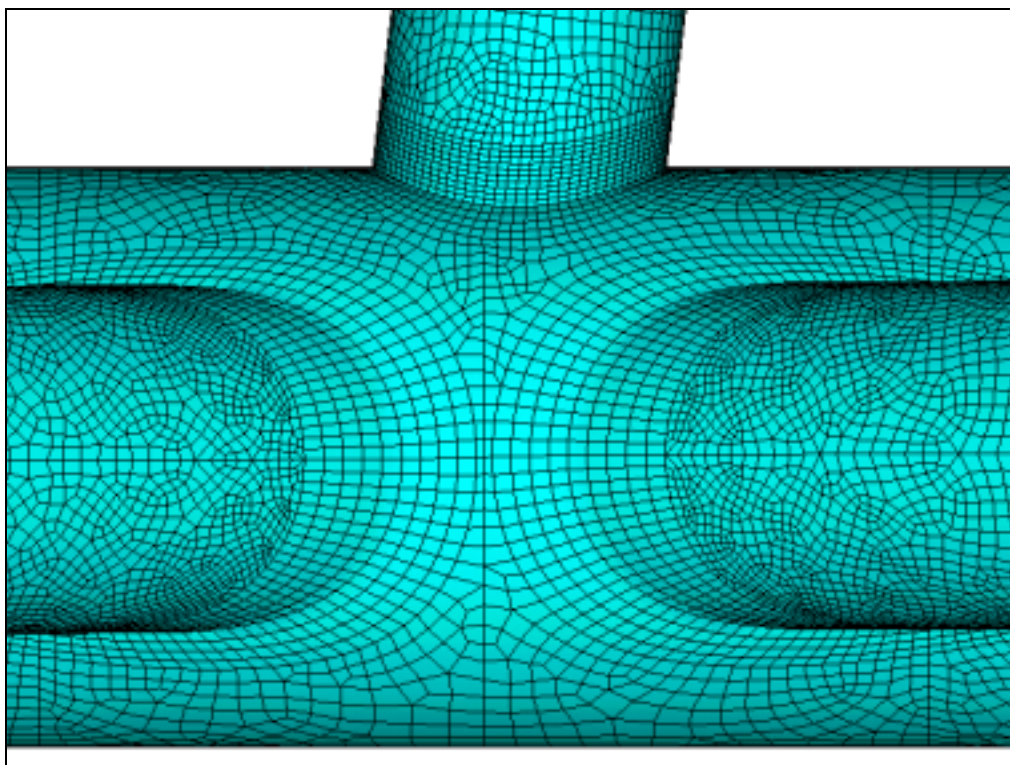
#### 6.3.1- MEF da junta 5600



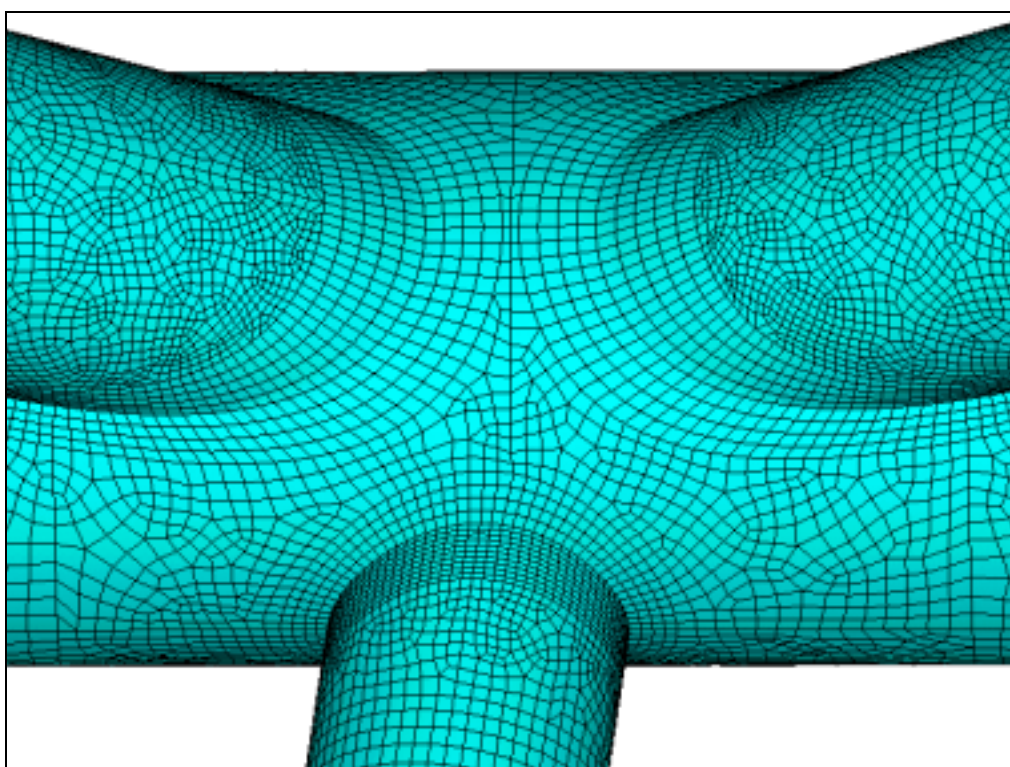
**Fig. 6.1- Vista geral 1 do MEF da junta 5600**



**Fig. 6.2- Vista geral 2 do MEF da junta 5600**



**Fig. 6.3- Detalhe 1 do MEF da junta 5600**



**Fig. 6.4- Detalhe 2 do MEF da junta 5600**



### 6.3.2- MEF da junta 121

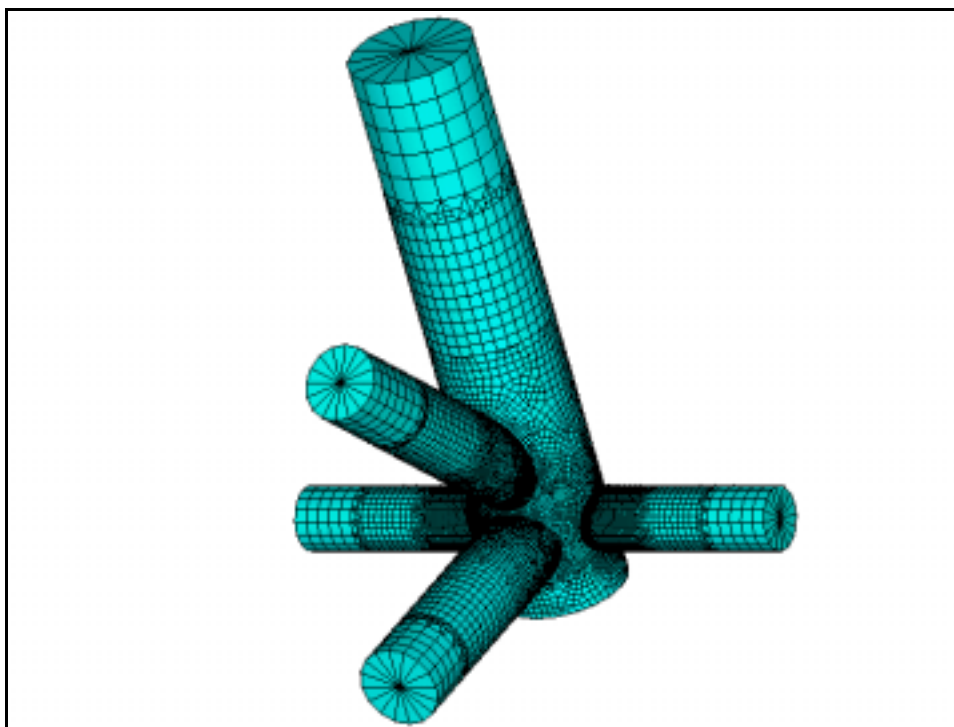


Fig. 6.5- Vista geral 1 do MEF da junta 121

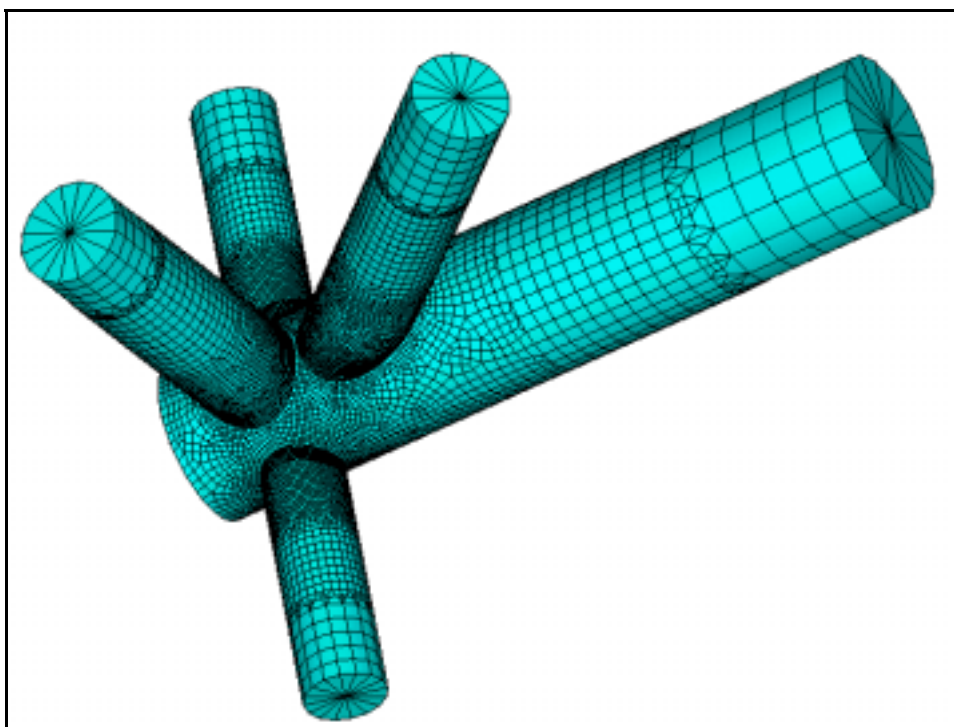
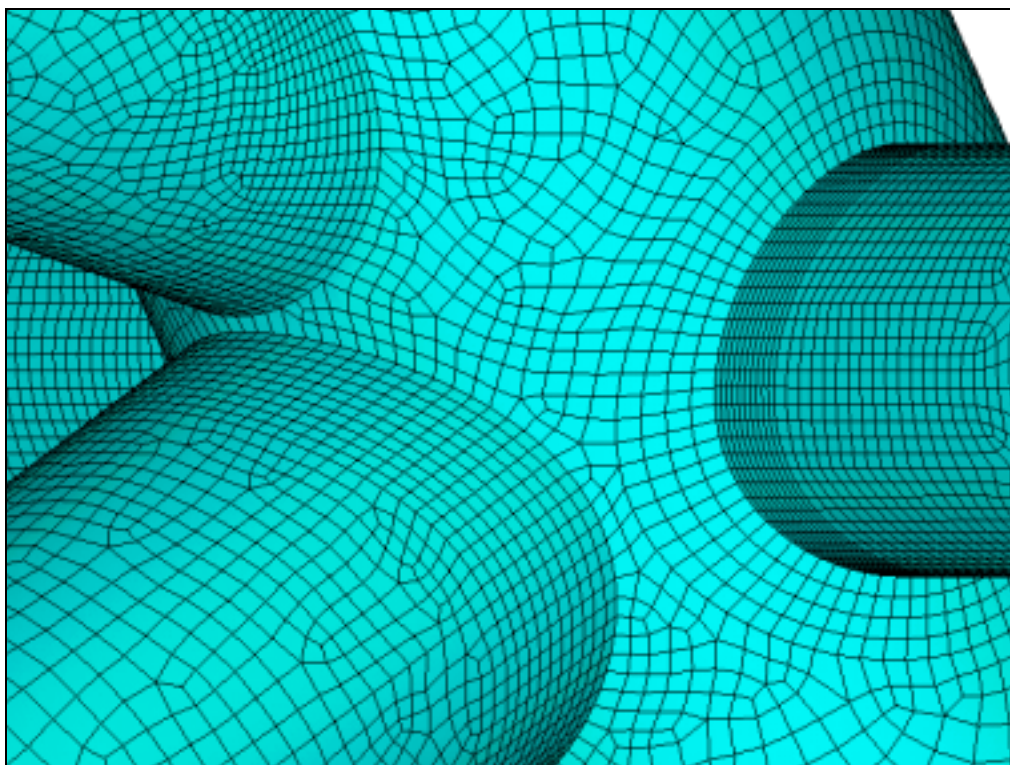
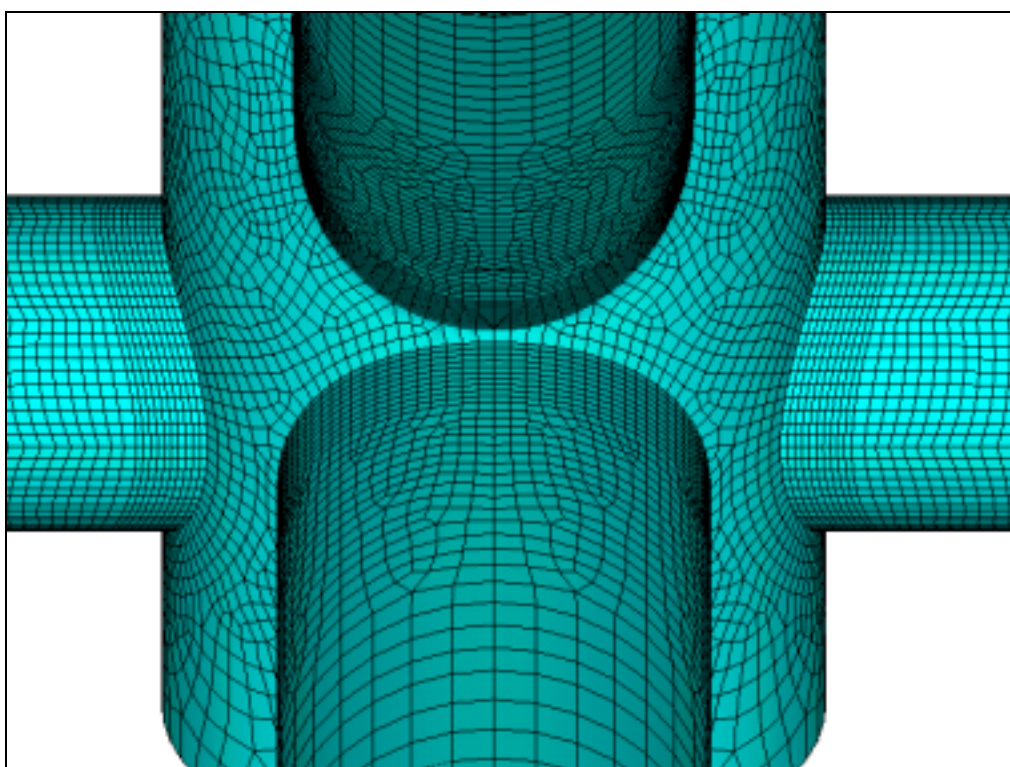


Fig. 6.6- Vista geral 2 do MEF da junta 121



**Fig. 6.7- Detalhe 1 do MEF da junta 121**



**Fig. 6.8- Detalhe 2 do MEF da junta 121**

### 6.3.3- MEF da junta 429

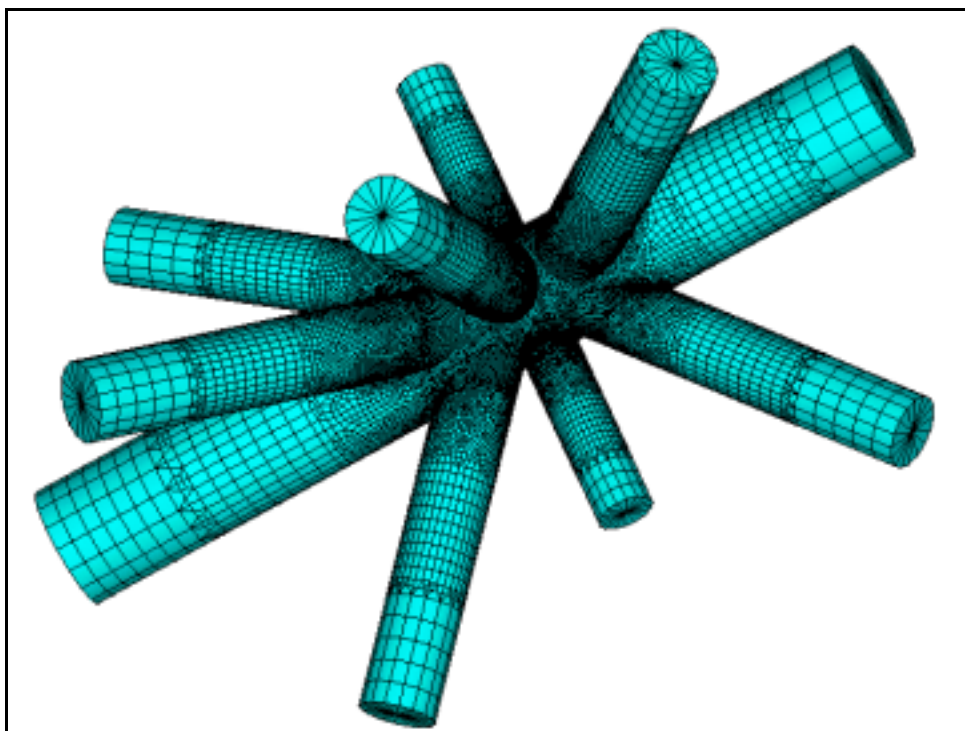


Fig. 6.9- Vista geral 1 do MEF da junta 429

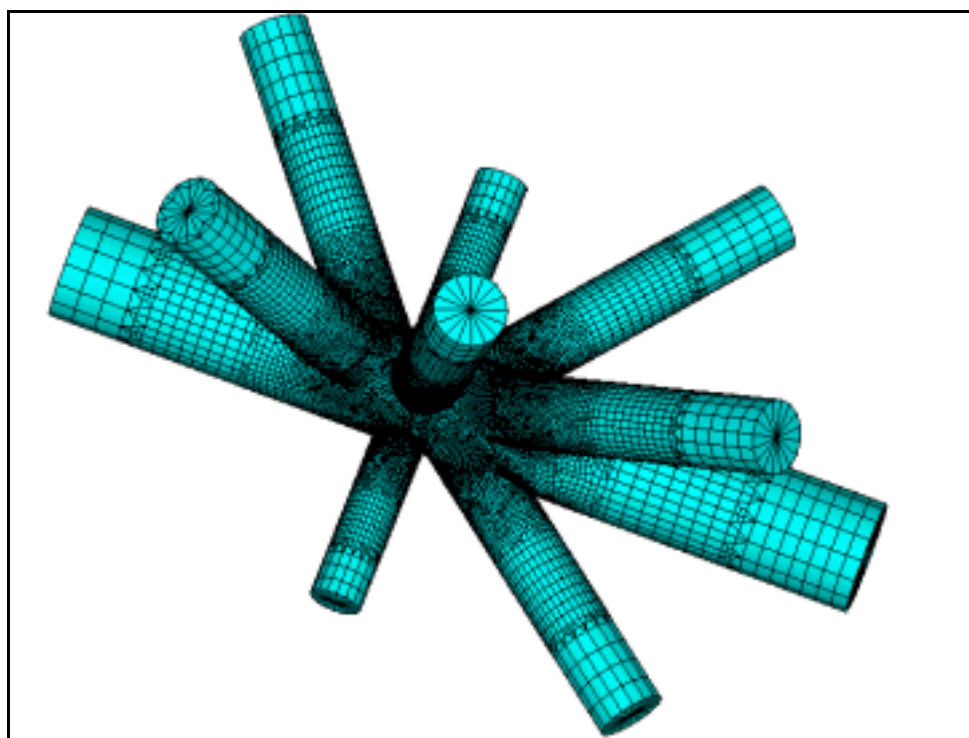
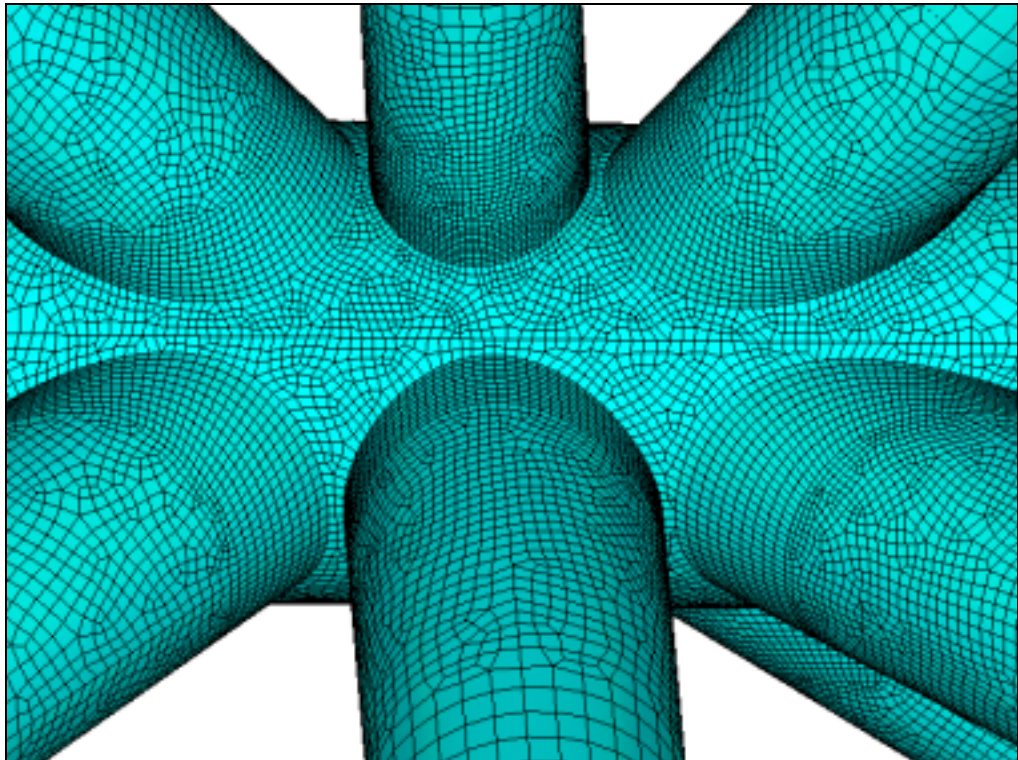
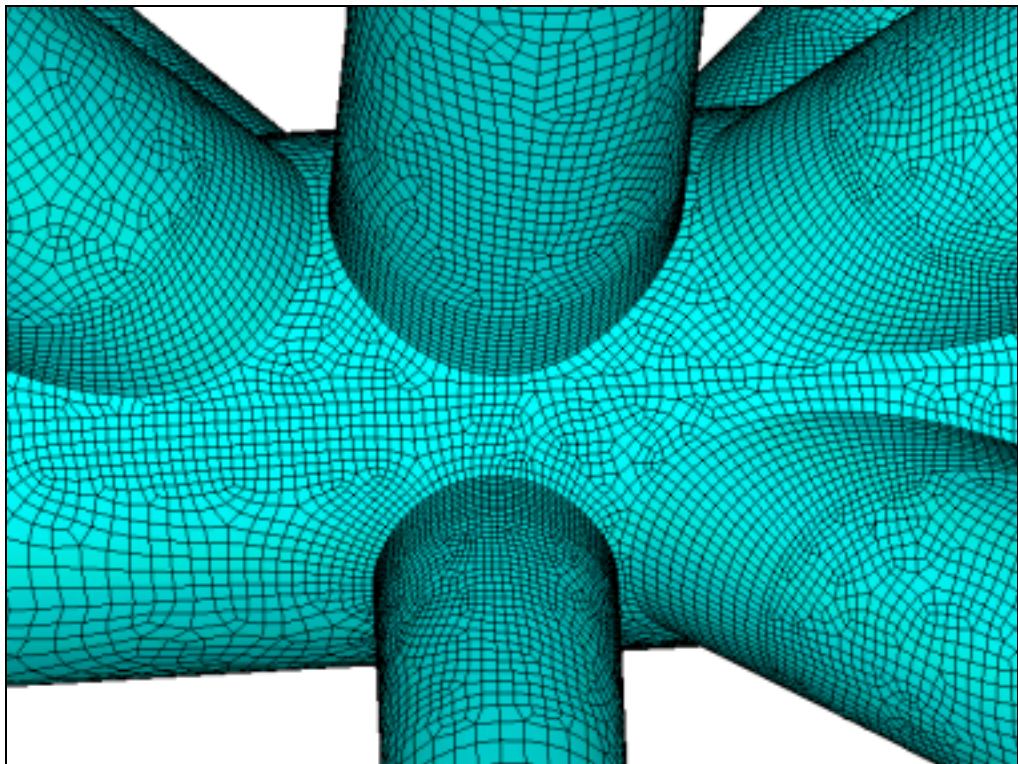


Fig. 6.10- Vista geral 2 do MEF da junta 429



**Fig. 6.11- Detalhe 1 do MEF da junta 429**



**Fig. 6.12- Detalhe 2 do MEF da junta 429**

### 6.3.4- MEF da junta 555

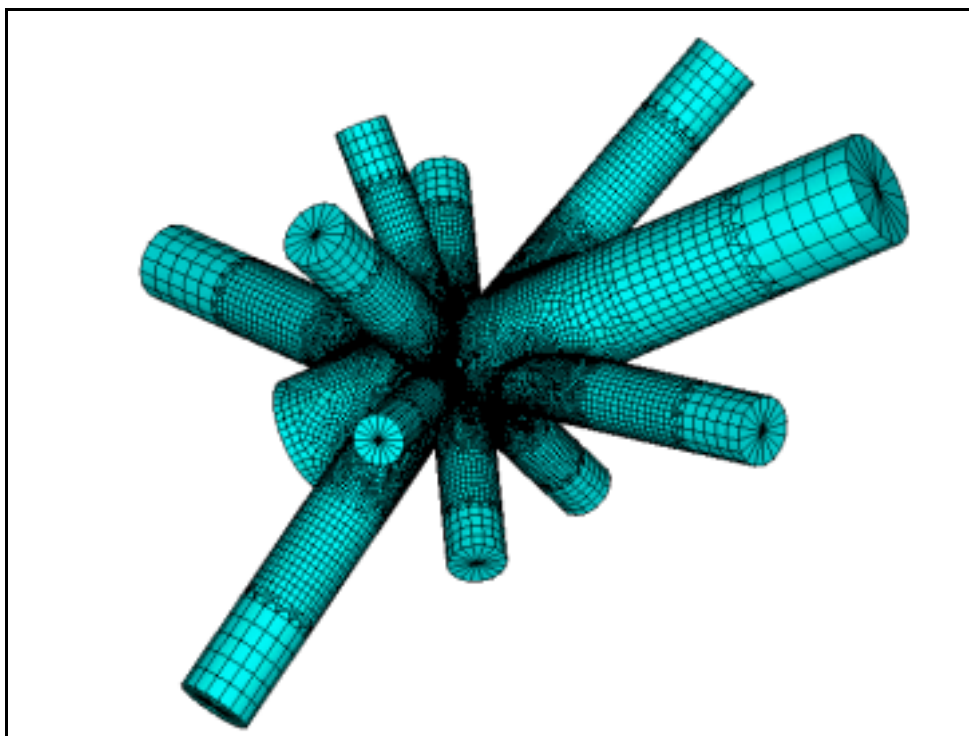


Fig. 6.13- Vista geral 1 do MEF da junta 555

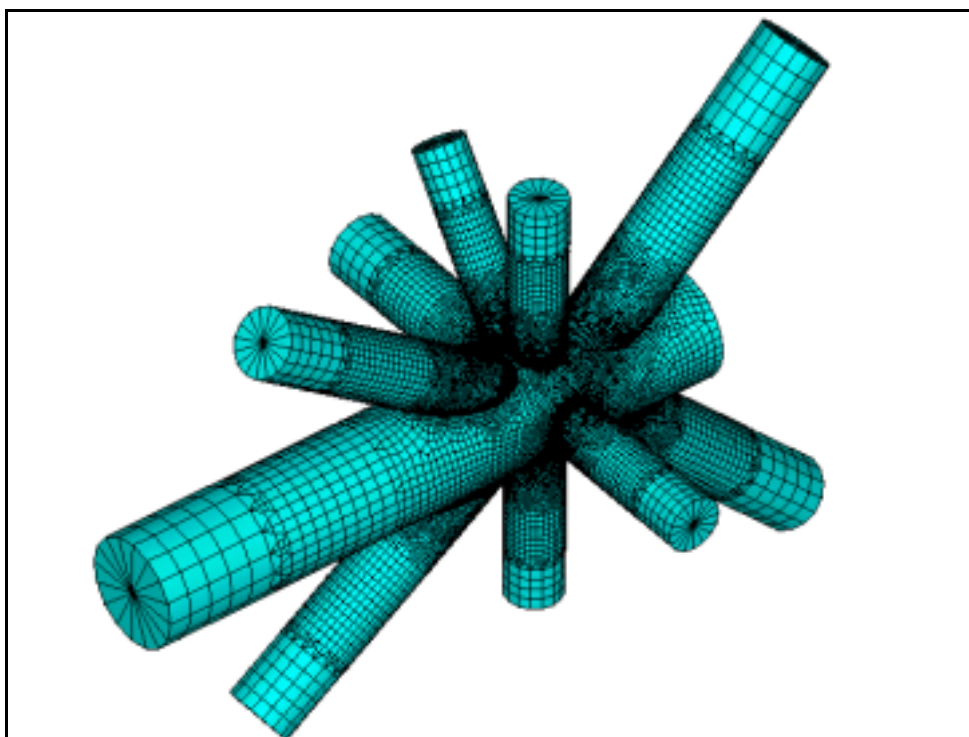
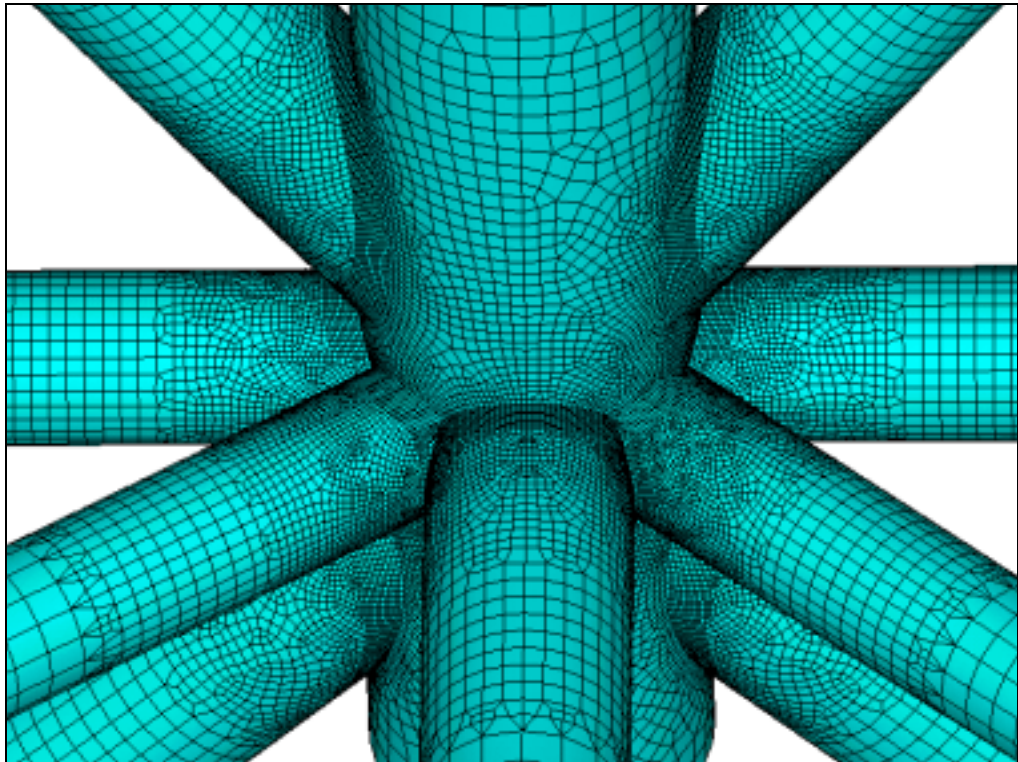
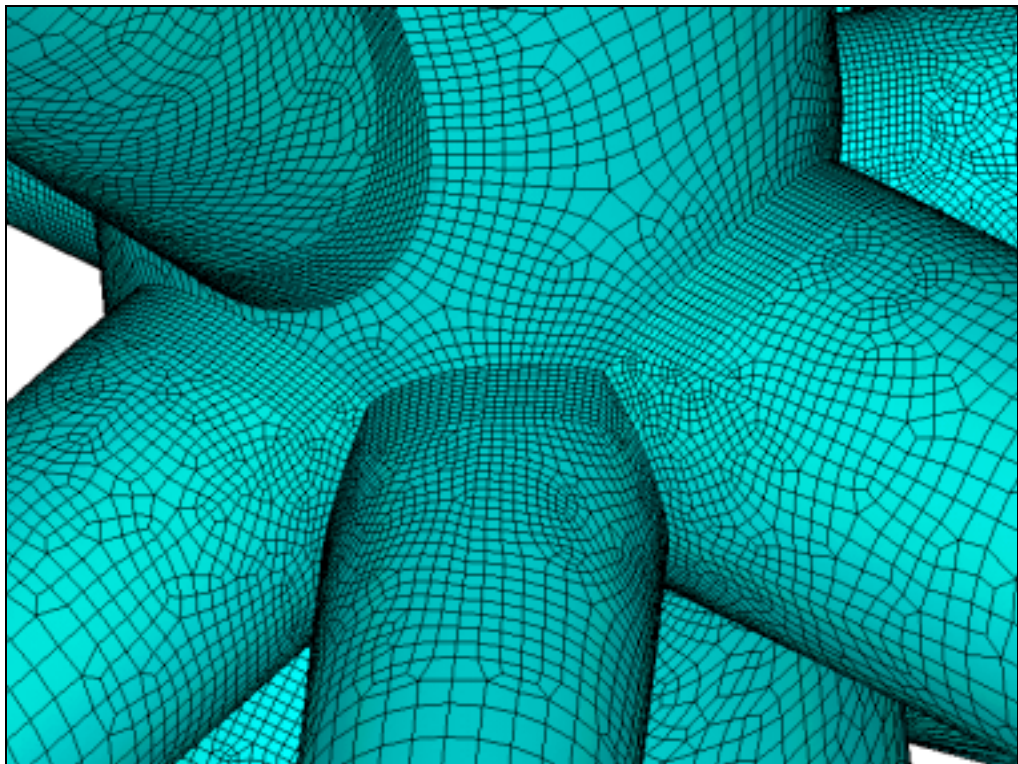


Fig. 6.14- Vista geral 2 do MEF da junta 555



**Fig. 6.15- Detalhe 1 do MEF da junta 555**



**Fig. 6.16- Detalhe 2 do MEF da junta 555**

## 7- COMPARAÇÕES DOS SCF's

### 7.1- Introdução

Os resultados existentes de cálculo das vidas à fadiga, constantes na Tab.4.2, apresentam as classificações dos tipos de juntas feitas automaticamente pelos programas utilizados (SACS e ADEP) e os fatores de concentração de tensões resultantes, obtidos de acordo com as formulações paramétricas mencionadas.

A partir dessas classificações, com o objetivo de comparar os fatores de concentração de tensões calculados pelas fórmulas paramétricas com os que seriam obtidos pelos modelos em elementos finitos, foram definidos e analisados os seguintes modelos:

- MEF-A : modelo formado apenas pelo tronco e ramificação(ões) relativos à classificação do tipo de junta, no plano. A malha constituída predominantemente por elementos quadrangulares de 4 nós;
- MEF-B : modelo formado pelo tronco e todas as ramificações concorrentes na junta, no espaço. A malha constituída predominantemente por elementos quadrangulares de 4 nós;
- MEF-C : idem do MEF-A com a malha constituída predominantemente por elementos quadrangulares de 8 nós;
- MEF-D : idem do MEF-B com a malha constituída predominantemente por elementos quadrangulares de 8 nós.

Para a utilização das fórmulas paramétricas especificadas, foram utilizadas as geometrias relativas aos modelos em elementos finitos que diferem das geometrias dos modelos em elementos de barras no que diz respeito aos comprimentos dos troncos. Portanto, o comprimento do tronco utilizado nas fórmulas paramétricas, para fins de comparações dos SCF's, é igual ao do correspondente membro no MEF.

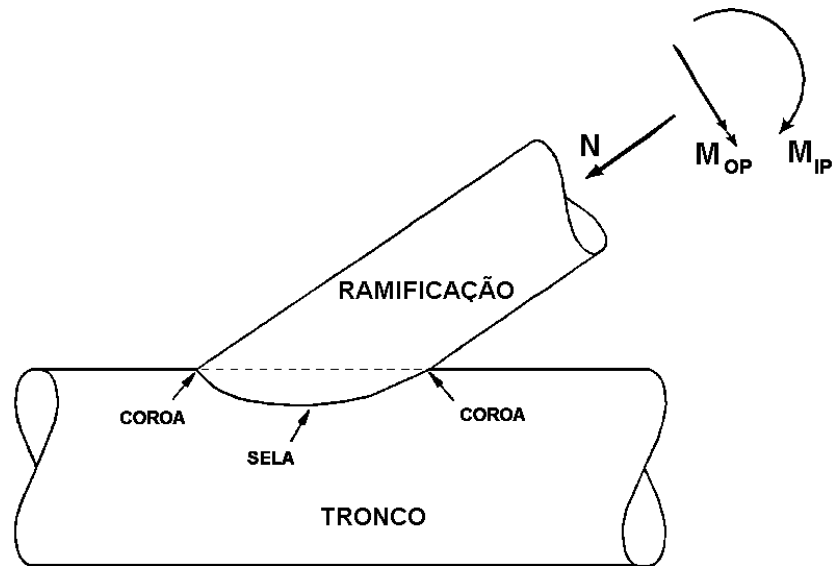
As fórmulas de Efthymiou que foram adotadas para calcular os SCF's não levaram em conta os membros situados fora do plano da junta, similarmente ao que foi considerado pelo programa computacional SACS. Foram considerados os fatores de

correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ) para as juntas 121 e 555 face à particularidade dos troncos terminarem logo abaixo dos nós.

Nas fórmulas de Wordsworth / Smedley, não foi considerado o fator de correção da solda, de acordo com as formulações contidas na Ref./12/.

Os “SCF’s recomendados” foram extraídos de Almar-Naess (1985), Ref./2/.

As cargas que foram aplicadas nas extremidades das ramificações para a obtenção dos SCF’s, assim como os pontos do tronco e da ramificação onde eles foram determinados, estão indicados na Fig.7.1. Os valores dessas cargas foram definidos de modo a acarretar na ramificação uma tensão nominal unitária, de modo a facilitar a determinação dos SCF’s.



**Fig. 7.1- Cargas aplicadas e locais de determinação dos SCF’s**

Os programas SACS e ADEP classificaram a junta 555-3, esquematizada nas Fig.7.54 a 7.57 como sendo do tipo T. No entanto, o detalhe da junta mostra a sobreposição da ramificação principal com as adjacentes, configurando um tipo não padronizado de junta.

Nos itens seguintes, estão apresentados os esquemas de todos os modelos de cada tipo de junta analisada, as plotagens dos resultados das tensões principais nos elementos da ramificação e do tronco e os gráficos das extrapolações das tensões para obtenção dos SCF’s, apenas para o caso do MEF-A. As tabelas finais, comparativas dos SCF’s, englobam os resultados de todos os modelos analisados.



## 7.2- SCF's da Junta 5600

### 7.2.1- Junta 5600

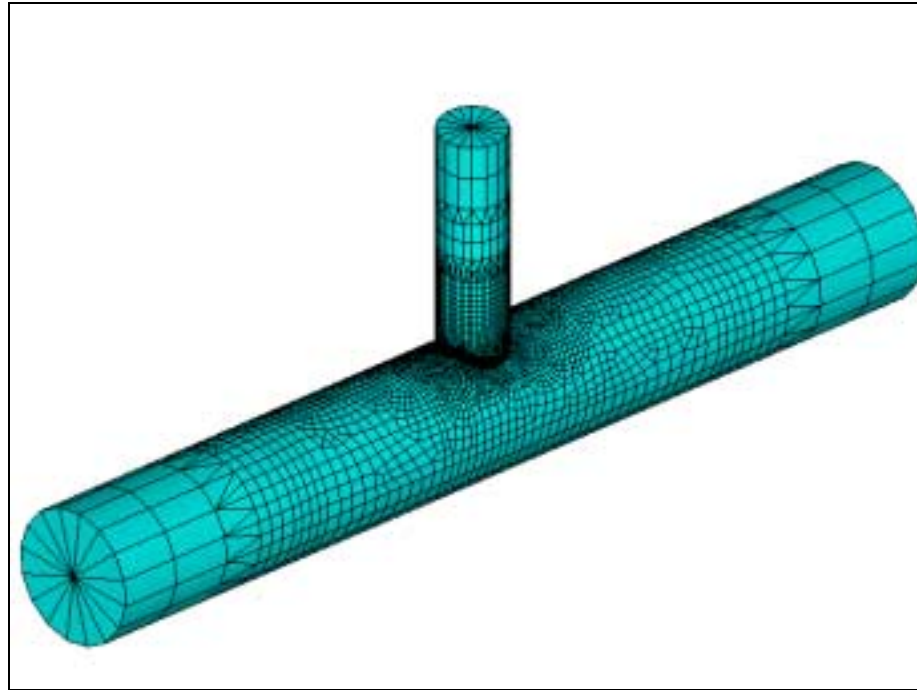


Fig. 7.2- Junta 5600 tipo Y - MEF-A e C

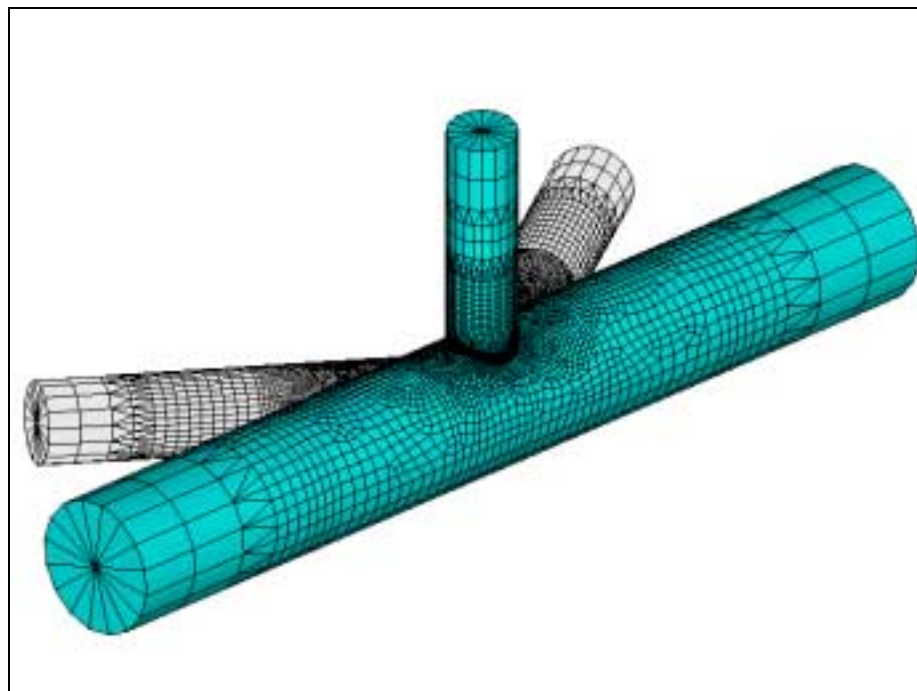


Fig. 7.3- Junta 5600 tipo Y - MEF-B e D

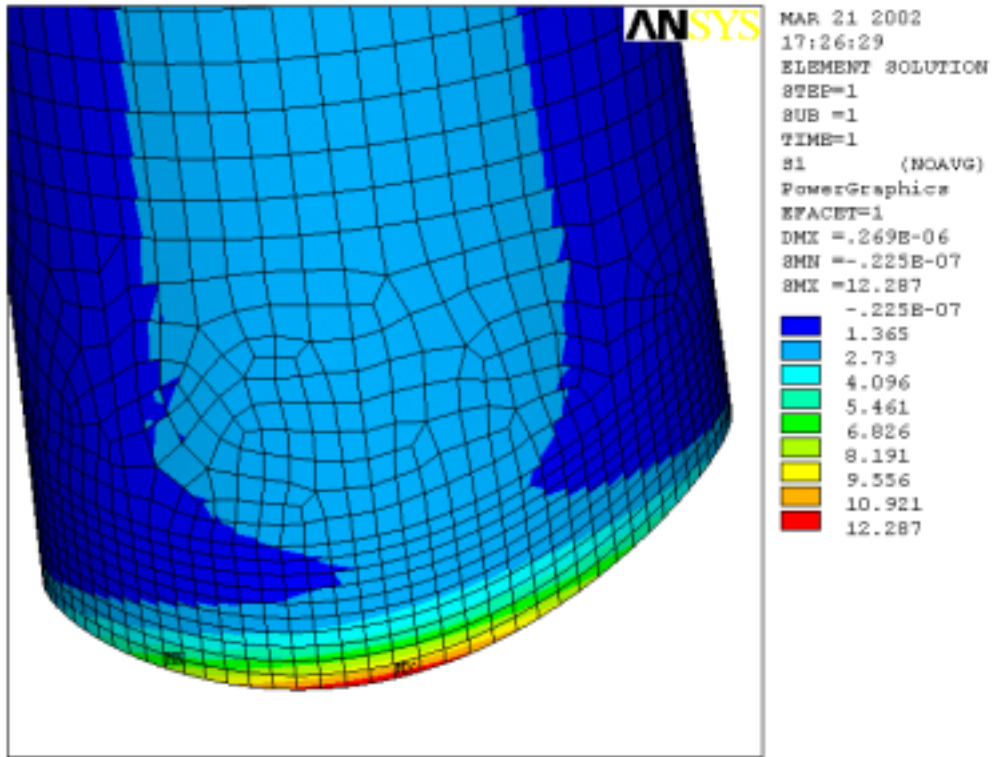


Fig. 7.4- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 5600-A para AXF

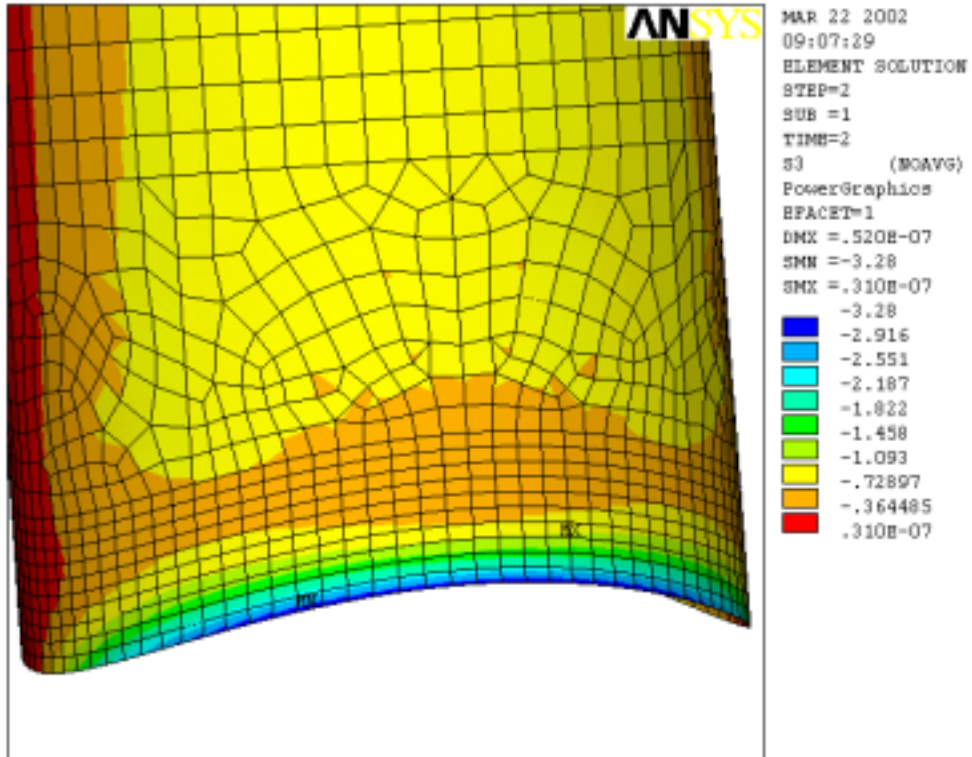
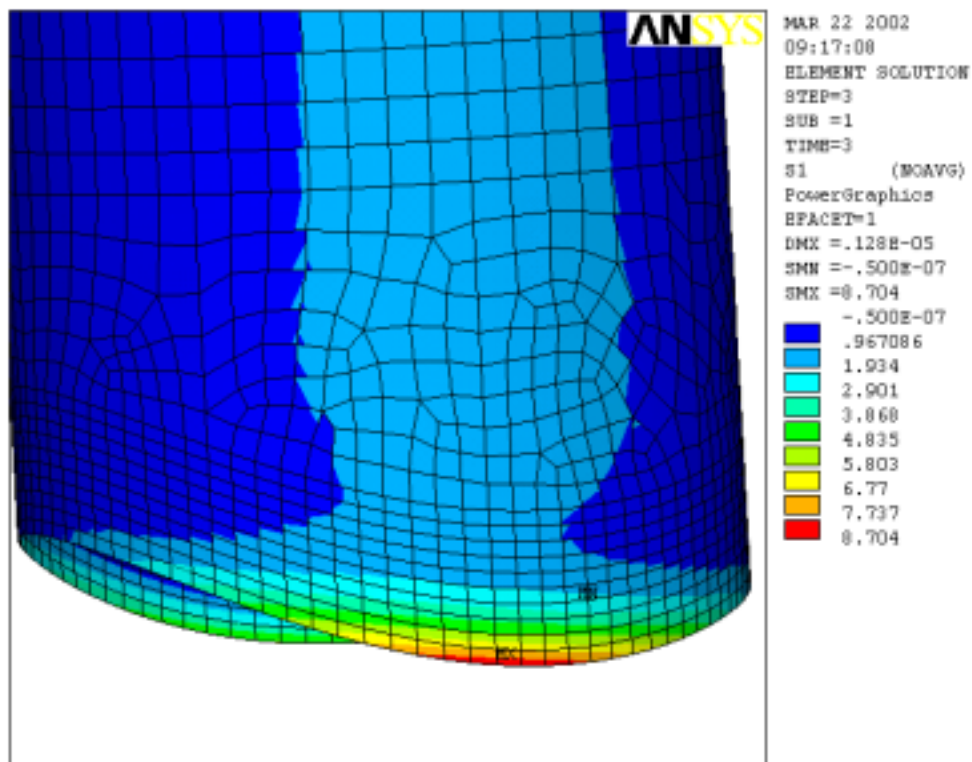
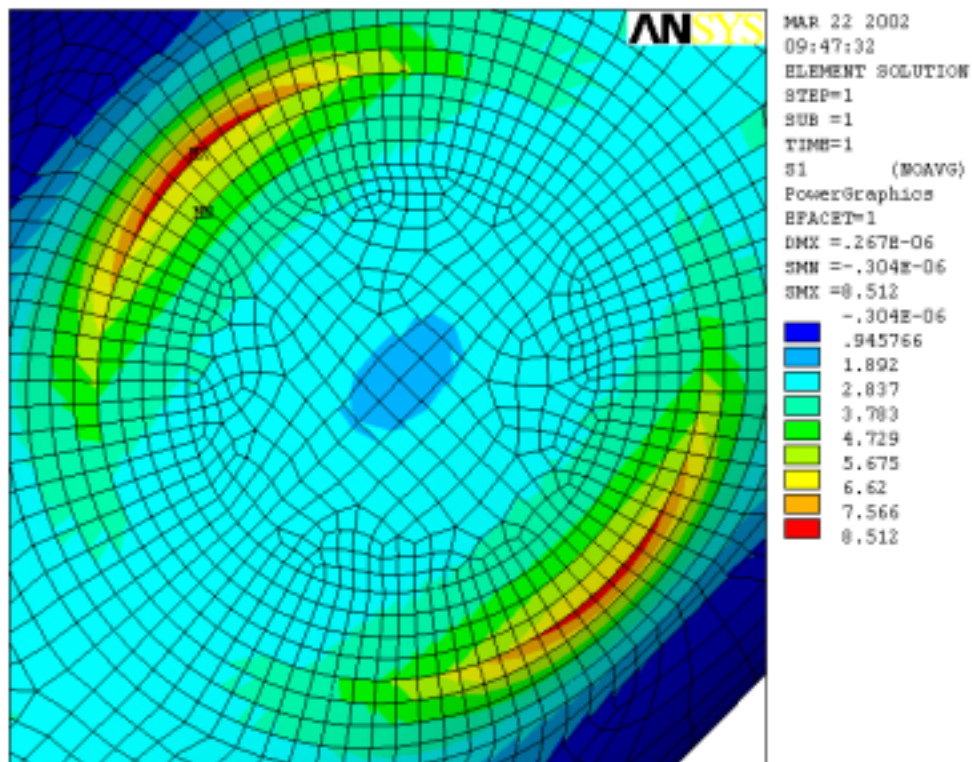


Fig. 7.5- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 5600-A para IPB



**Fig. 7.6-** Tensão de pico na sela da ramificação da junta 5600-A para OPB



**Fig. 7.7-** Tensão de pico na sela do tronco da junta 5600-A para AXF

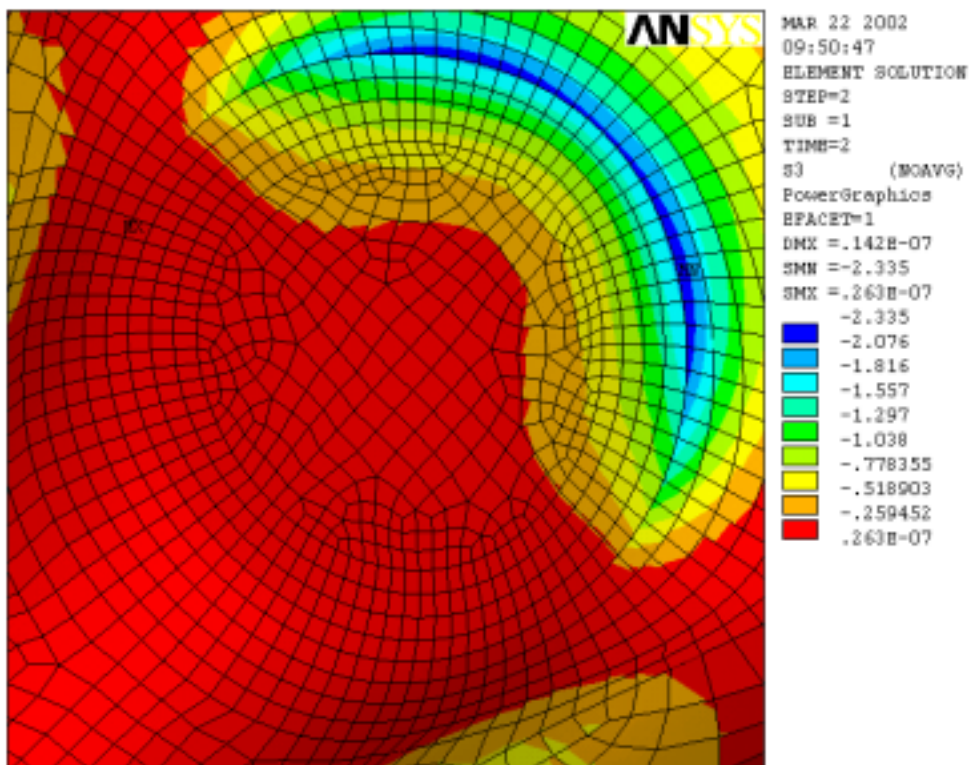


Fig. 7.8- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 5600-A para IPB

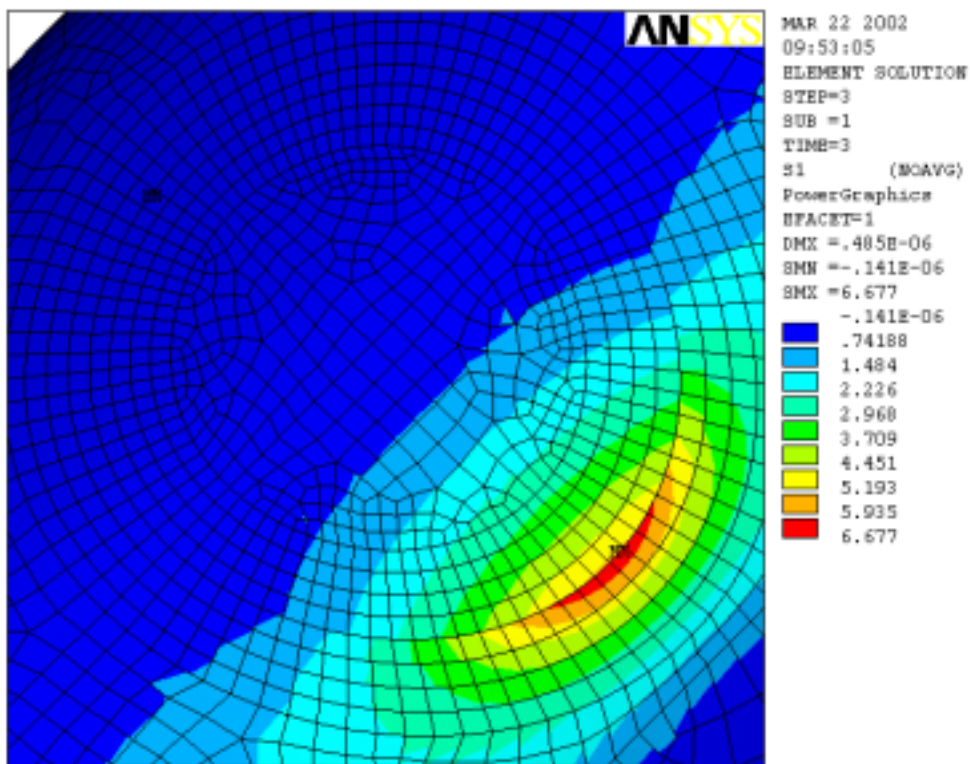


Fig. 7.9- Tensão de pico na sela do tronco da junta 5600-A para OPB

## Nó 5600A como junta Y

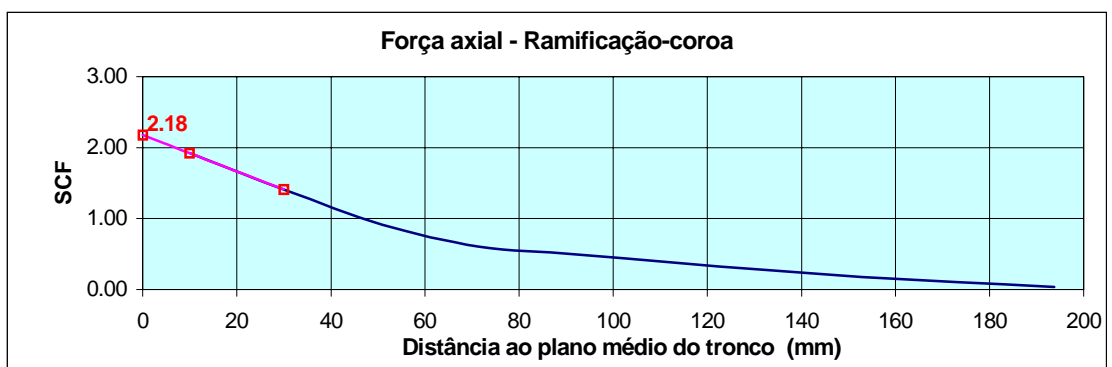
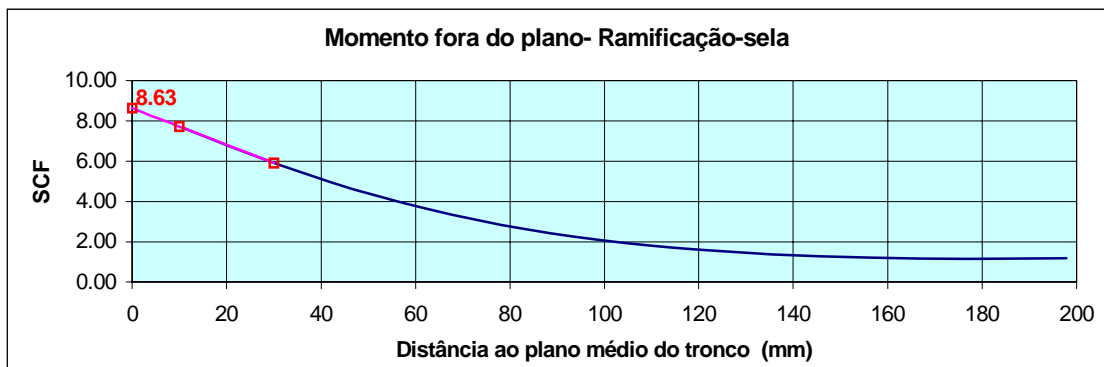
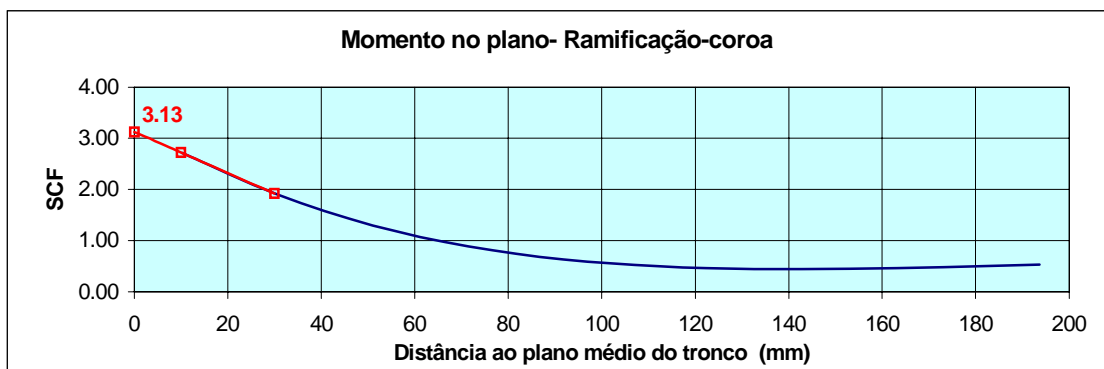
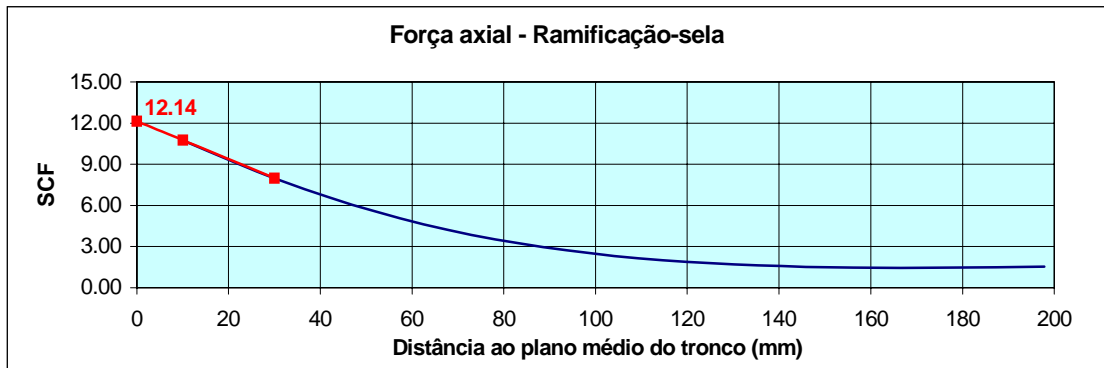
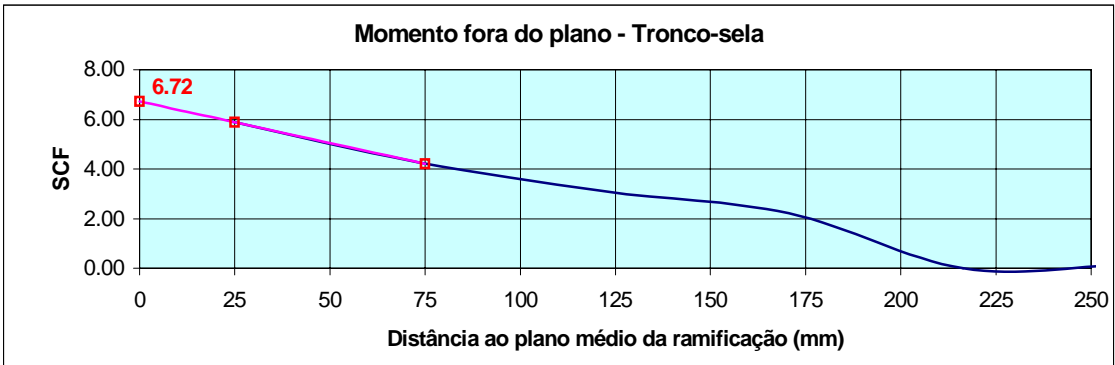
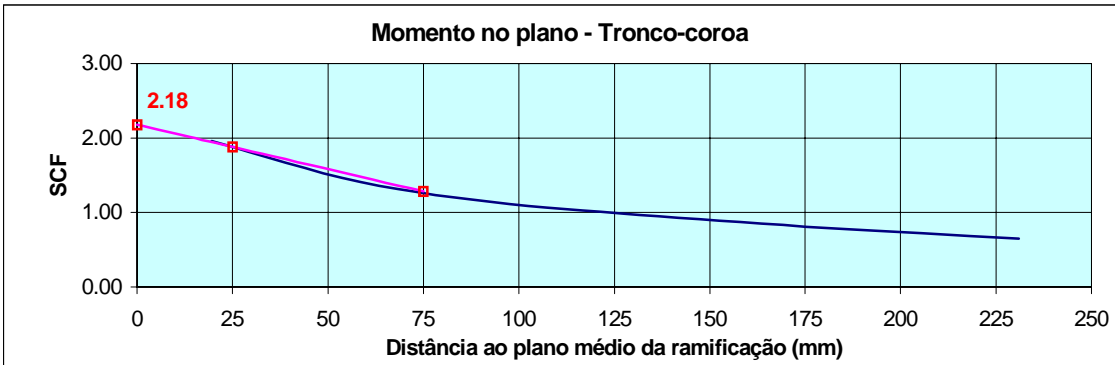
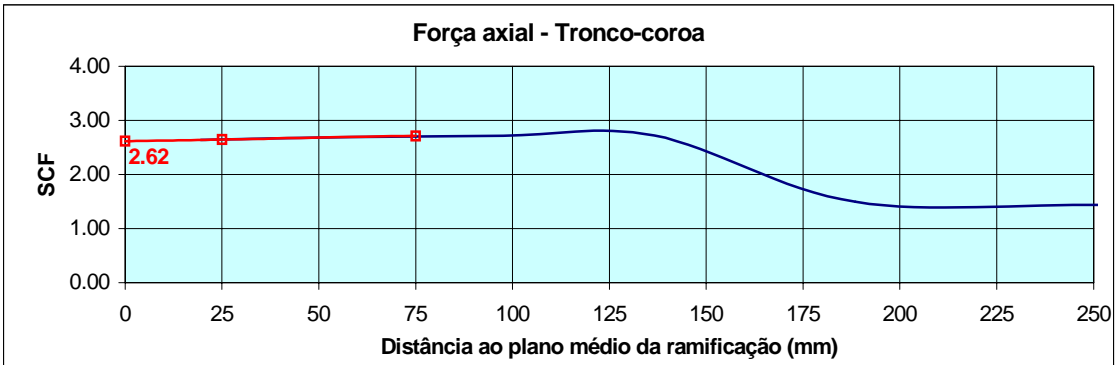
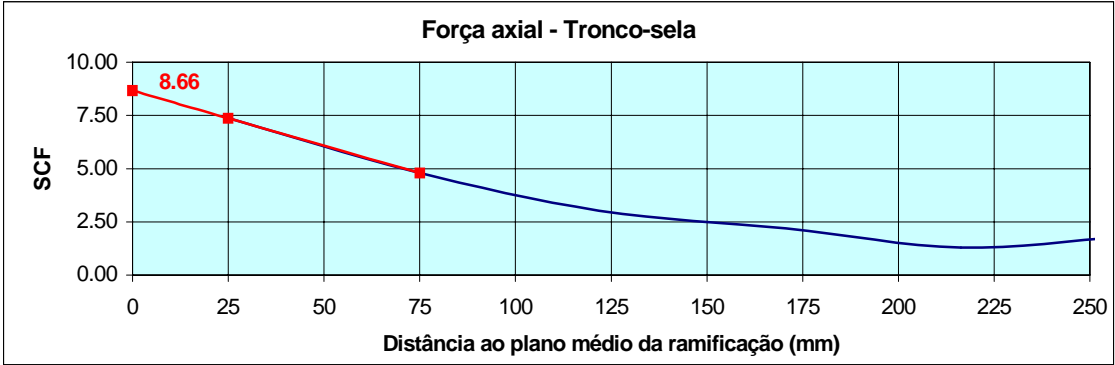


Fig. 7.10-Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 5600-A

**Nó 5600A como junta Y - SCF's no Tronco**



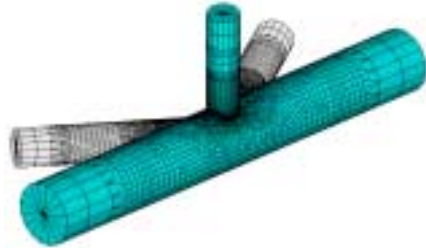
**Fig. 7.11- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 5600-A**

**JUNTA 5600 - SCF's**

**Tipo de junta: Y**

**Tronco: 5604 - 5606**

**Ramificação: 5605**



Dados de entrada	TRONCO			RAMIFICAÇÃO		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	50	15000	1000	20	83

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	15	0.5	20.000	0.400	1.449

Referências bibliográficas	Carga axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco sela	tronco coroa	ramif. sela	ramif. coroa	tronco coroa	ramif. coroa	tronco sela	ramif. sela
Efthymiou (1)	8.03	2.91	8.57	2.41	2.39	2.86	6.20	6.65
Wordsworth/Smedley (2)	8.84	3.56	6.57	3.24	2.53	2.59	6.18	4.89
Kuang (3)	6.78	-	9.76	-	1.97	2.38	5.42	6.71

Modelo EF-A	8.66	2.62	12.14	2.18	2.18	3.13	6.72	8.63
Modelo EF-B	8.60	2.48	12.03	2.07	2.16	3.12	6.65	8.52
Modelo EF-C	8.50	2.66	11.90	2.17	2.17	3.10	6.56	8.43
Modelo EF-D	8.47	2.53	11.80	2.07	2.15	3.10	6.50	8.33

**Tab. 7.1- SCF's da junta 5600**

### 7.3- SCF's da Junta 121

#### 7.3.1- Junta 121-1 e 2

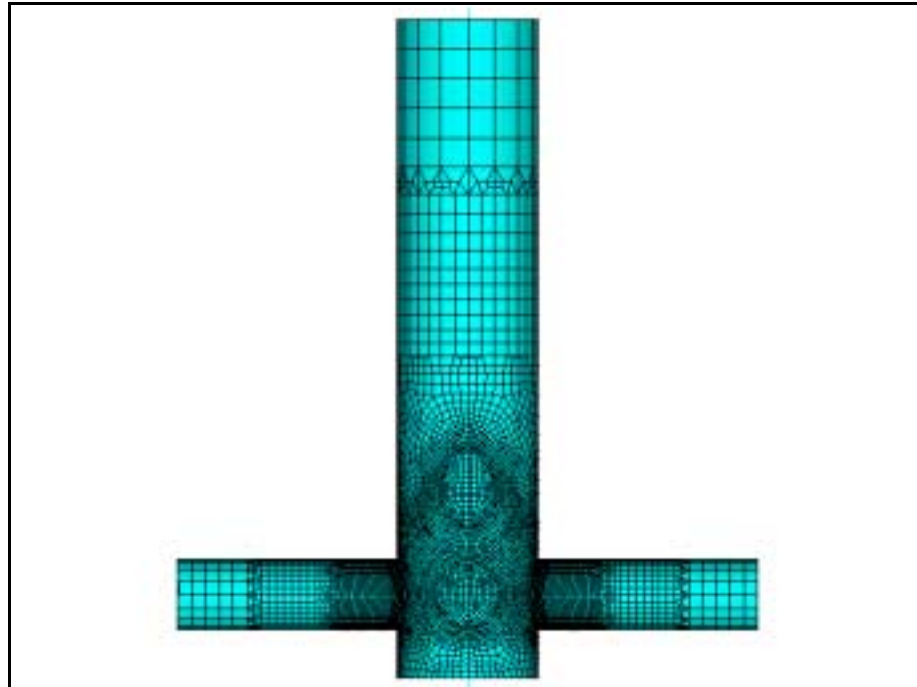


Fig. 7.12- Junta 121-1 e 2 tipo X - MEF-A e C

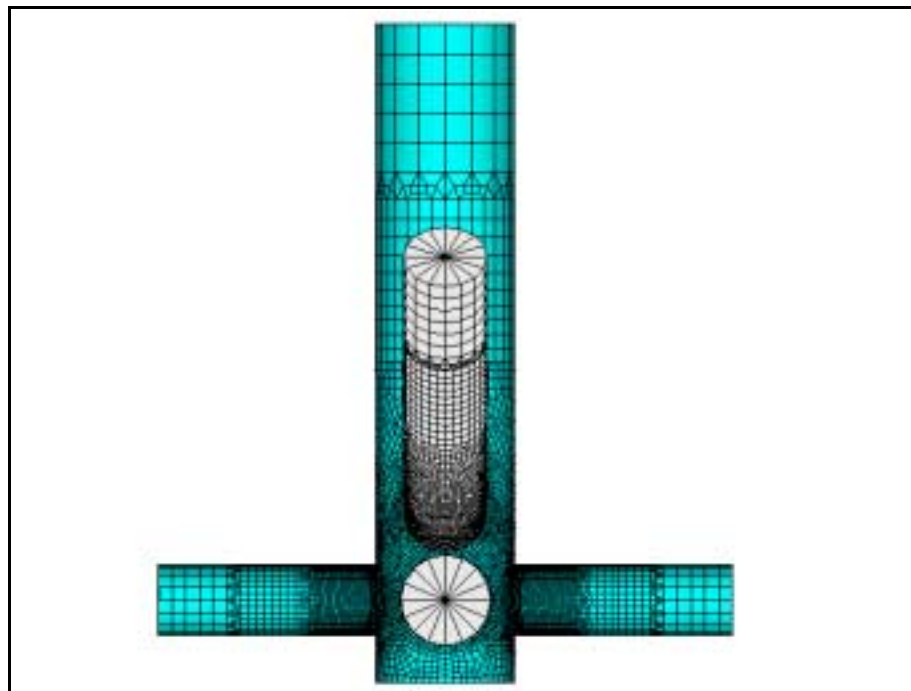


Fig. 7.13- Junta 121-1 e 2 tipo X - MEF-B e D



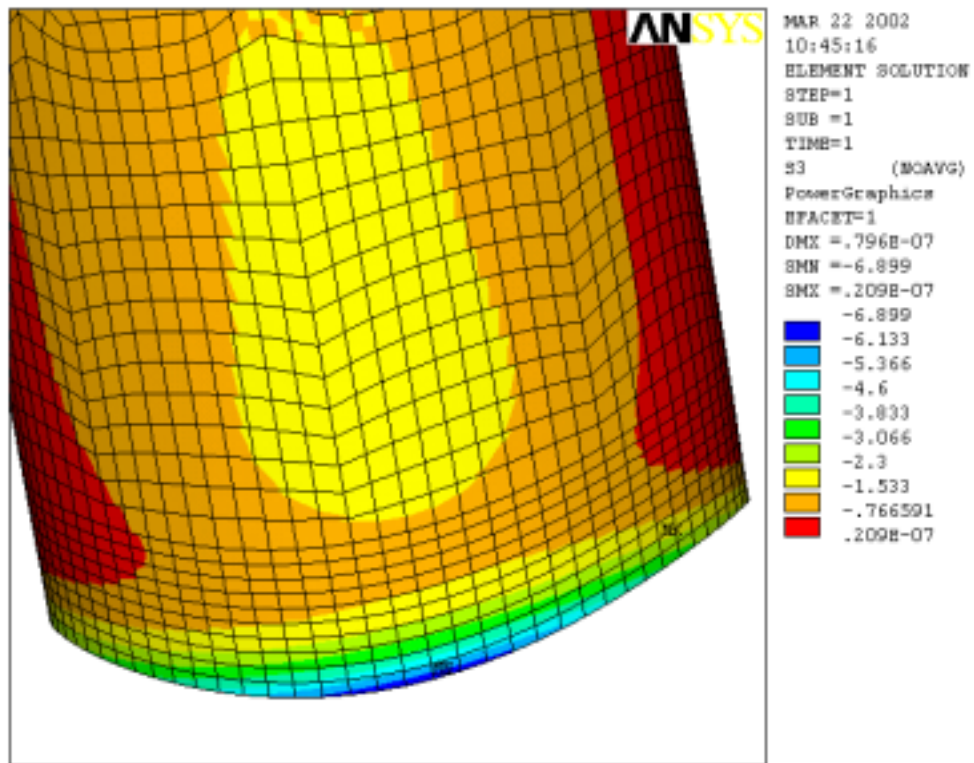


Fig. 7.14- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 121-1A para AXF

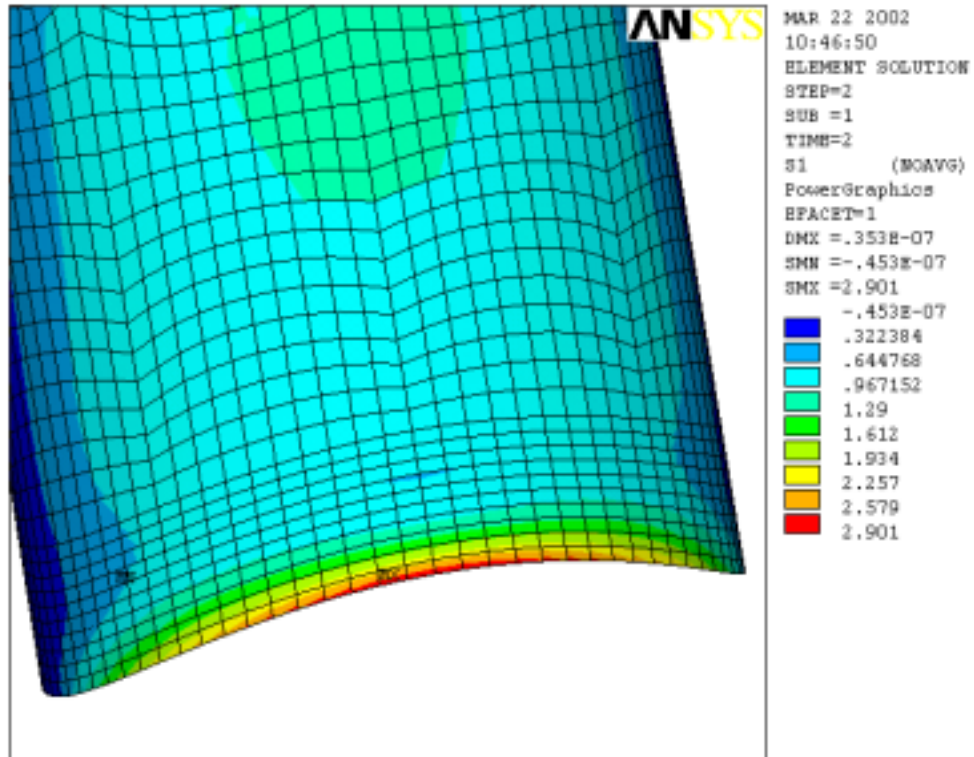


Fig. 7.15- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 121-1A para IPB

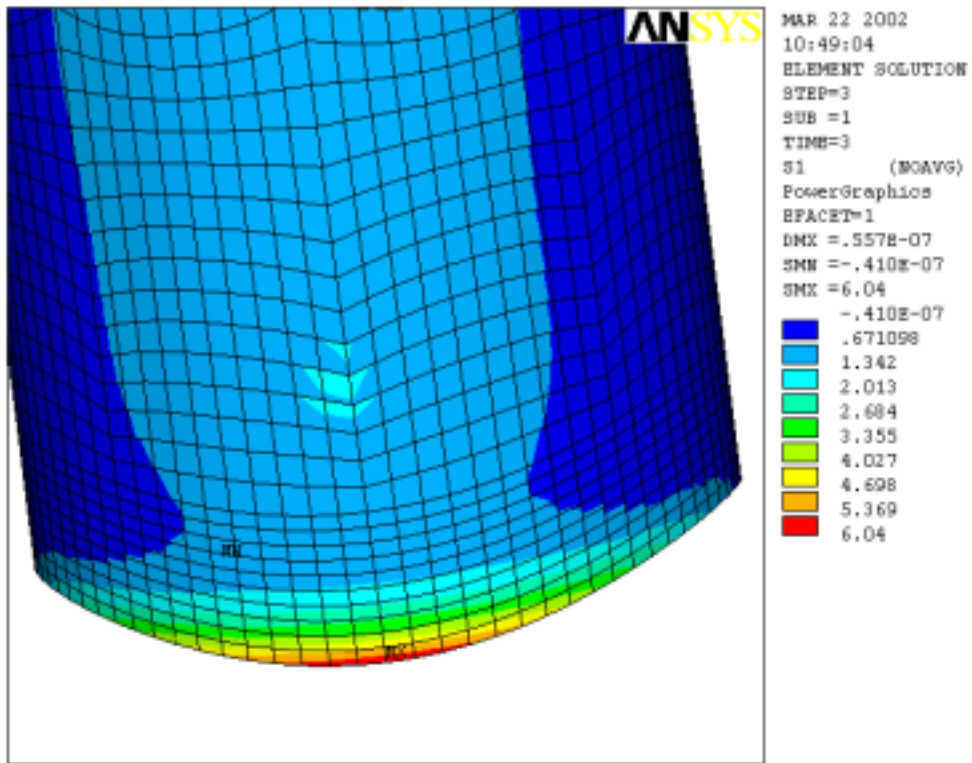


Fig. 7.16- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 121-1A para OPB

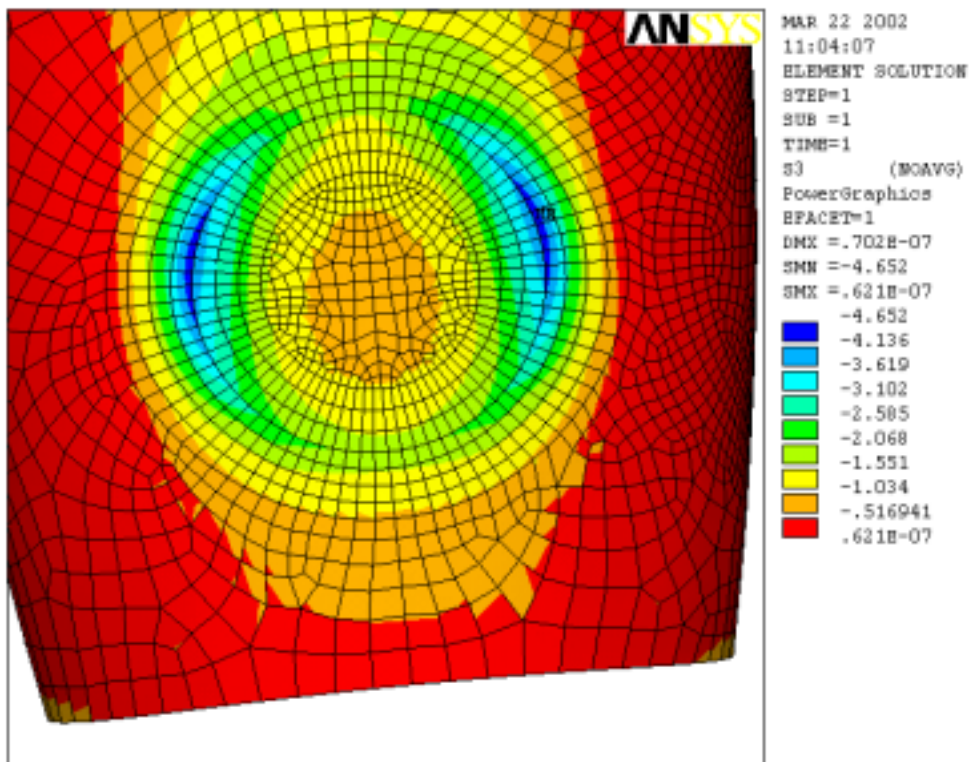


Fig. 7.17- Tensão de pico na sela do tronco da junta 121-1A para AXF

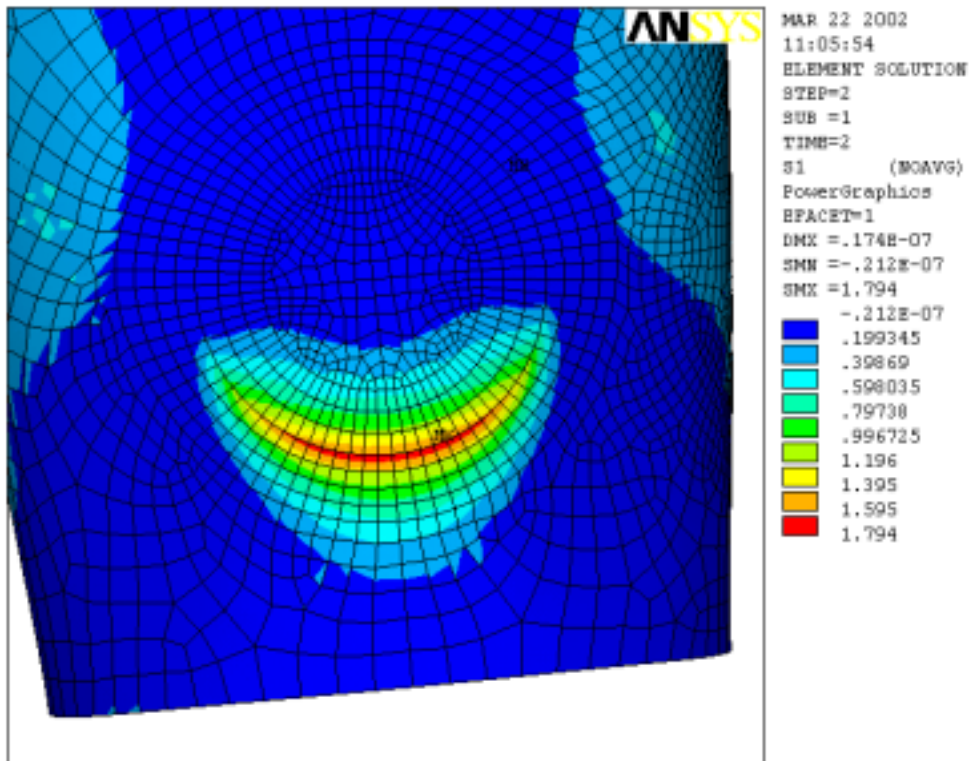


Fig. 7.18- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 121-1A para IPB

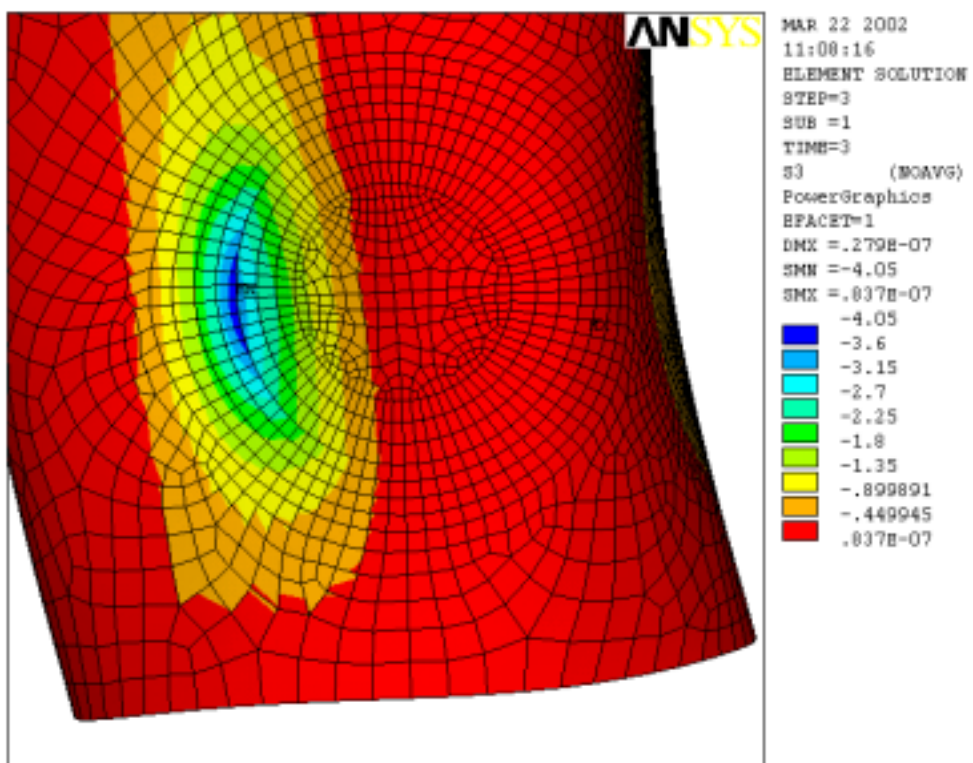
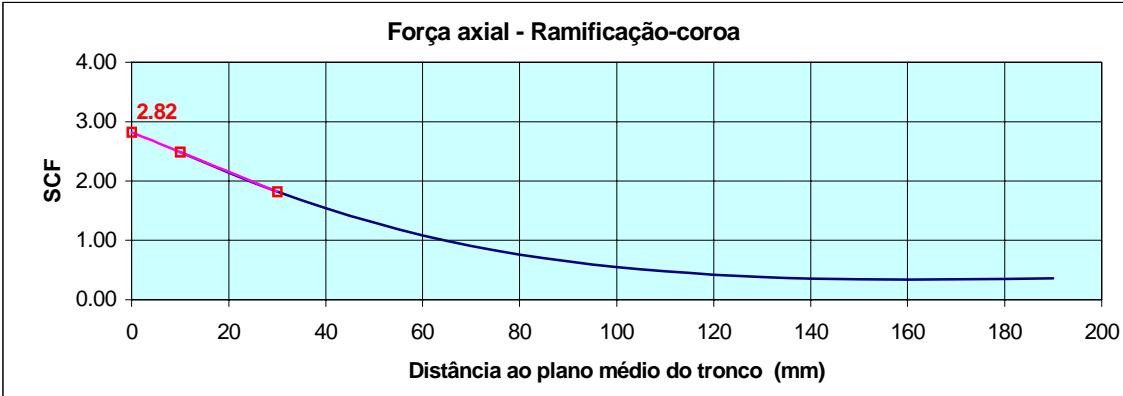
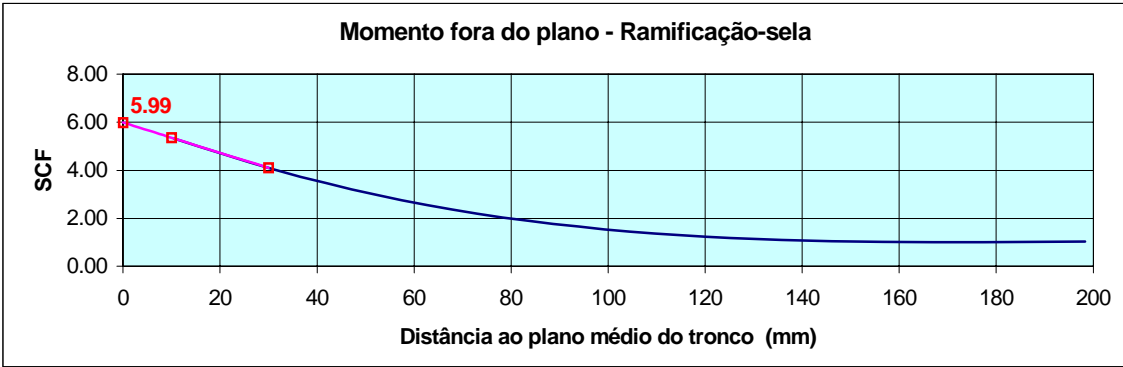
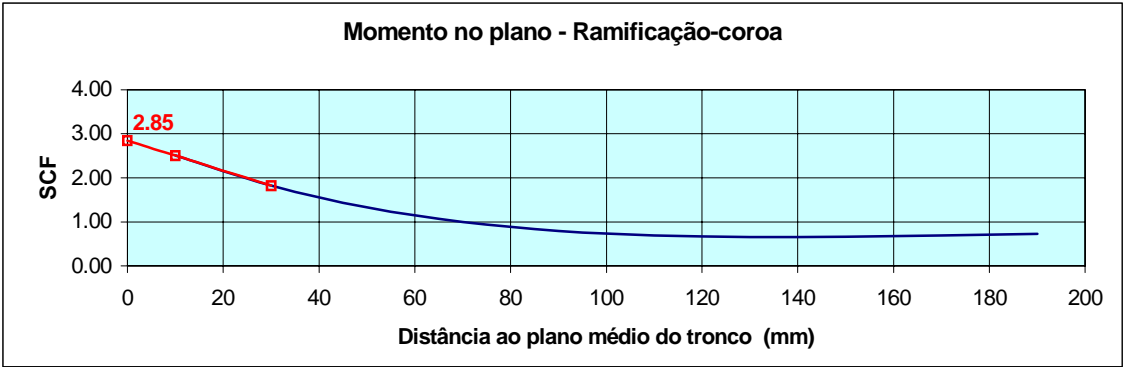
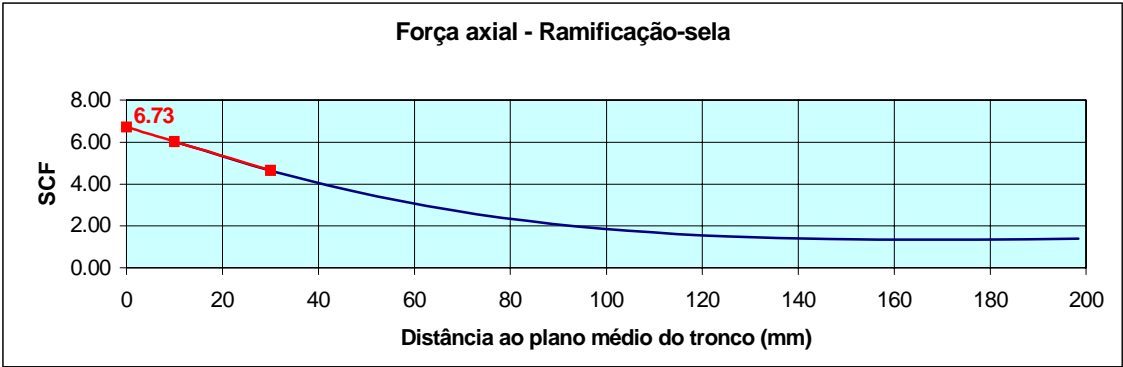


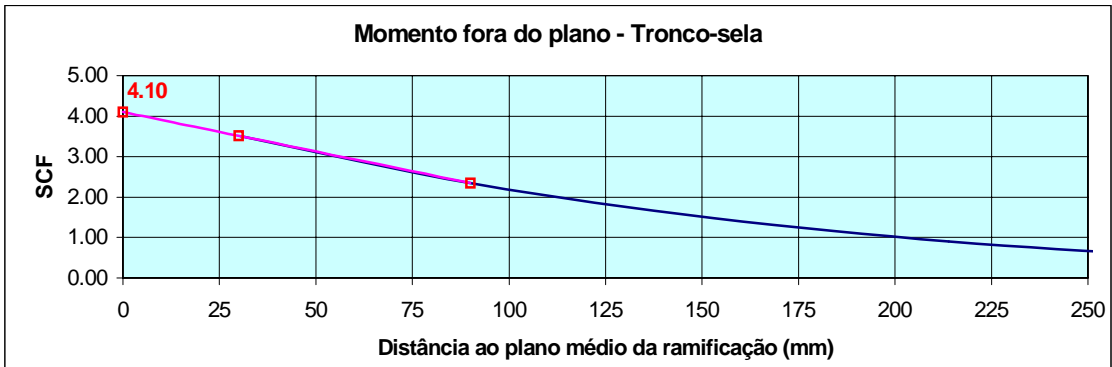
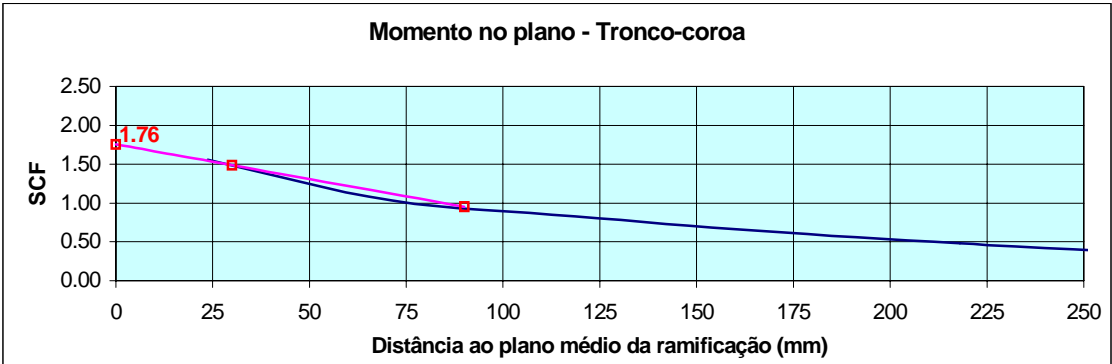
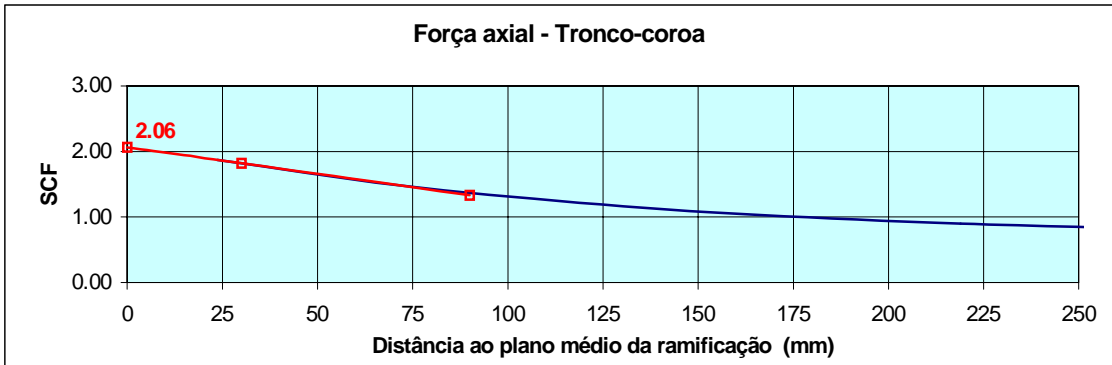
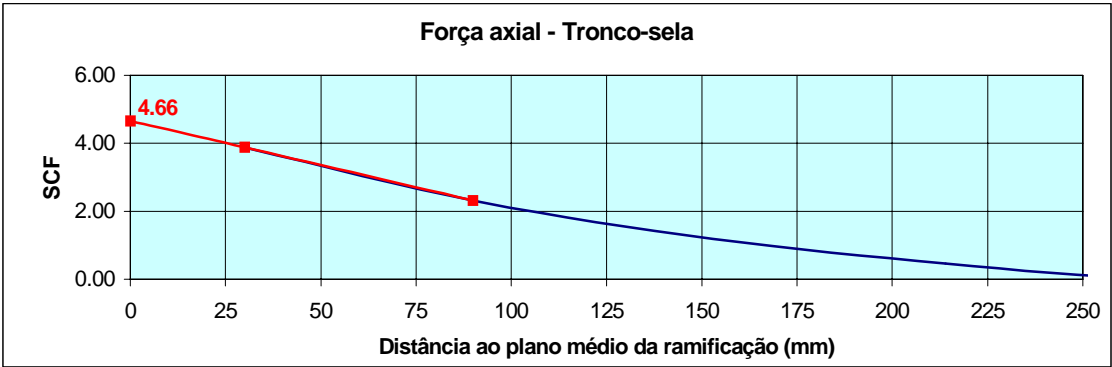
Fig. 7.19- Tensão de pico na sela do tronco da junta 121-1A para OPB

**Nó 121A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.20- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 121-A**

**Nó 121A como junta X - SCF's no tronco**



**Fig. 7.21- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 121-A**

**JUNTA 121 - SCF's**

**Tipo de junta: X**

**Tronco: 8006 - 1214**

**Ramificações: 1211- 1212**



Dados de entrada	Tronco			Ramificações		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	60	9150	1000	20	90

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	9.150	0.500	16.667	0.333	1.571

Referências bibliográficas	Carga axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	8.62	1.12	8.55	2.24	1.82	2.52	3.98	4.76
Wordsworth/Smedley (2)	9.08	-	6.72	-	1.97	2.24	4.21	3.65
Recommended SCF's	7.21	-	5.33	-	1.56	1.78	3.34	2.90

Modelo EF-A	4.66	2.06	6.73	2.82	1.76	2.85	4.10	5.99
Modelo EF-B	4.22	1.97	7.04	2.83	1.75	2.83	3.91	5.93
Modelo EF-C	4.56	2.06	6.60	2.79	1.74	2.83	4.04	5.89
Modelo EF-D	4.77	1.97	6.90	2.80	1.74	2.81	3.85	5.83

**Tab. 7.2- SCF's da junta 121**

## 7.4- SCF's da Junta 429

### 7.4.1- Junta 429-1

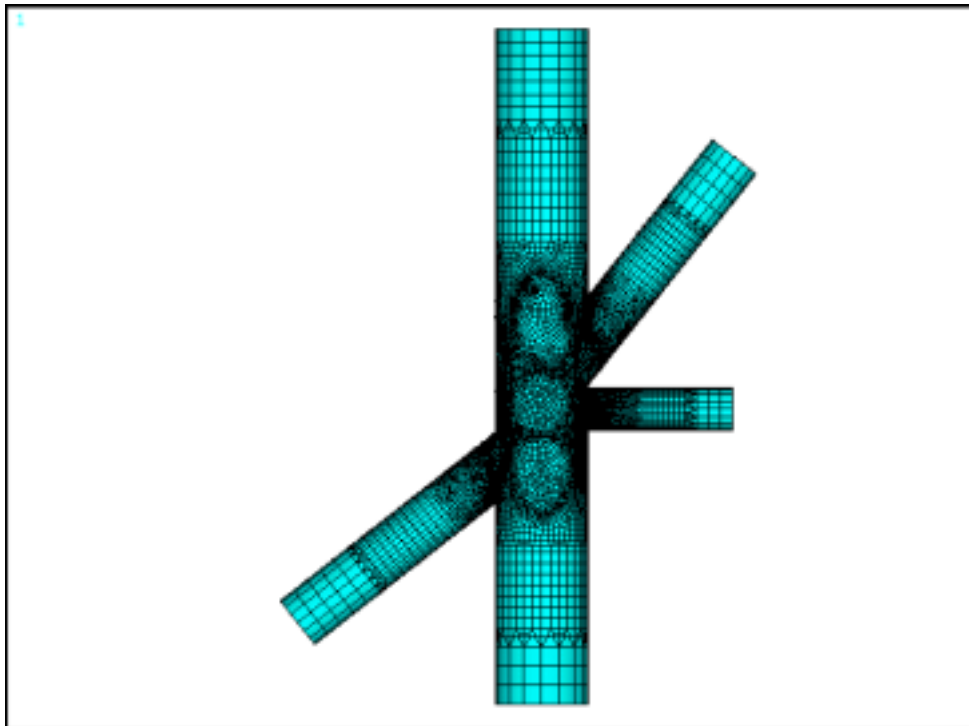


Fig. 7.22- Junta 429-1 tipo X - MEF-A e C

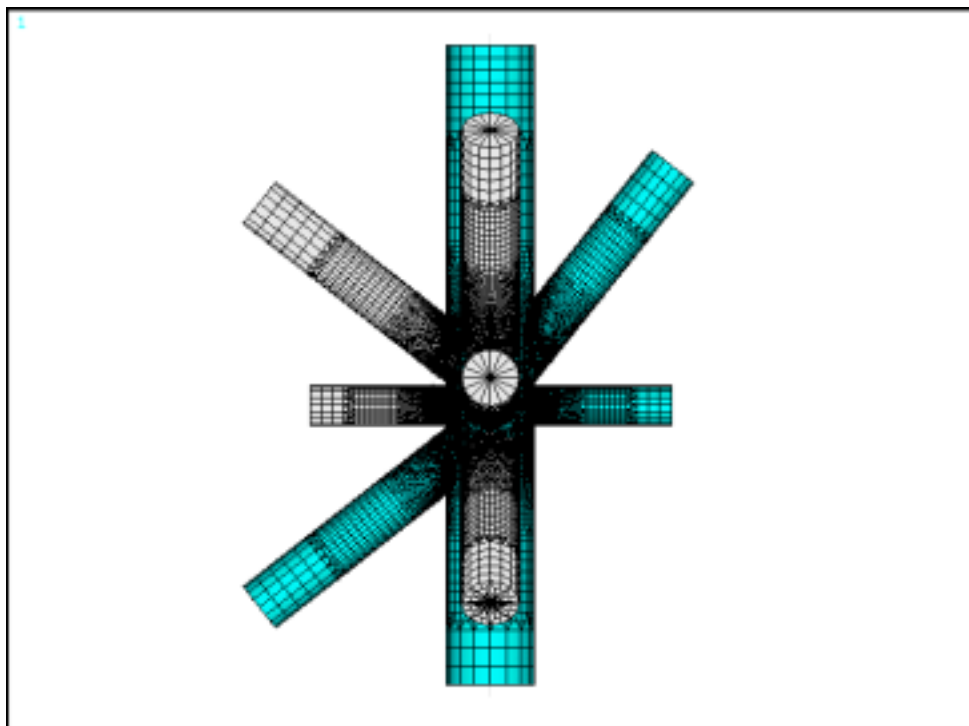


Fig. 7.23- Junta 429-1 tipo X - MEF-B e D

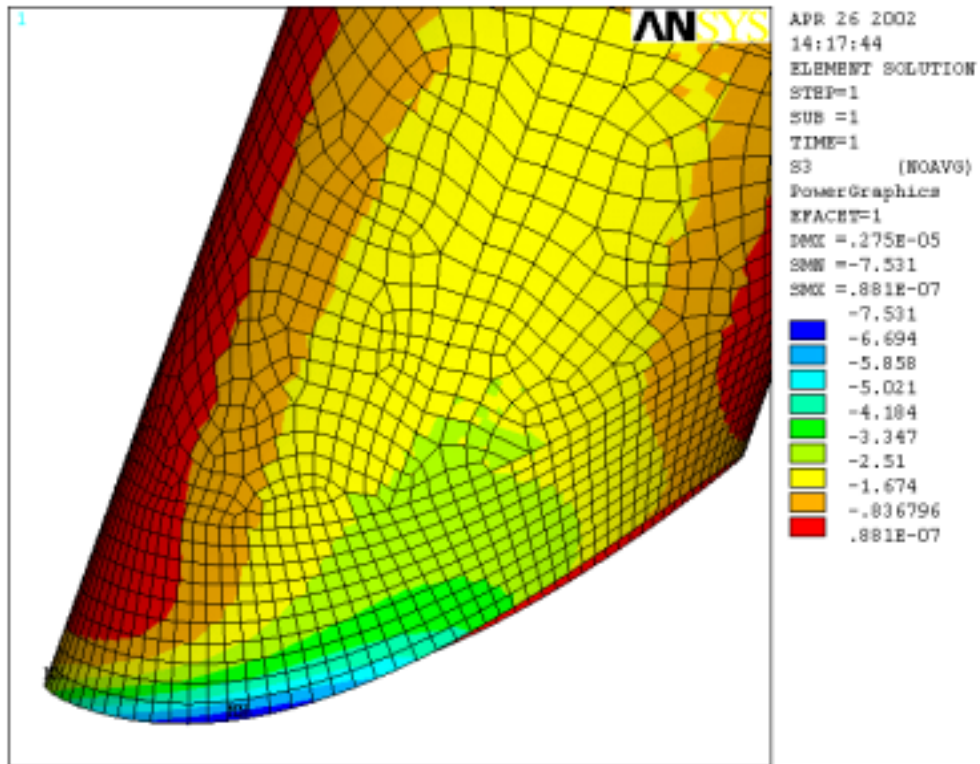


Fig. 7.24- Tensão de pico na ramificação da junta 429-1A para AXF

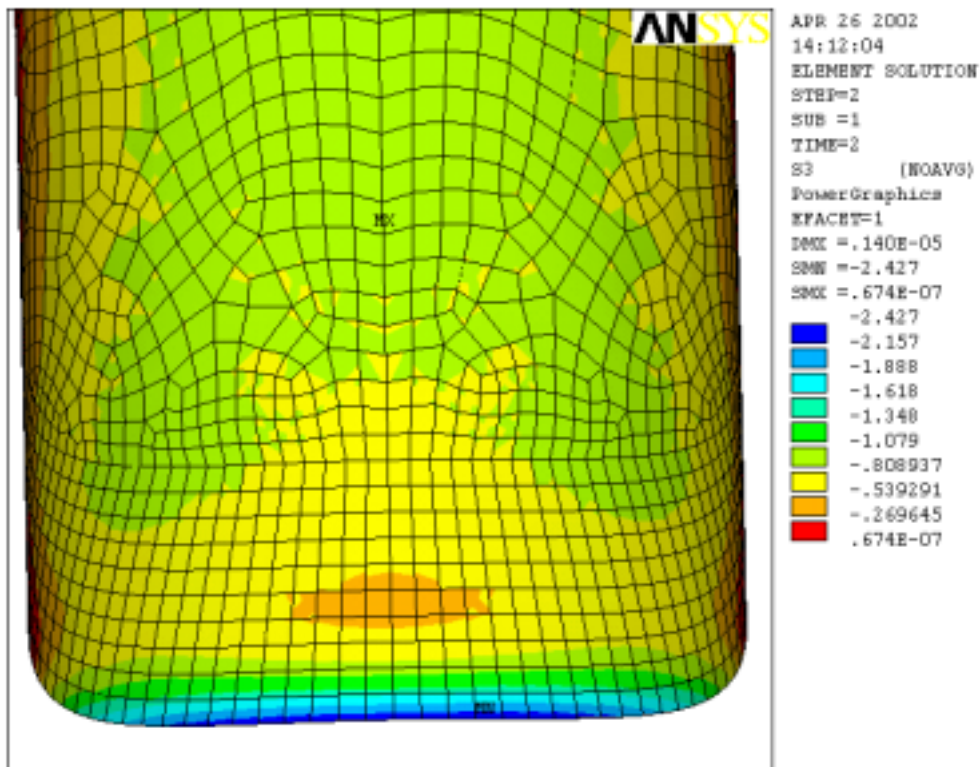


Fig. 7.25- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 429-1A para IPB



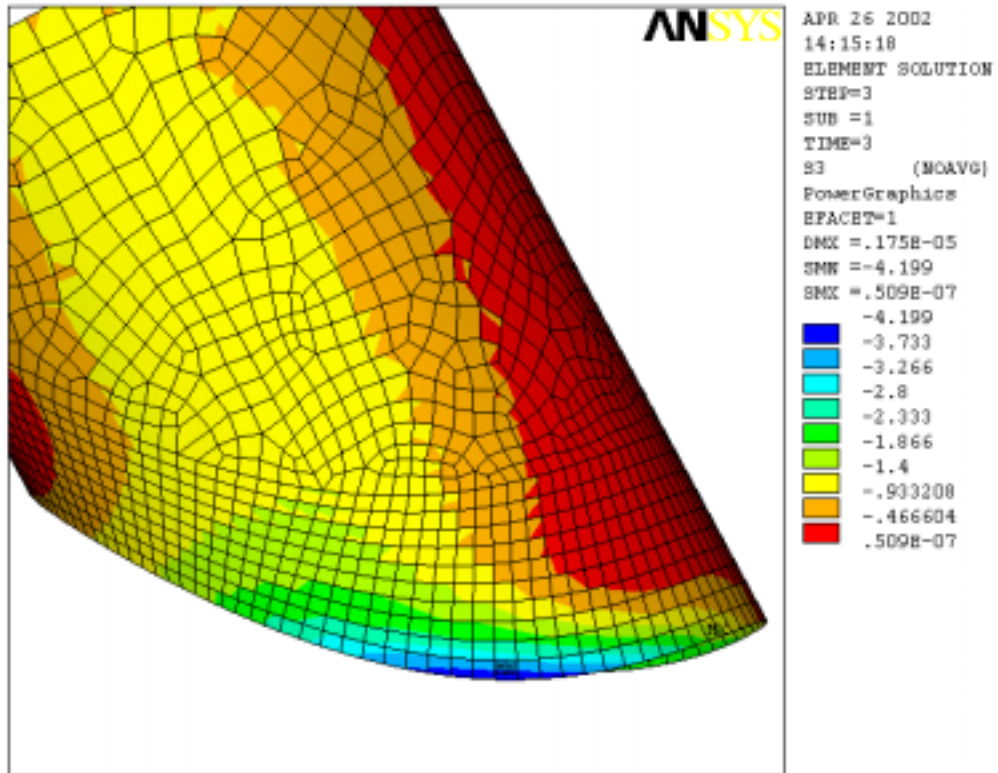


Fig. 7.26- Tensão de pico na ramificação da junta 429-1A para OPB

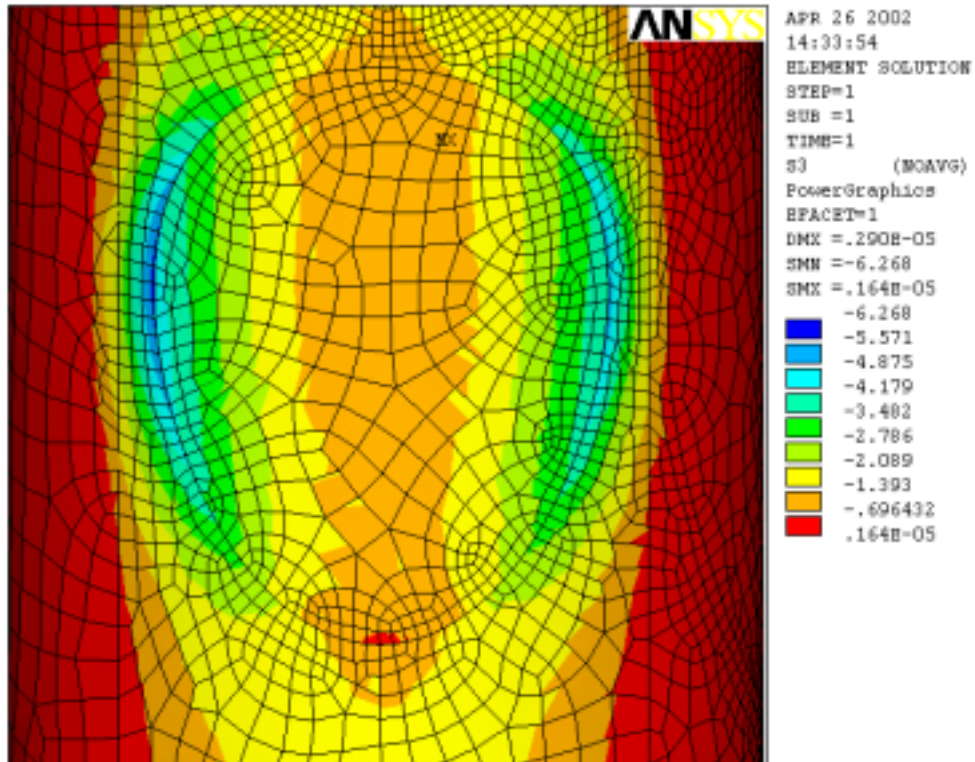


Fig. 7.27- Tensão de pico na sela do tronco da junta 429-1A para AXF

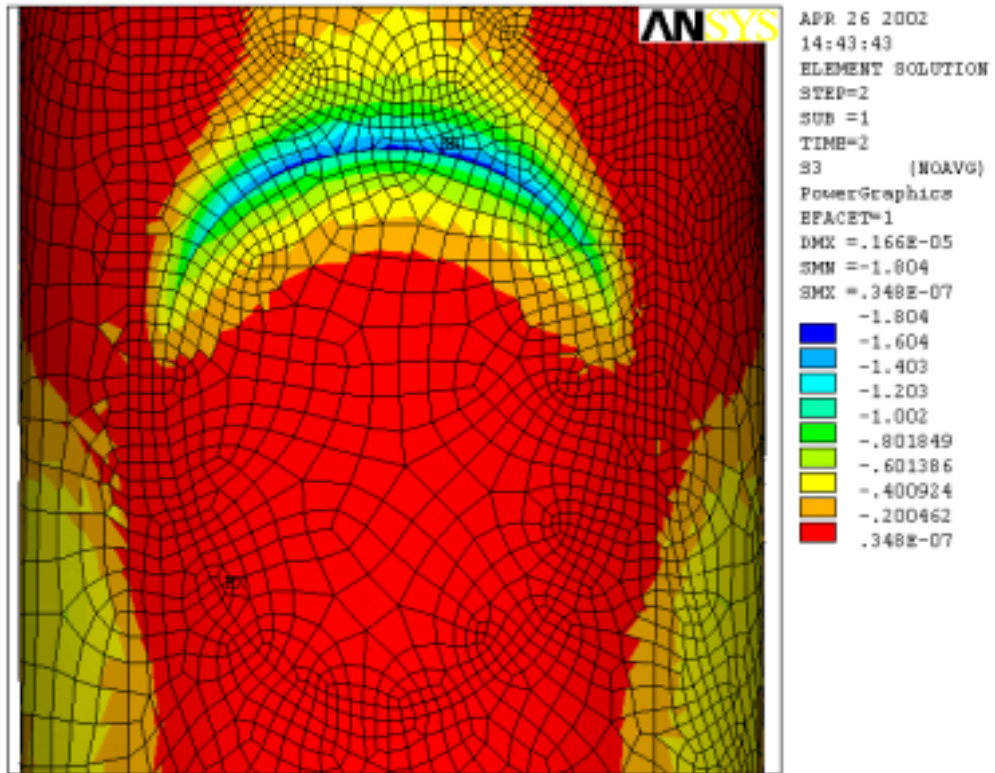


Fig. 7.28- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 429-1A para IPB

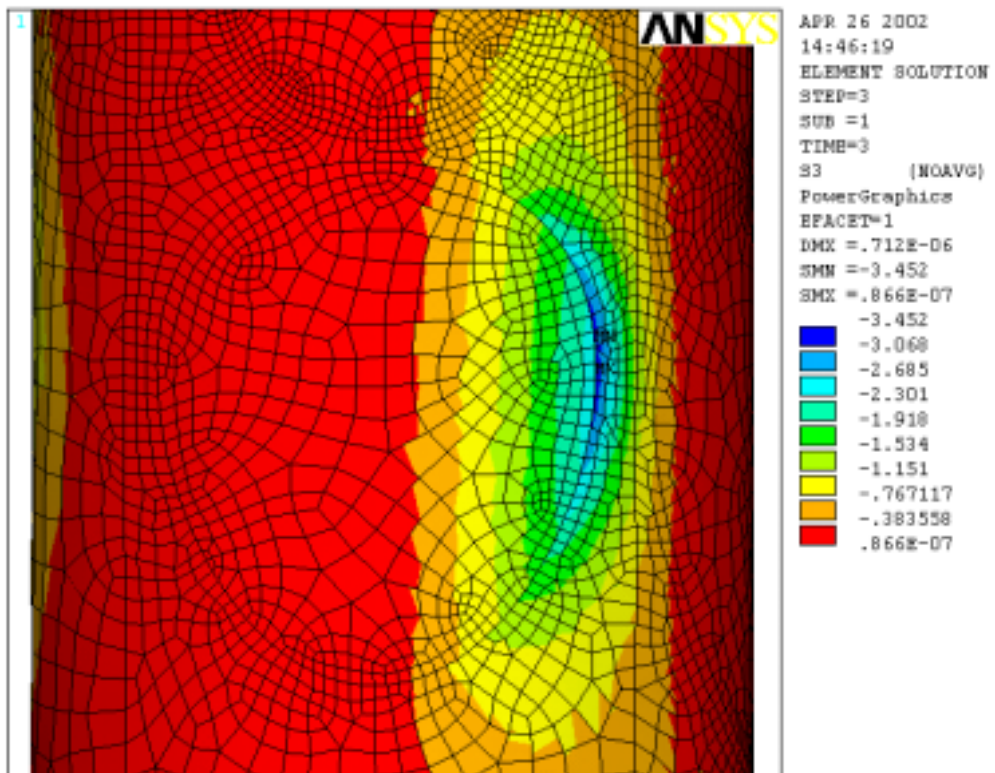
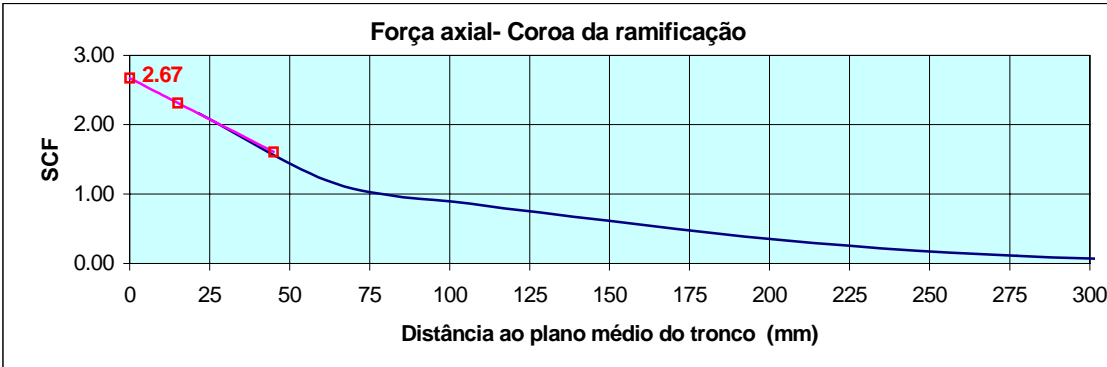
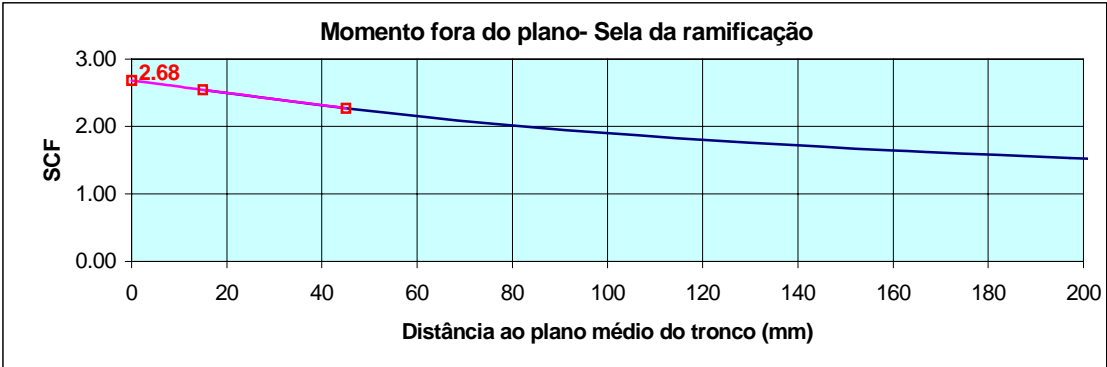
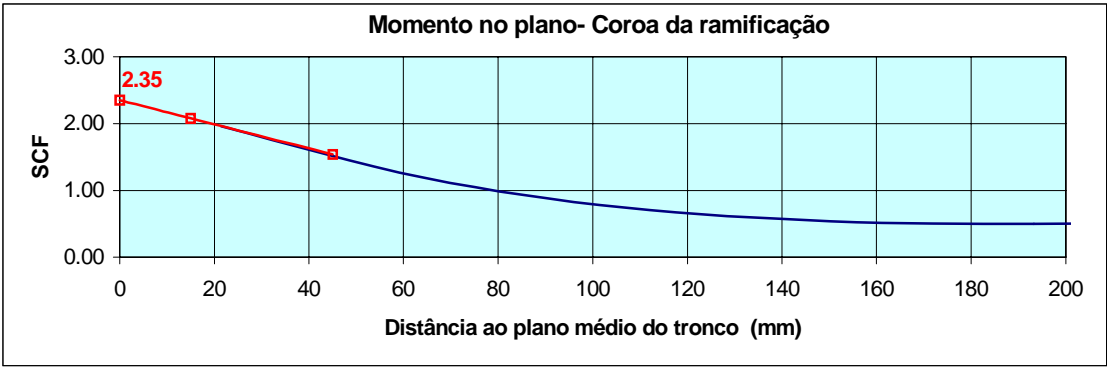
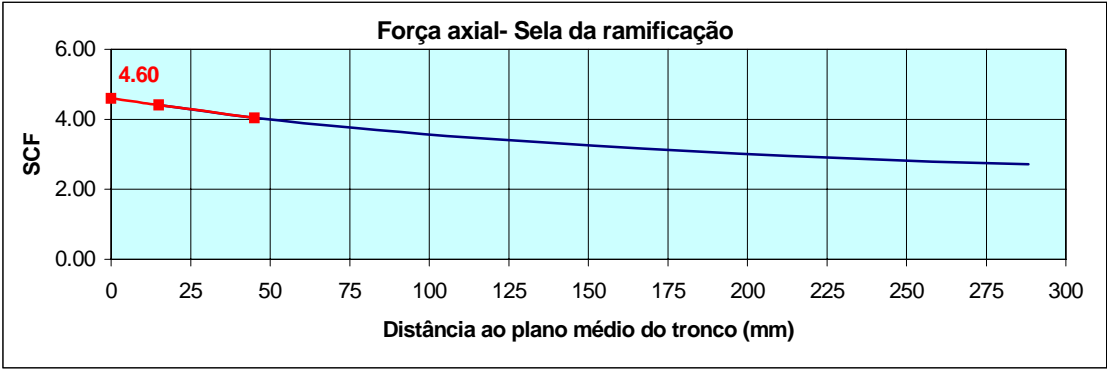


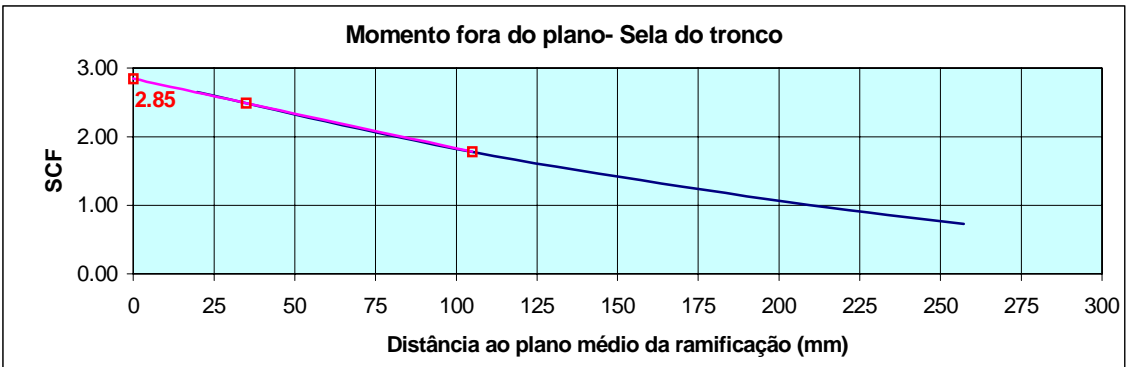
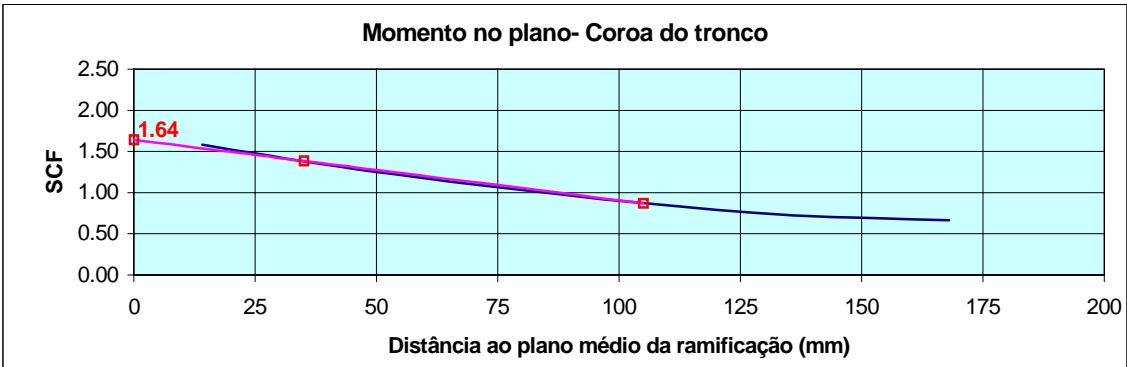
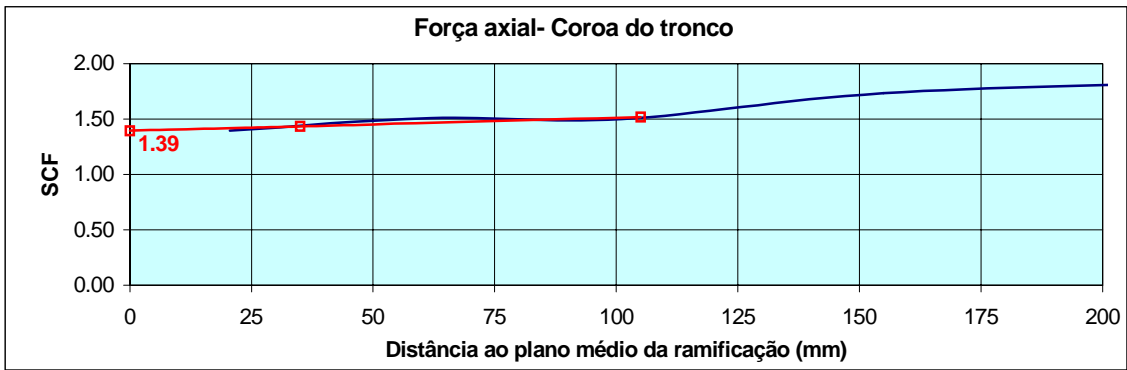
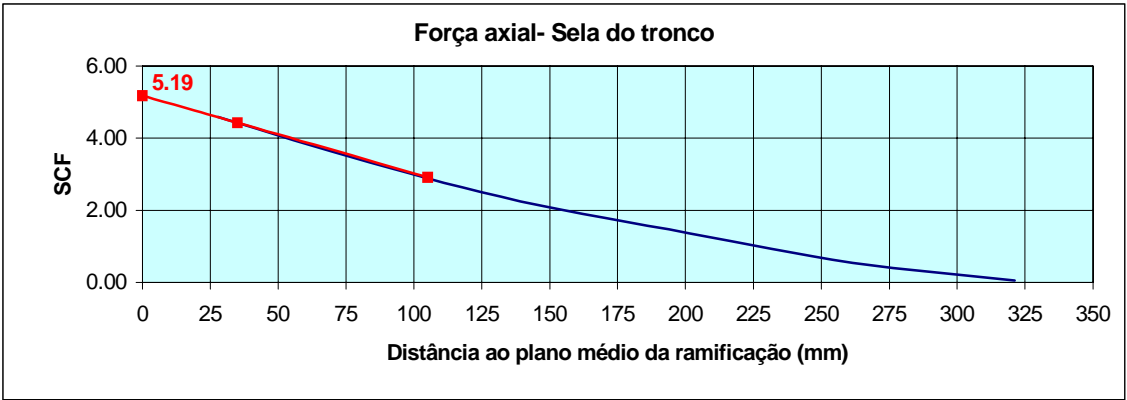
Fig. 7.29- Tensão de pico na sela do tronco da junta 429-1A para OPB

**Nó 429-1A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.30- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-1A**

**Nó 429-1A como junta X - SCF's no tronco**



**Fig. 7.31- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-1A**

**JUNTA 429-1 - SCF's**

**Tipo de junta: X**

**Tronco: 3402 - 4295**

**Ramificações: 4299-4293-4298**



Dados de entrada	TRONCO			RAMIFICAÇÃO		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	70	14266	1200	30	51.82

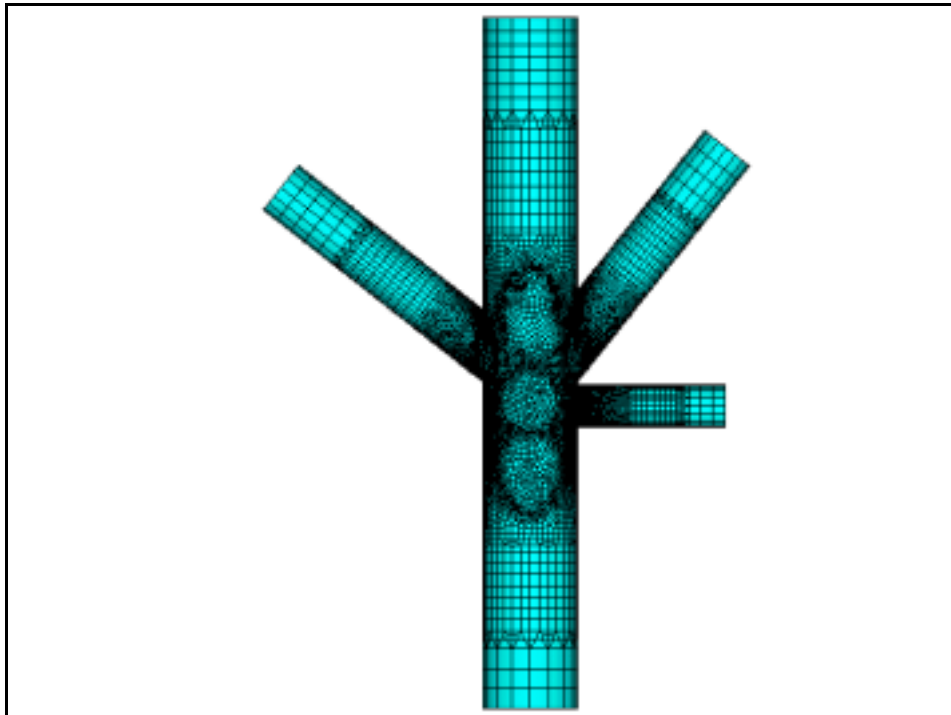
Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	14.266	0.600	14.286	0.429	0.904

Referências bibliográficas	Carga axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	6.78	1.34	5.12	2.27	1.73	2.59	3.46	3.44
Wordsworth/Smedley (2)	6.04	-	4.81	-	1.91	2.20	3.06	2.93
Recommended SCF's (3)	4.80	-	3.82	-	1.51	1.75	2.43	2.33

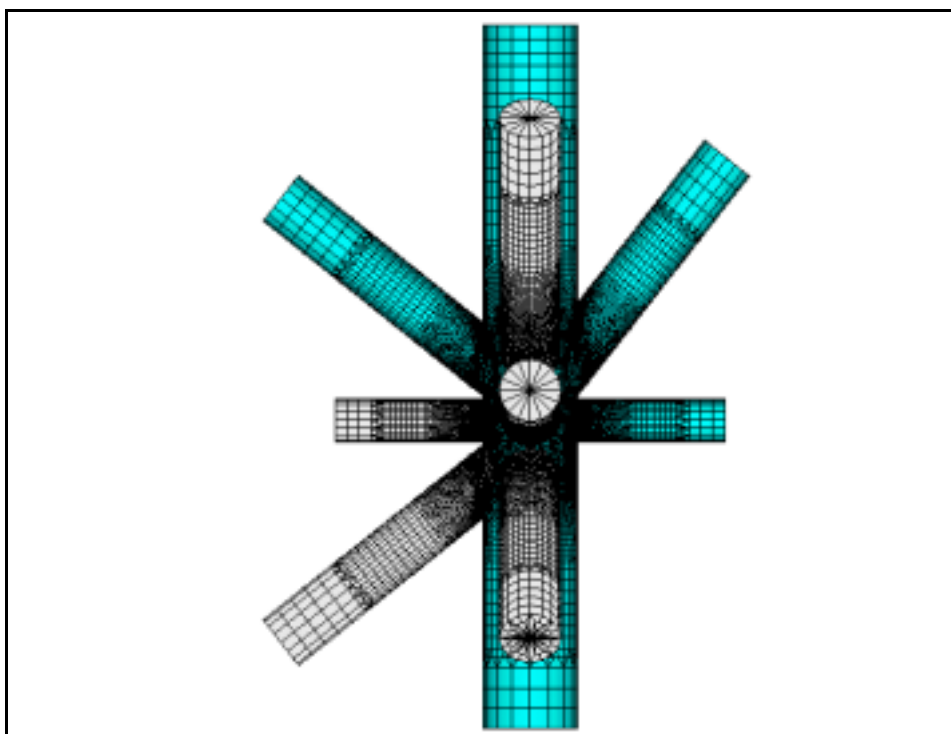
Modelo EF-A	5.19	1.39	4.60	2.67	1.64	2.35	2.85	2.68
Modelo EF-B	4.91	1.29	4.54	2.93	1.57	2.88	2.68	2.53
Modelo EF-C	5.09	1.43	4.46	2.60	1.60	2.32	2.78	2.60

**Tab. 7.3- SCF's da junta 429-1**

#### 7.4.2- Junta 429-2

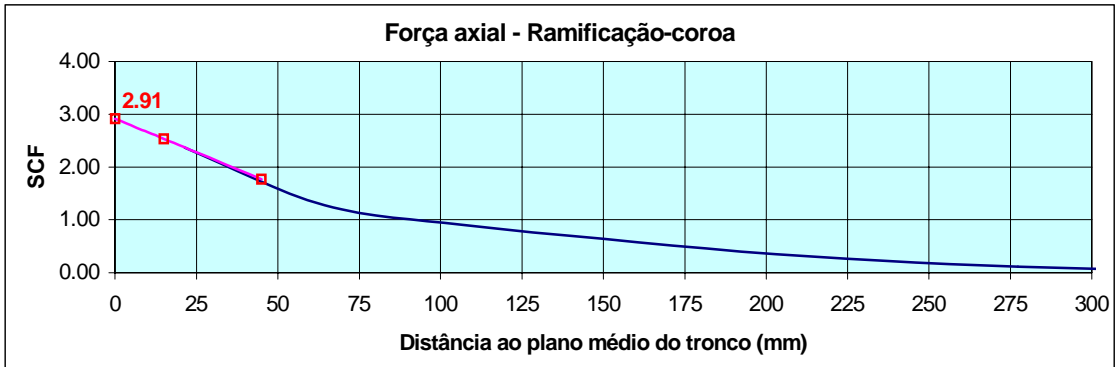
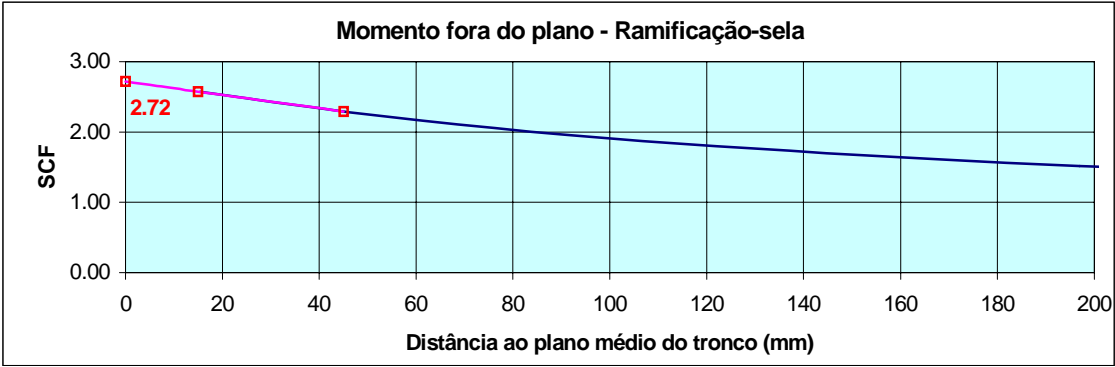
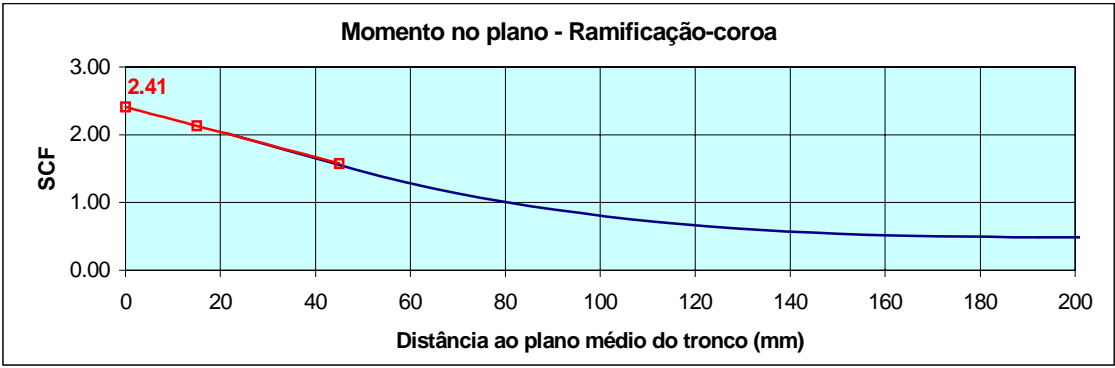
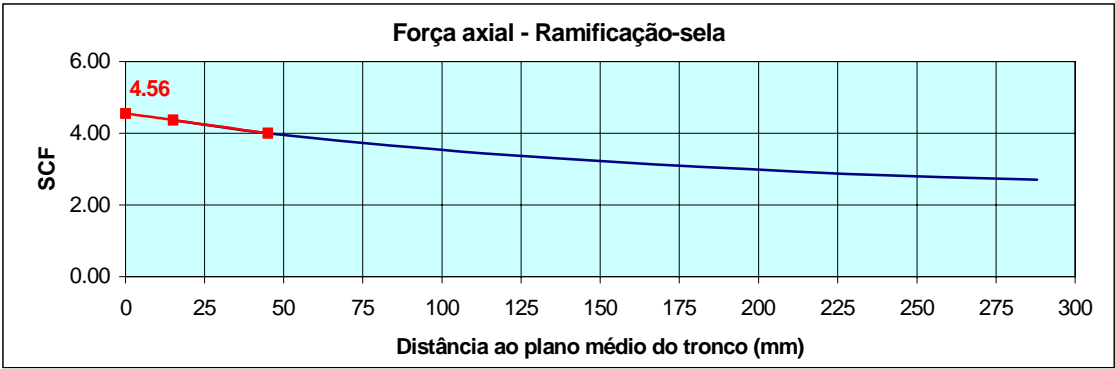


**Fig. 7.32- Junta 429-2 tipo X - MEF-A e C**



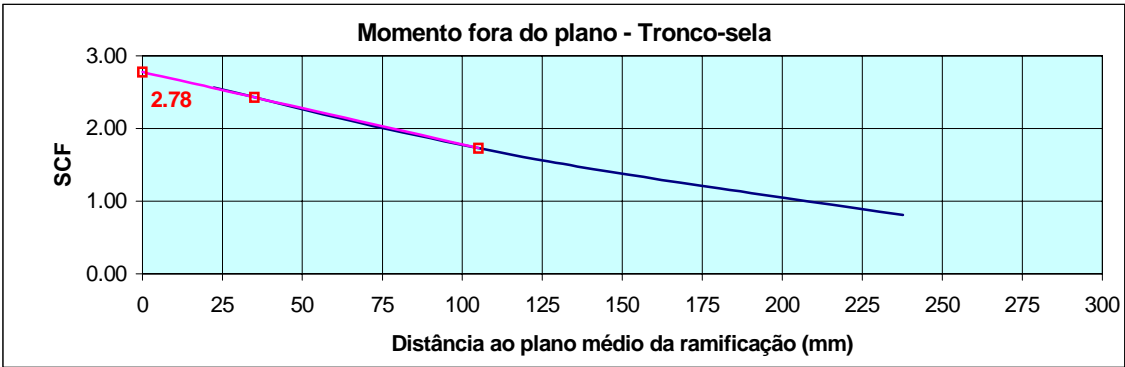
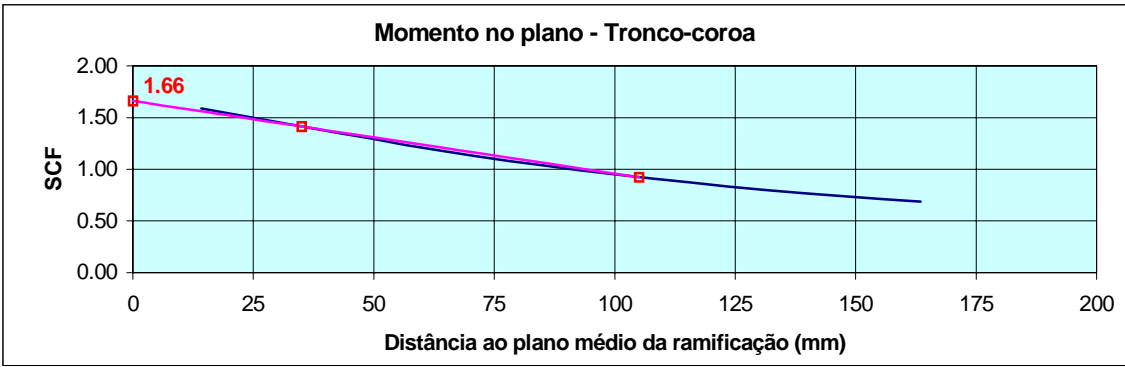
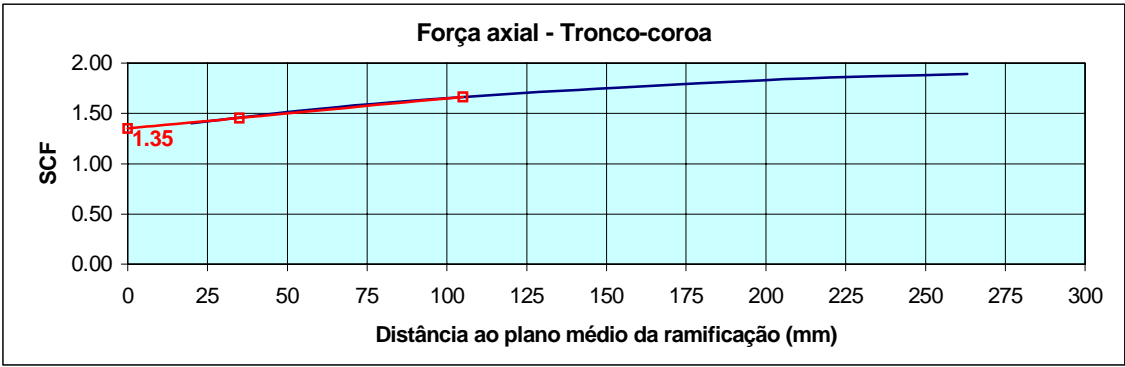
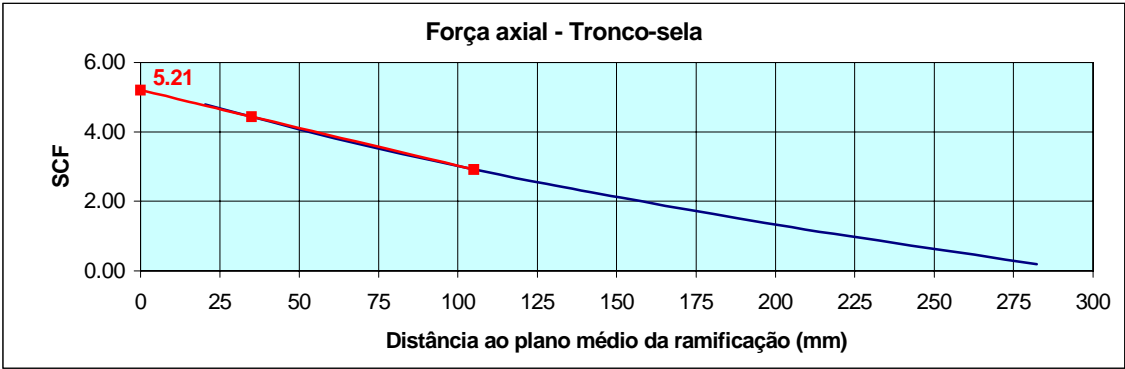
**Fig. 7.33- Junta 429-2 tipo X - MEF-B e D**

**Nó 429-2A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.34- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-2A**

**Nó 429-2A como junta X - SCF's no tronco**



**Fig. 7.35- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-2A**

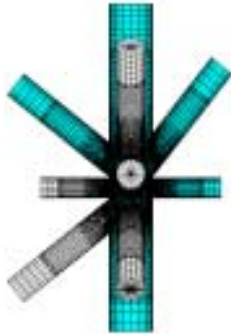


**JUNTA 429-2 - SCF's**

**Tipo de junta: X**

**Tronco: 3402-4295**

**Ramificações: 4300-4293-4298**



Dados de entrada	Tronco			Ramificação		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	70	14266	1200	30	51.82

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	14.266	0.600	14.286	0.429	0.904

Referências bibliográficas	Força axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	6.78	1.34	5.12	2.27	1.73	2.59	3.46	3.44
Wordsworth/Smedley (2)	6.04	-	4.81	-	1.91	2.20	3.06	2.93
Recommended SCF's (3)	4.80	-	3.82	-	1.51	1.75	2.43	2.33

Modelo EF-A	5.21	1.35	4.56	2.91	1.66	2.41	2.78	2.72
Modelo EF-B	4.98	1.25	4.56	3.12	1.60	2.49	2.75	2.58
Modelo EF-C	5.13	1.44	4.42	2.82	1.66	2.38	2.79	2.62

**Tab. 7.4- SCF's da junta 429-2**

### 7.4.3- Junta 429-3

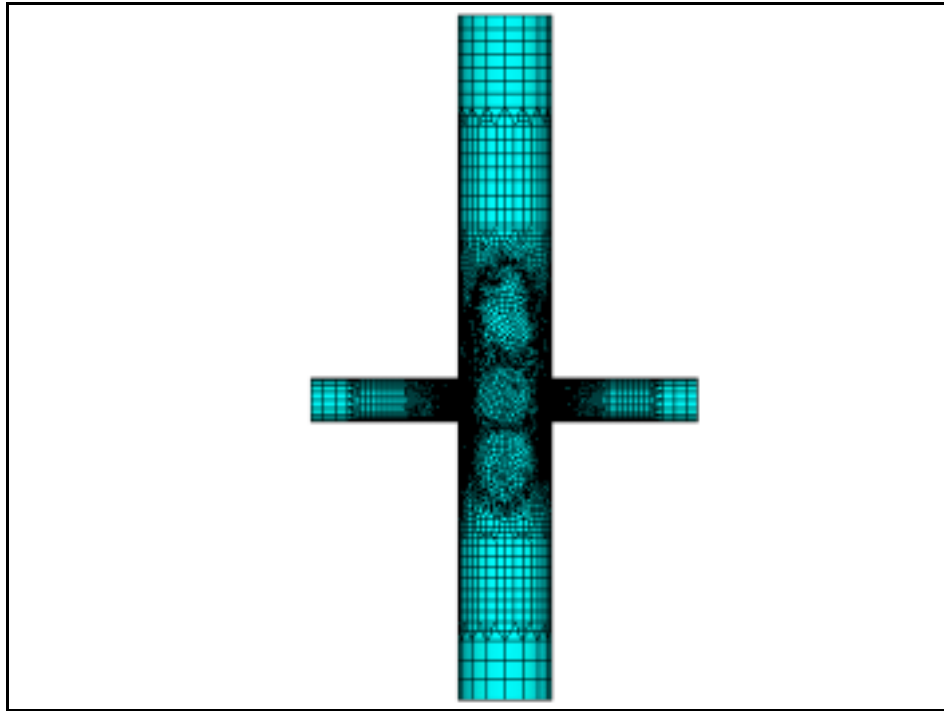


Fig. 7.36- Junta 429-3 tipo X – MEF-A e C

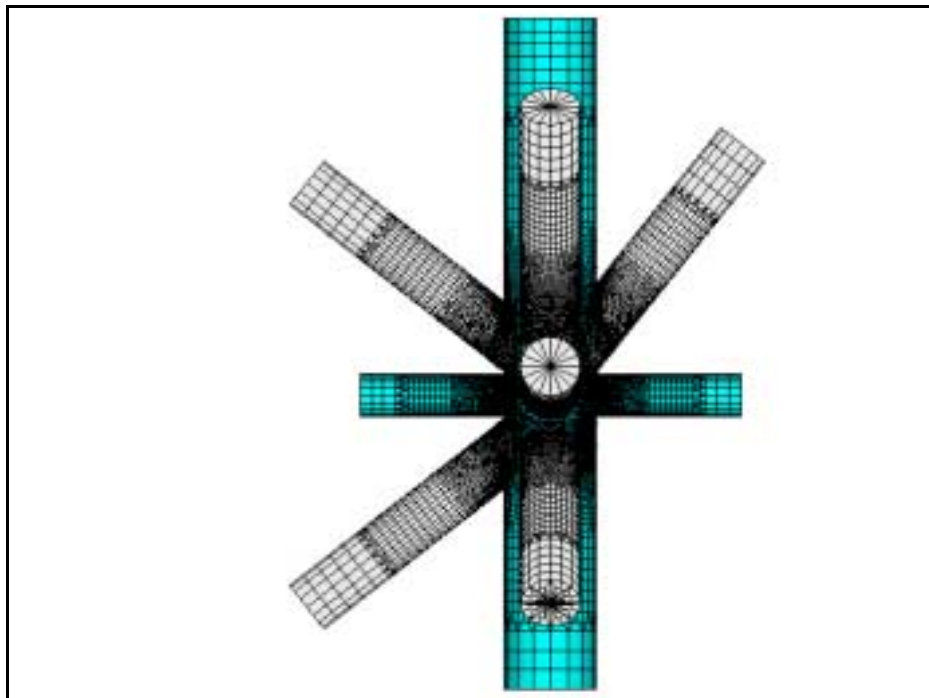
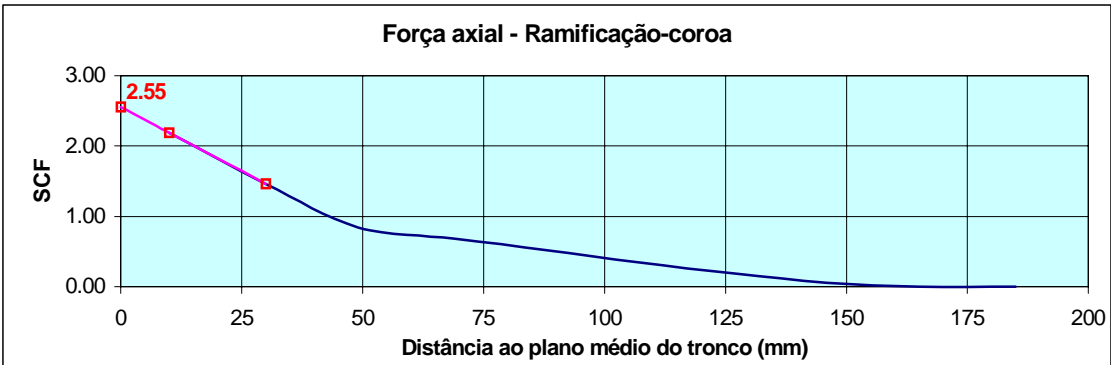
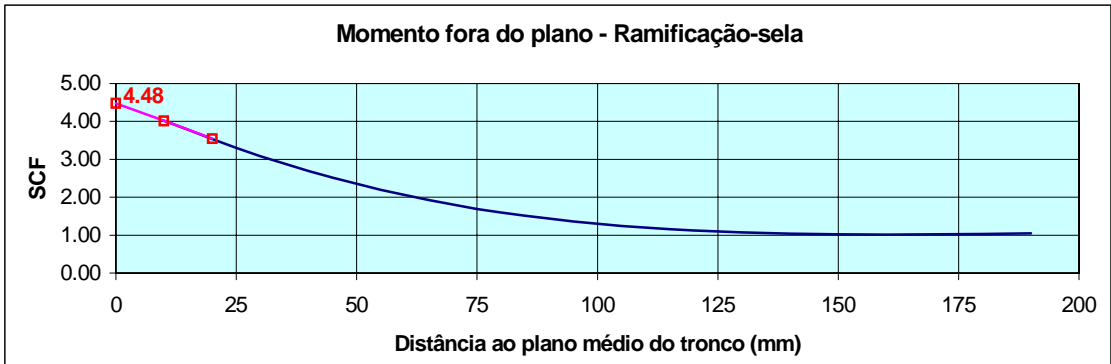
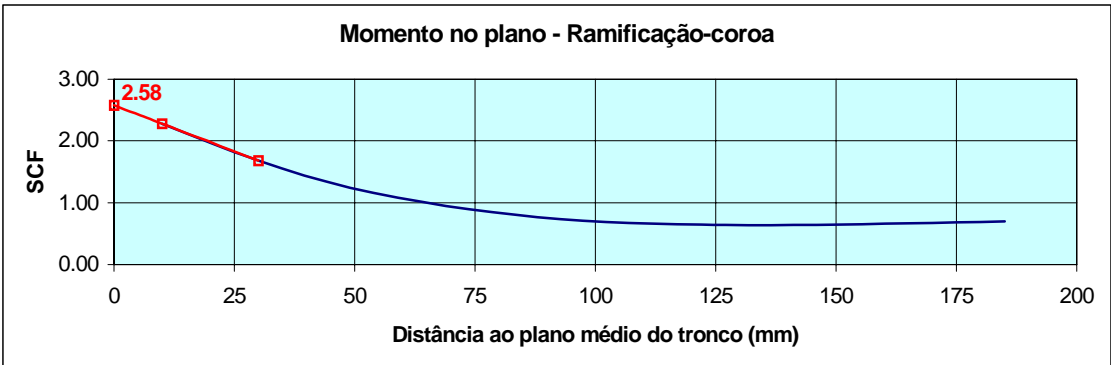
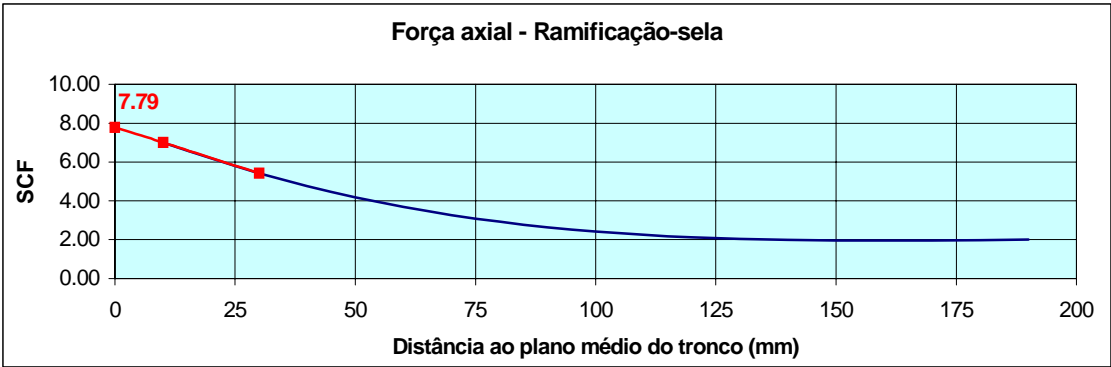


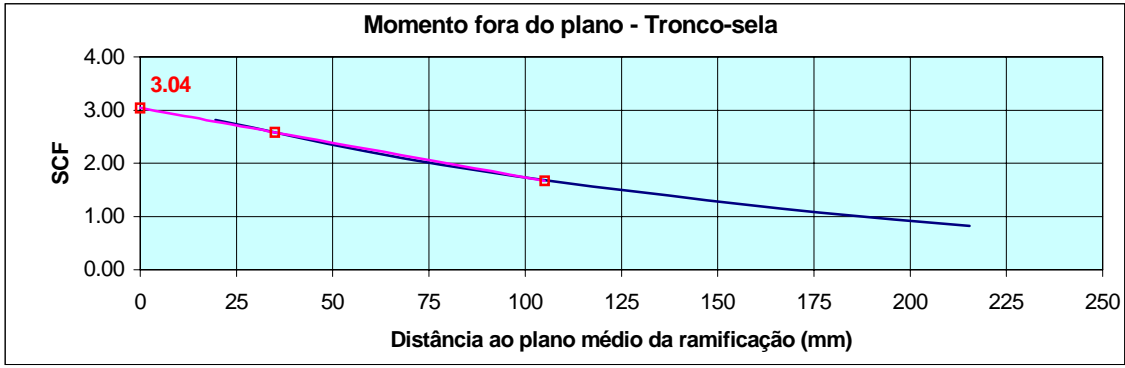
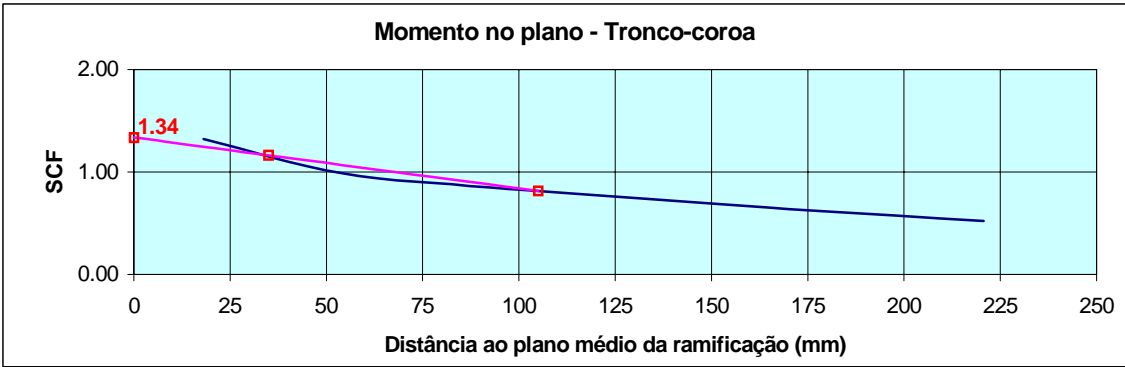
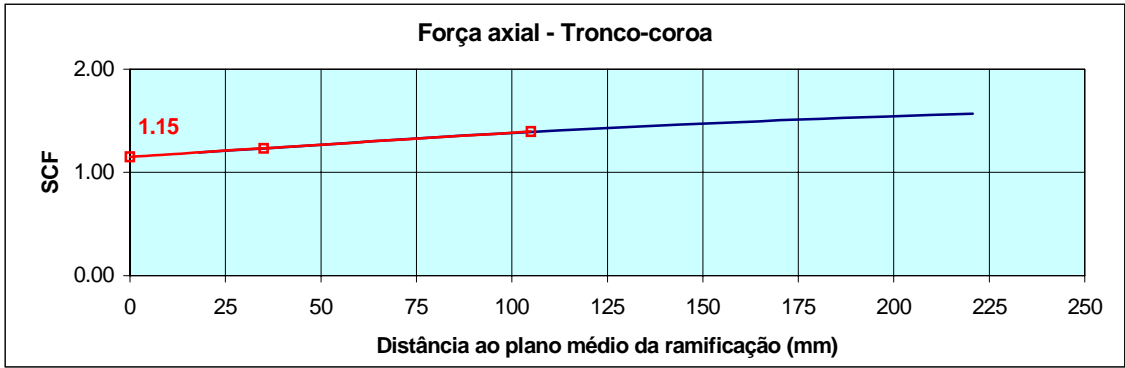
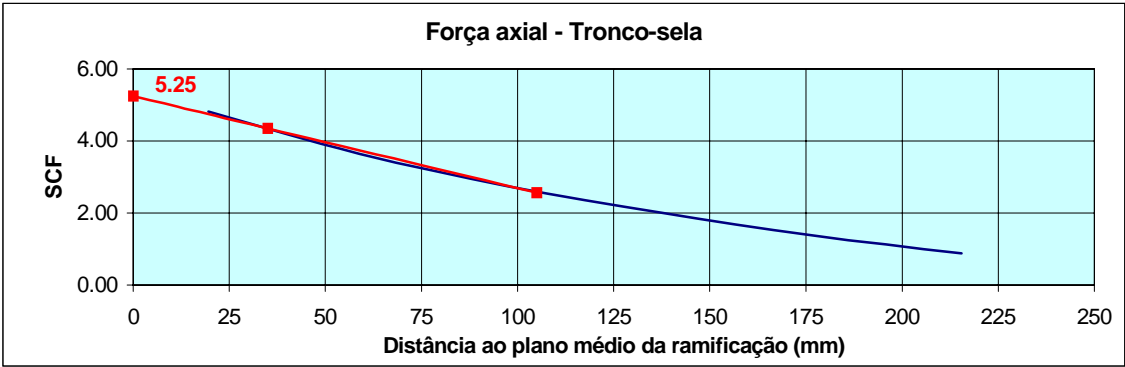
Fig. 7.37- Junta 429-3 tipo X – MEF-B e D

**Nó 429-3A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.38- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 429-3A**

**Nó 429-3A como junta X - SCF's no tronco**



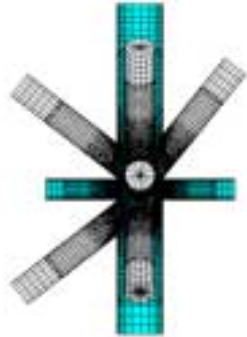
**Fig. 7.39- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 429-3A**

**JUNTA 429-3 - SCF's**

**Tipo de junta: X**

**Tronco: 3402 - 4295**

**Ramificações: 4291- 4293**



Dados de entrada	Tronco			Ramificações		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	70	14266	900	20	90

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	14.266	0.450	14.286	0.286	1.571

Referências bibliográficas	Força axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	6.13	1.00	6.89	2.44	1.42	2.28	2.76	3.72
Wordsworth/Smedley(2)	6.33	-	4.99	-	1.59	2.00	2.82	2.77
Recommended SCF's	5.02	-	3.96	-	1.26	1.59	2.24	2.20

Modelo EF-A	5.25	1.15	7.79	2.55	1.34	2.58	3.04	4.48
Modelo EF-B	3.71	1.22	6.65	2.63	1.29	2.62	2.59	4.08
Modelo EF-C	5.09	1.17	7.62	2.55	1.34	2.48	2.95	4.42

**Tab. 7.5- SCF's da junta 429-3**

## 7.5- SCF's da Junta 555

### 7.5.1- Junta 555-1

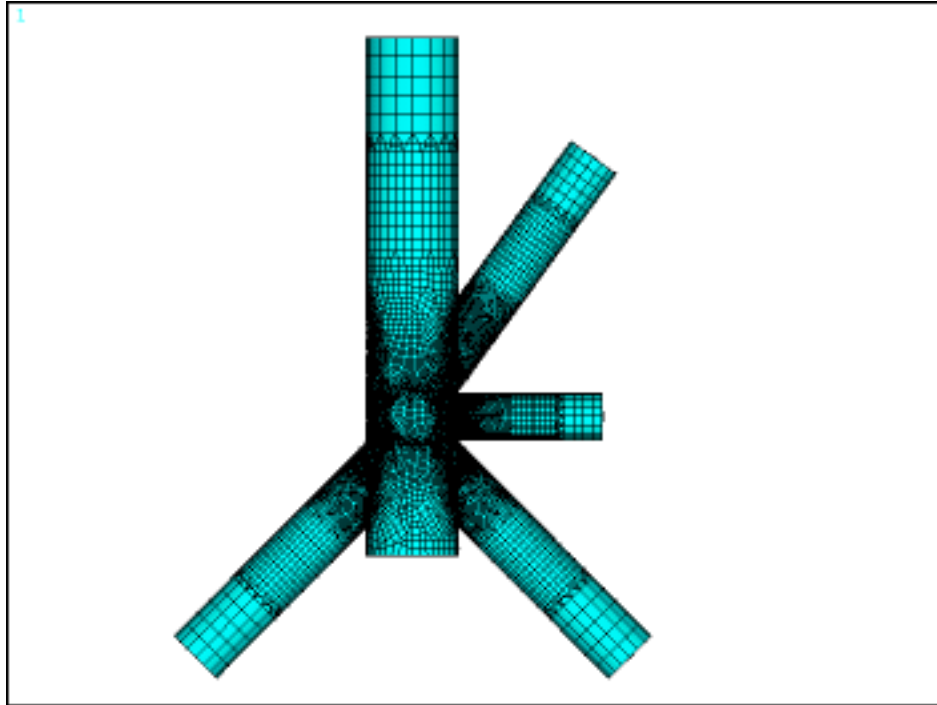


Fig. 7.40- Junta 555-1 tipo X MEF-A e C

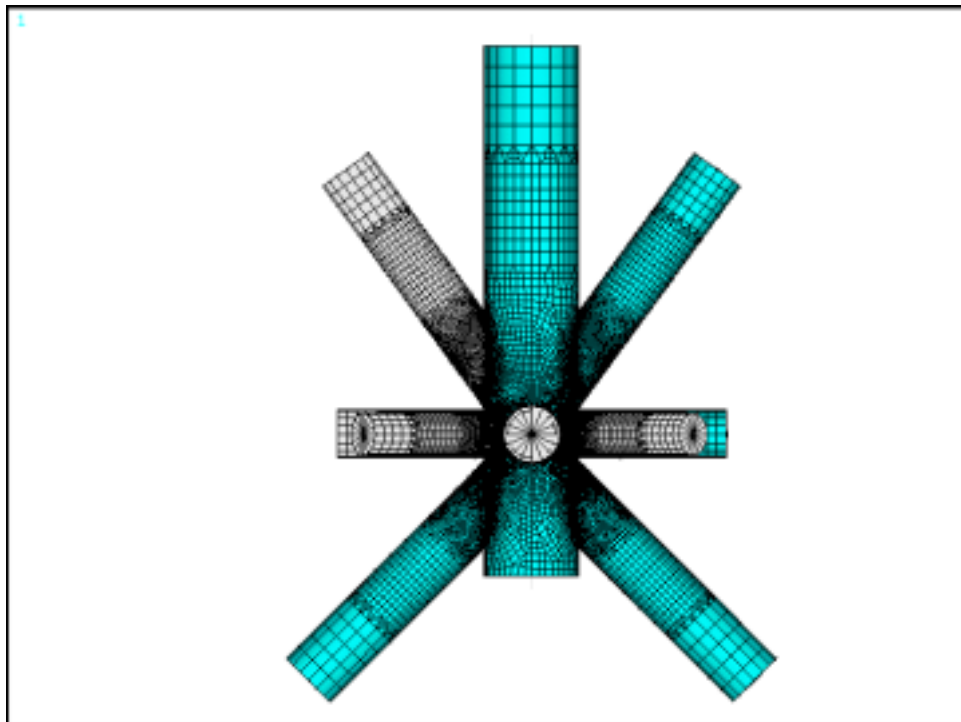


Fig. 7.41- Junta 555-1 tipo X - MEF-B e D

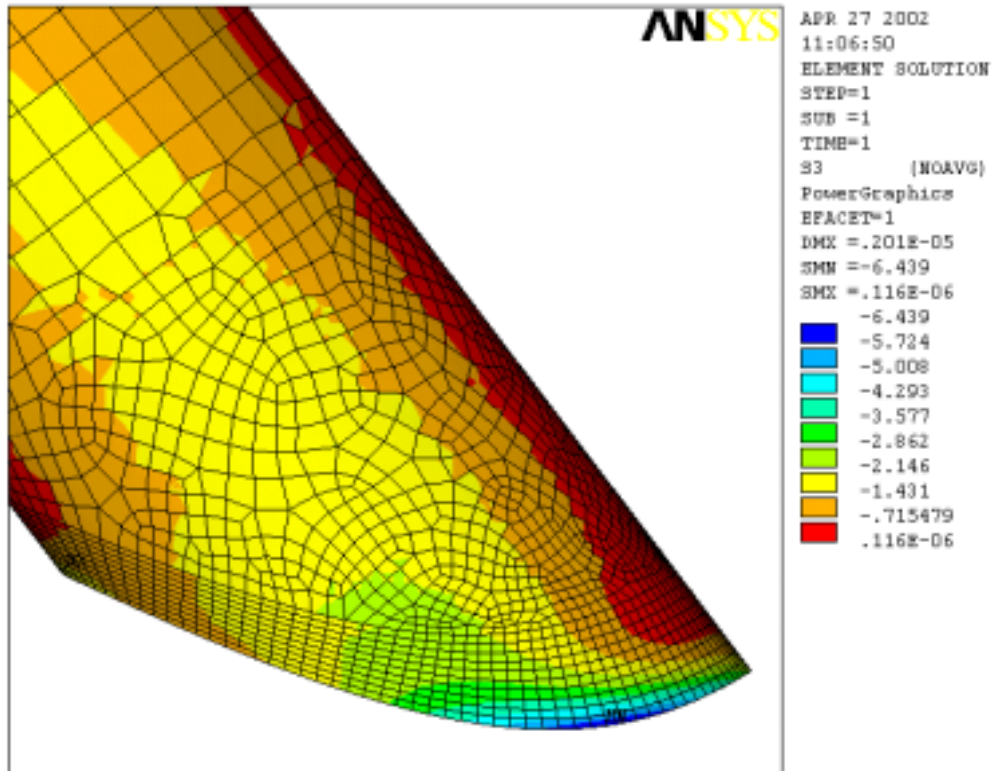


Fig. 7.42- Tensão de pico na ramificação da junta 555-1A para AXF

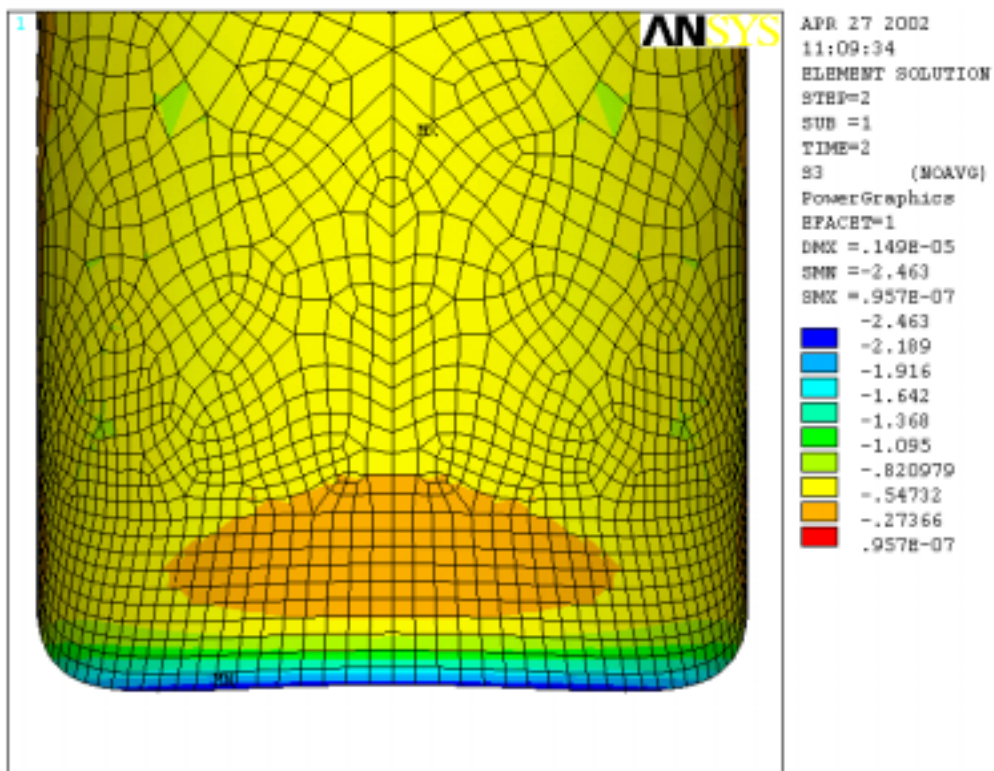


Fig. 7.43- Tensão de pico na coroa da ramificação da junta 555-1A para IPB

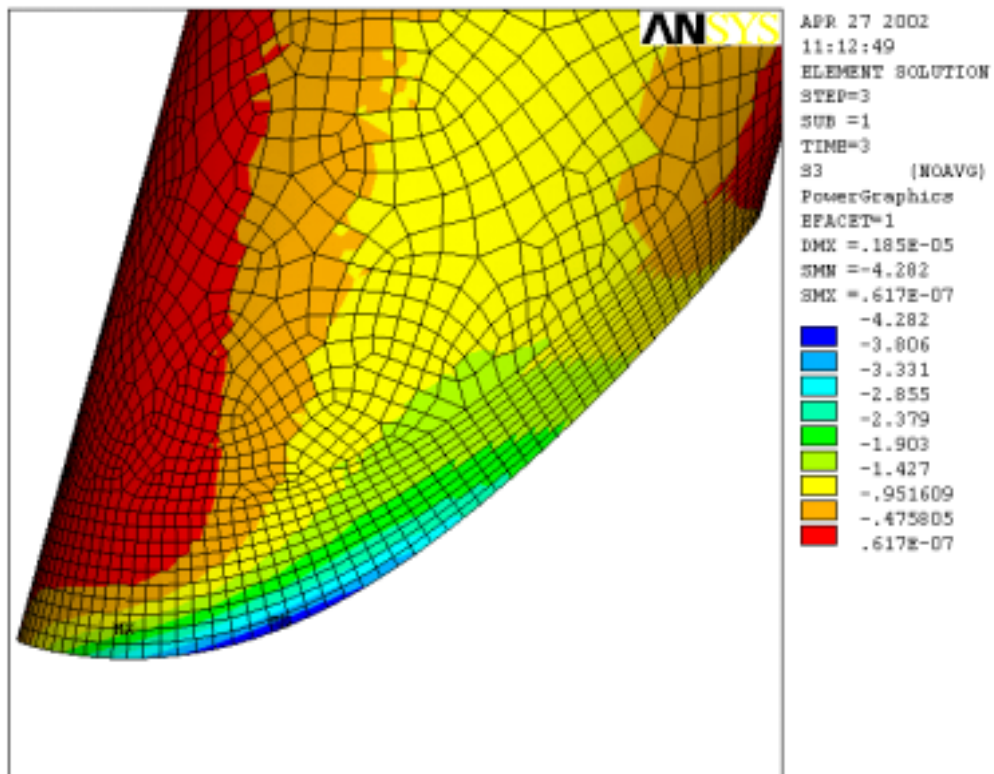


Fig. 7.44- Tensão de pico na ramificação da junta 555-1A para OPB

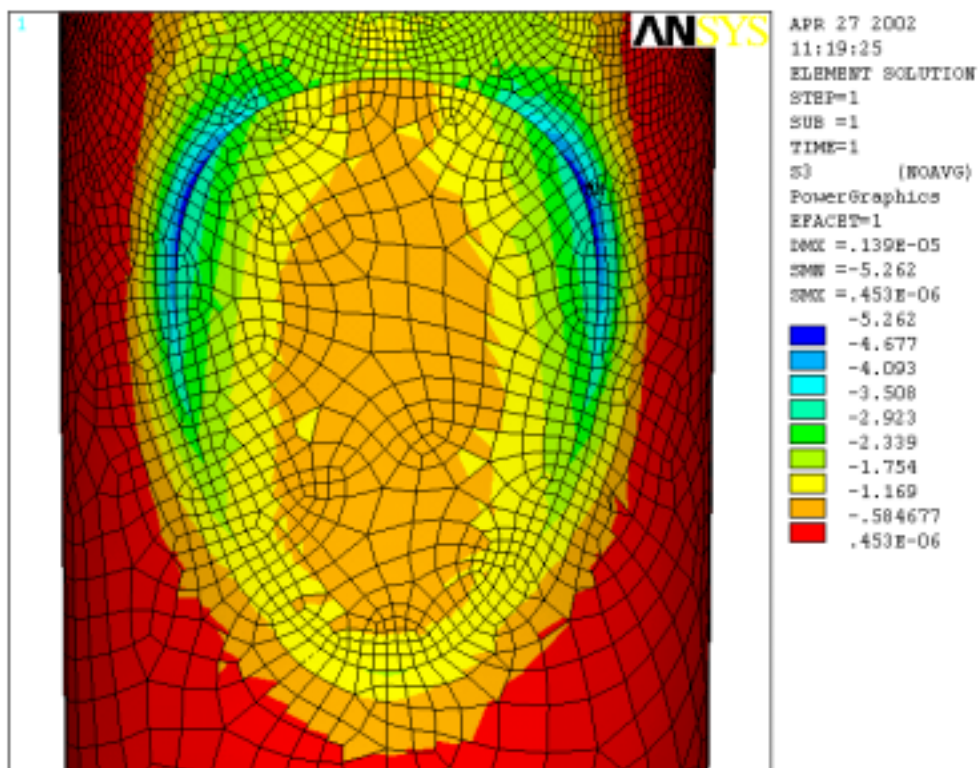
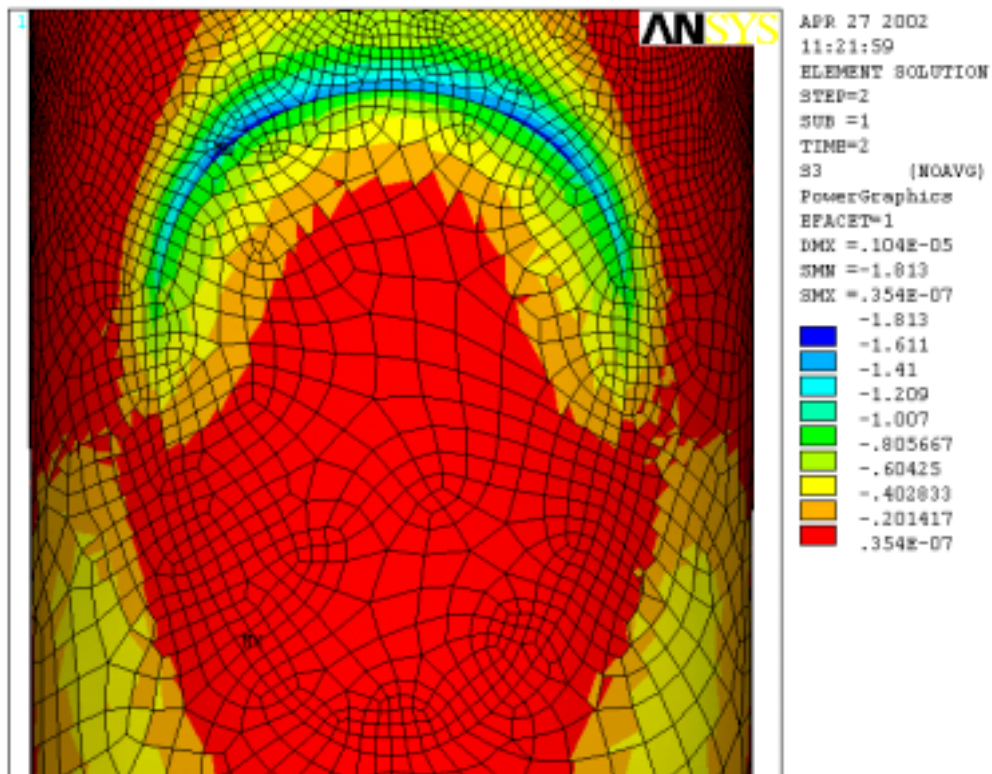
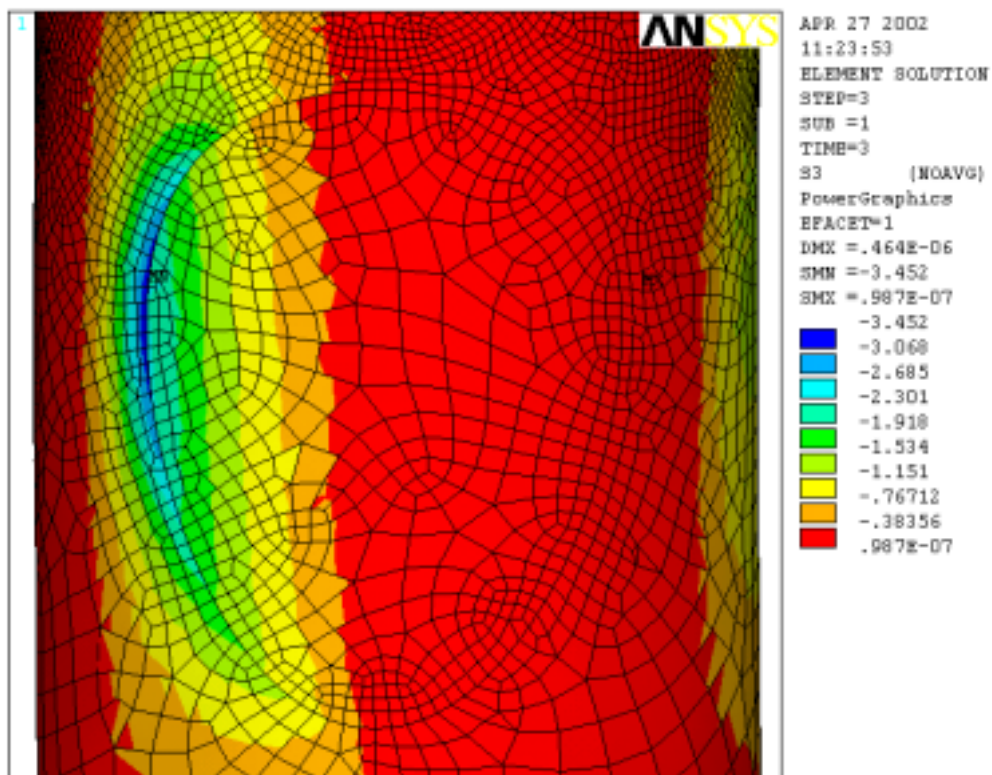


Fig. 7.45- Tensão de pico no tronco da junta 555-1A para AXF



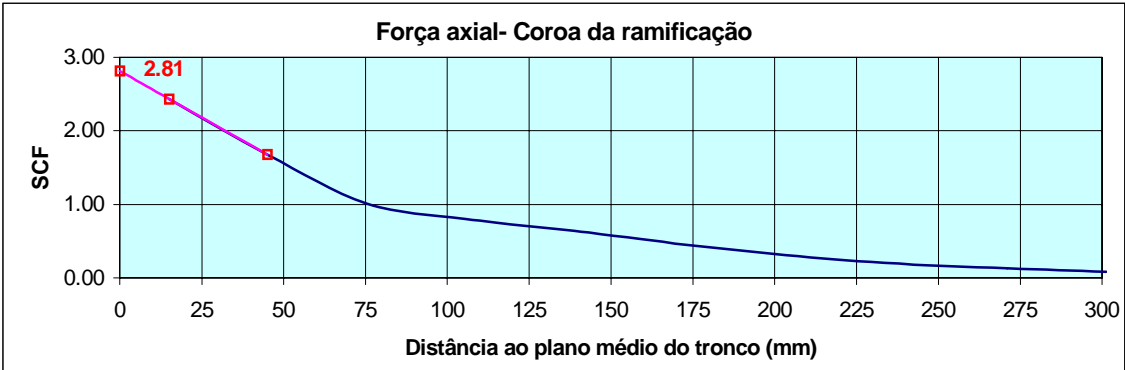
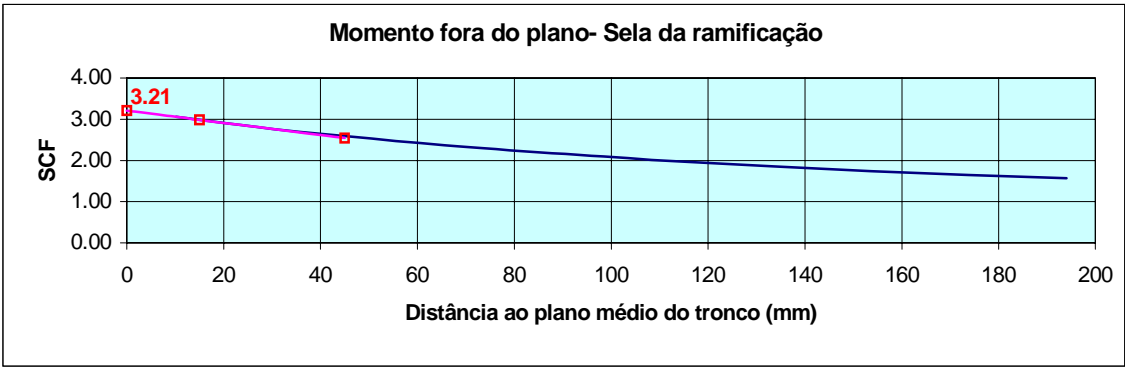
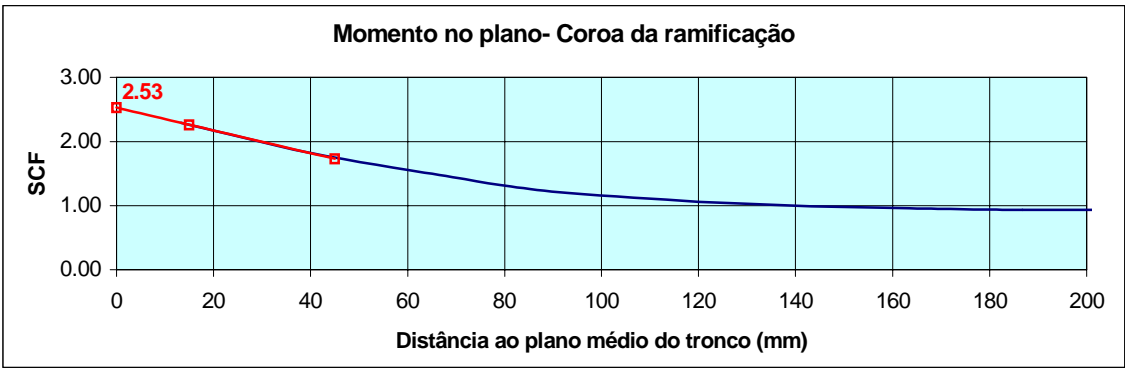
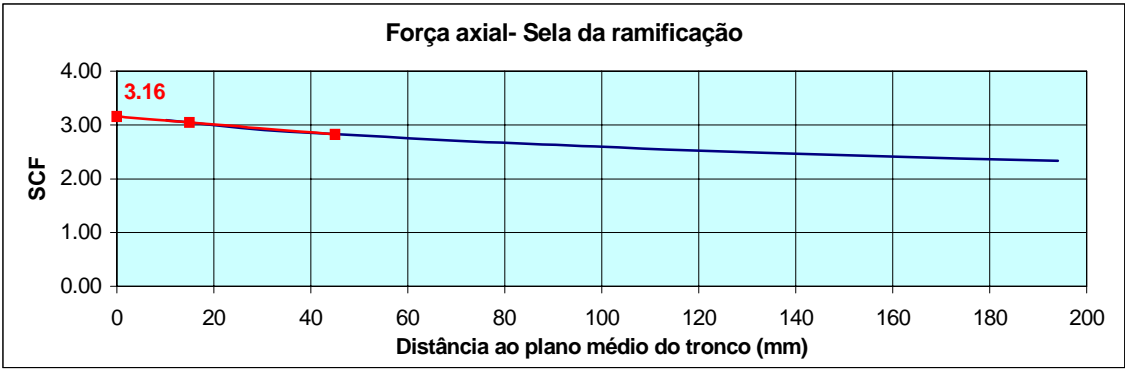


**Fig. 7.46-** Tensão de pico na coroa do tronco da junta 555-1A para IPB



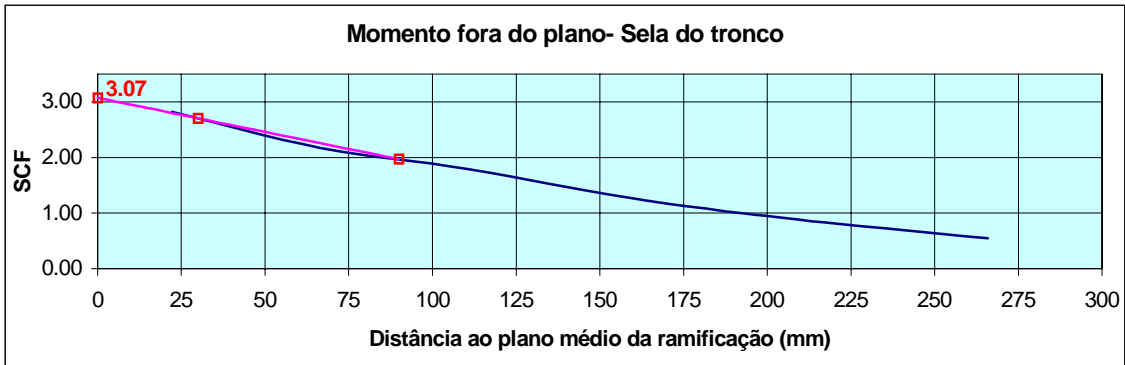
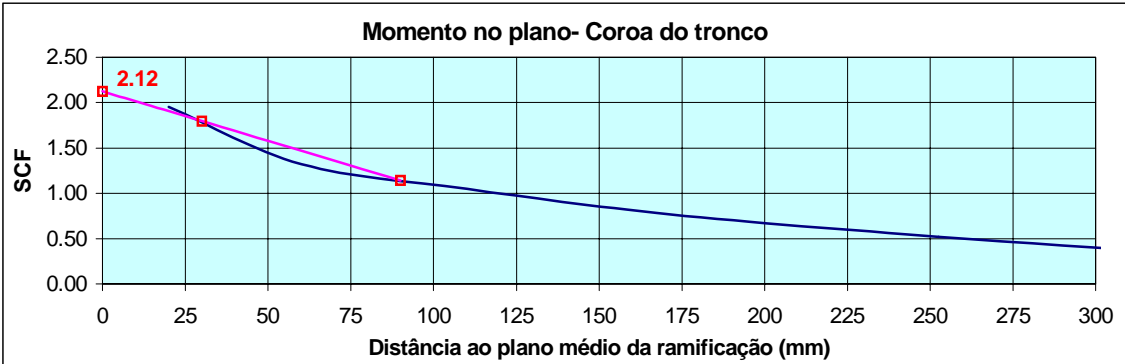
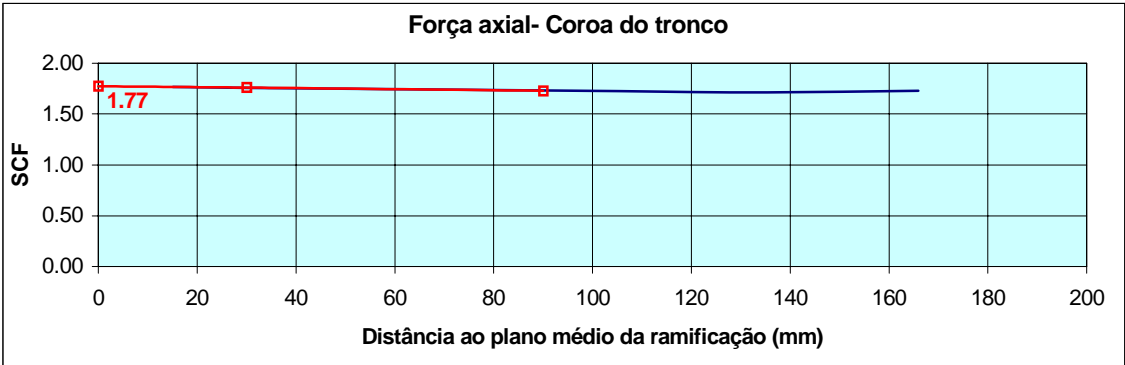
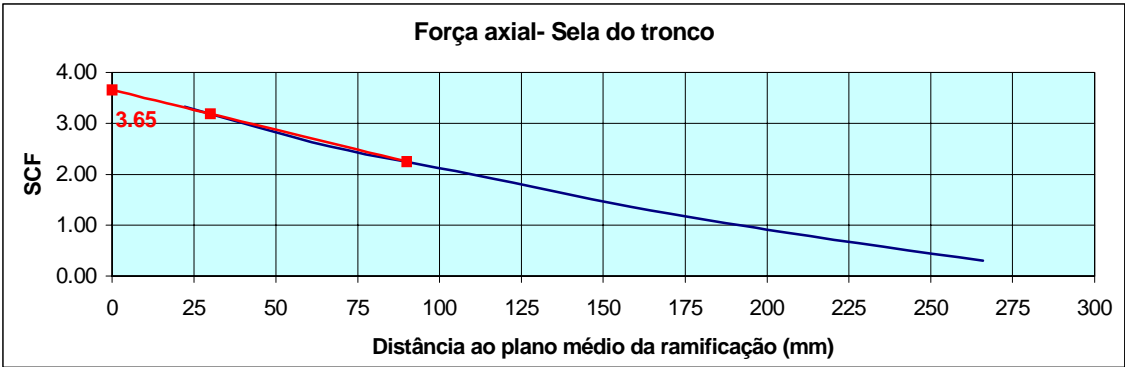
**Fig. 7.47-** Tensão de pico na sela do tronco da junta 555-1A para OPB

**Nó 555-1A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.48- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-1A**

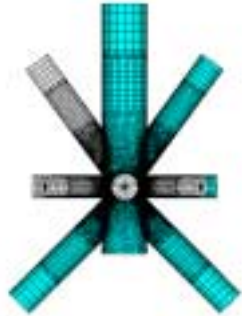
**Nó 555-1A como junta X - SCF's no tronco**



**Fig. 7.49- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-1A**

**JUNTA 555-1 - SCF's**

<b>Tipo de junta: X</b>	<b>Tronco: 8012- 5557</b>	<b>Ramificações: 5559-5553-5560-5561</b>
-------------------------	---------------------------	--



Dados de entrada	Tronco			Ramificações		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	60	10935	1300	30	44.94

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	10.935	0.650	16.667	0.500	0.784

Referências bibliográficas	Força axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	7.67	1.64	4.87	2.08	1.97	2.78	4.02	3.55
Wordsworth/Smedley(2)	6.18	-	4.89	-	2.27	2.43	3.29	3.07
Recommended SCF's(3)	4.91	-	3.89	-	1.80	1.93	2.61	2.44

Modelo EF-A	3.65	1.77	3.16	2.81	2.12	2.53	3.07	3.21
Modelo EF-B	3.09	1.89	2.78	3.00	2.07	2.56	2.69	2.76
Modelo EF-C	3.58	1.79	3.04	2.72	2.12	2.47	3.03	3.12

**Tab. 7.6- SCF's da junta 555-1**

### 7.5.2- Junta 555-2

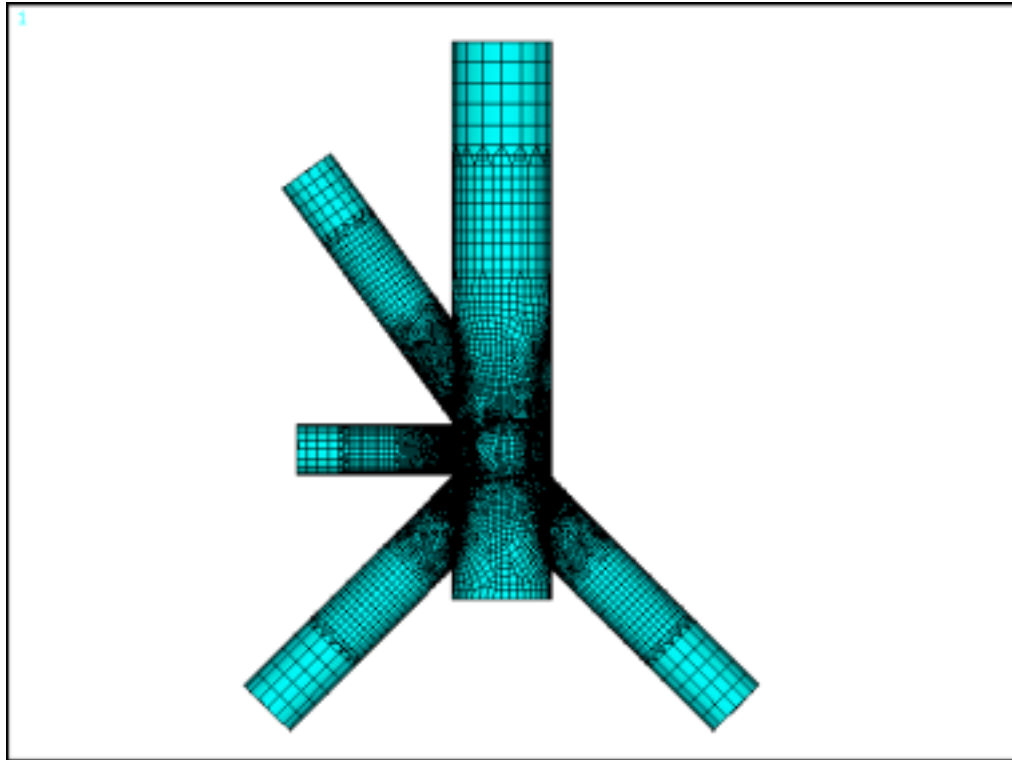


Fig. 7.50- Junta 555-2 tipo X - MEF-A e C

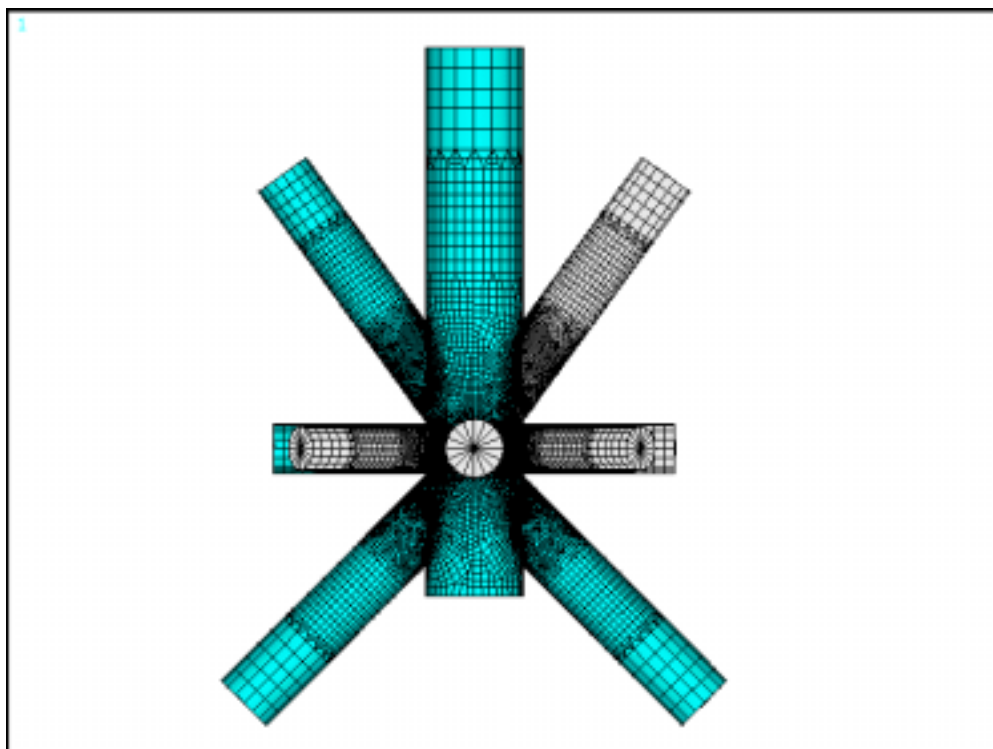
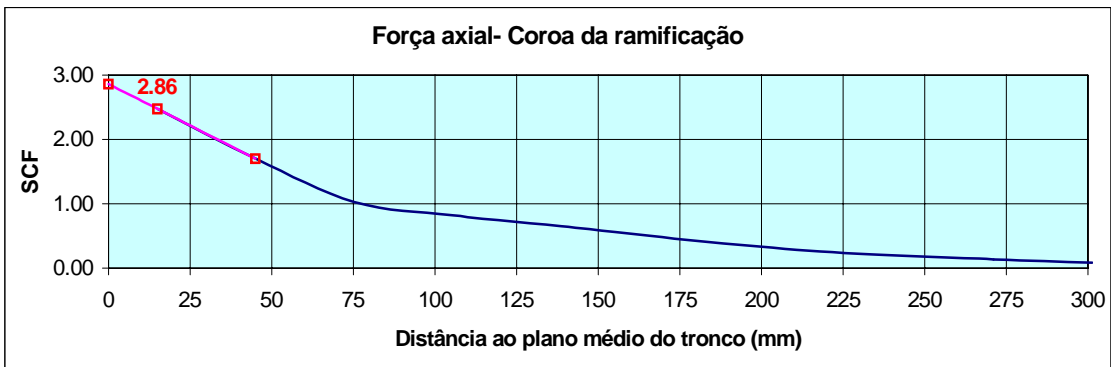
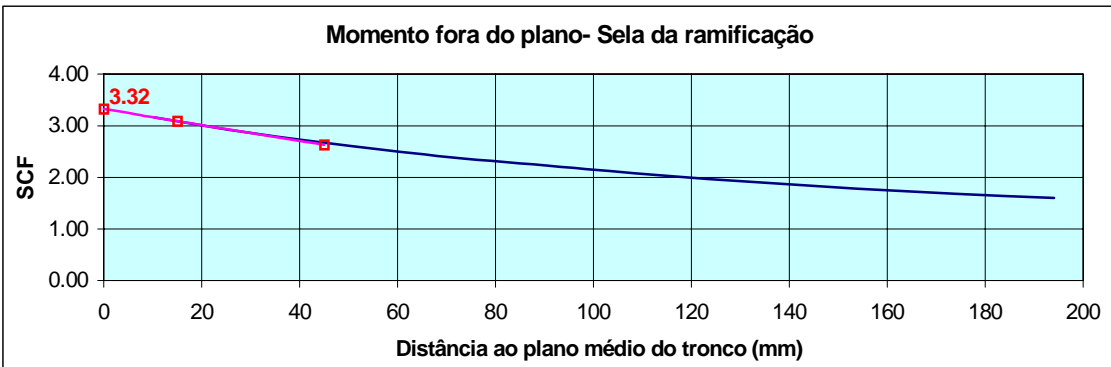
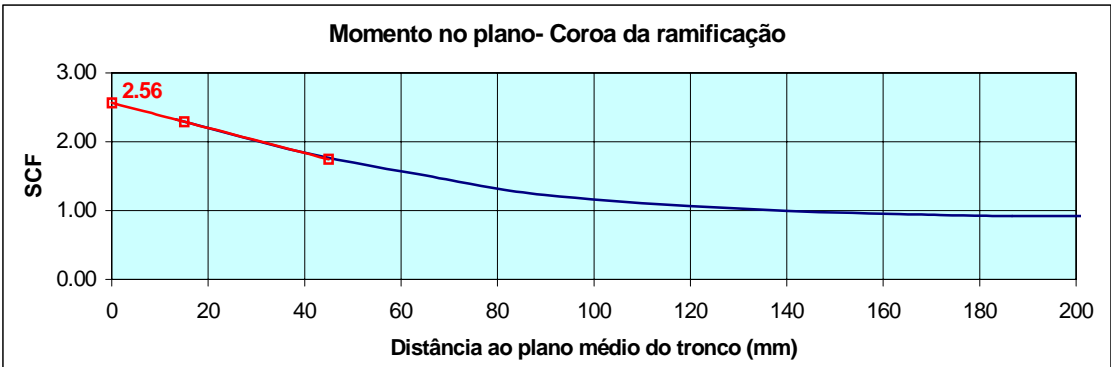
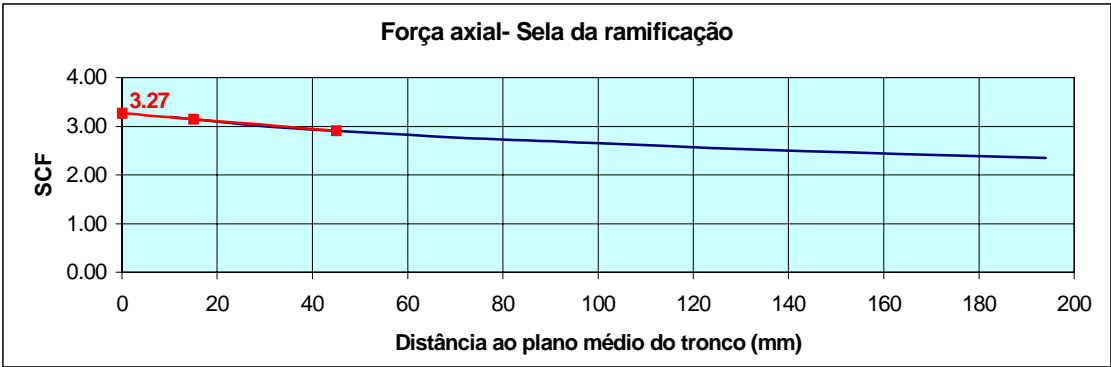


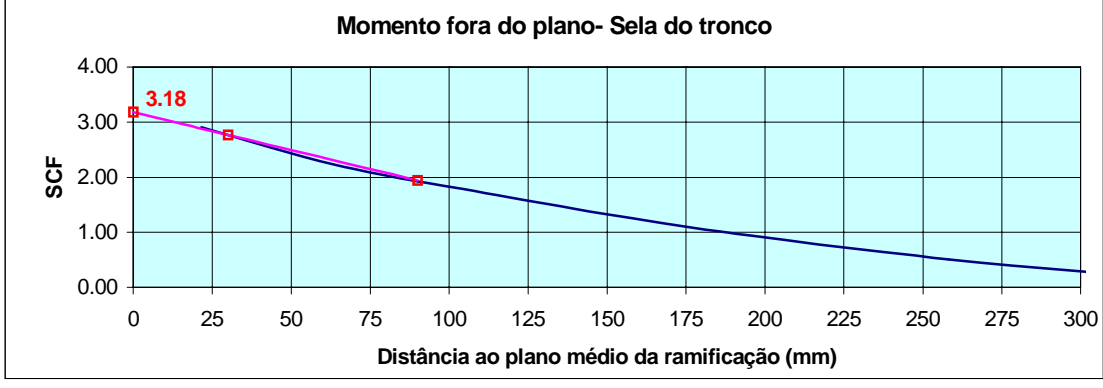
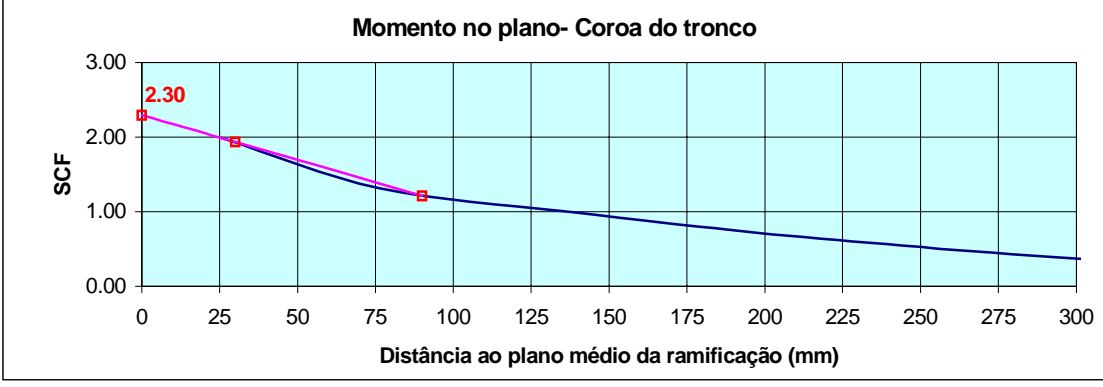
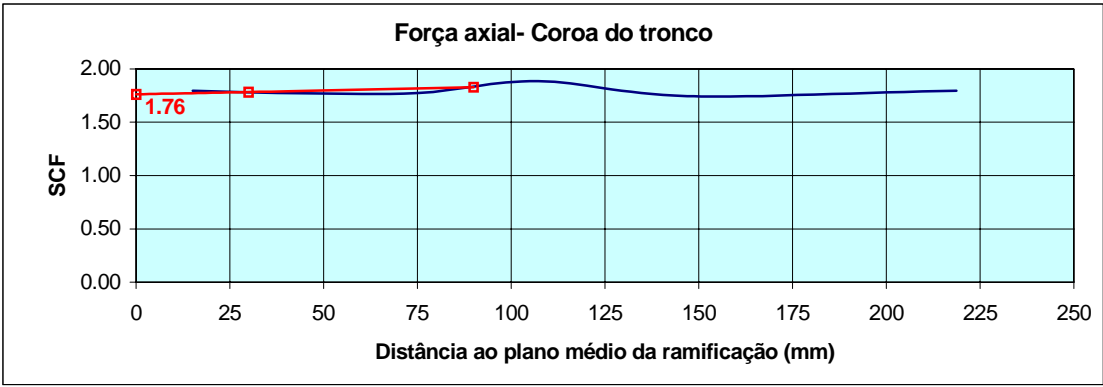
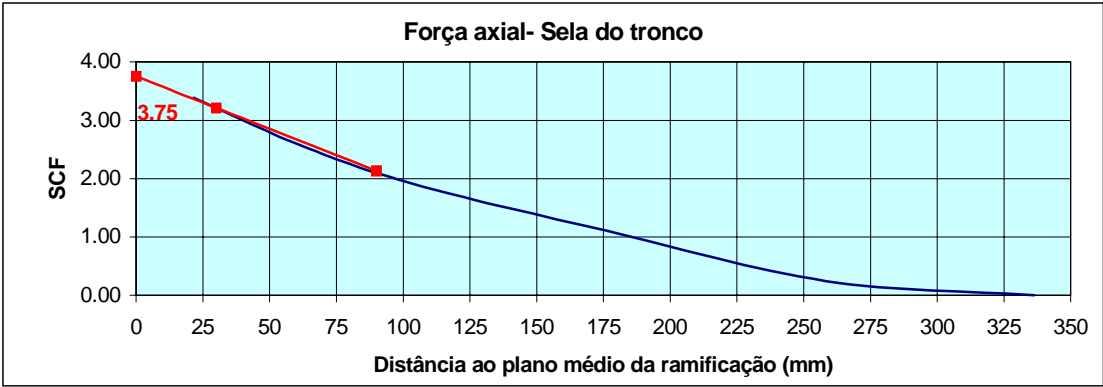
Fig. 7.51- Junta 555-2 tipo X - MEF- B e D

**Nó 555-2A como junta X - SCF's na ramificação**



**Fig. 7.52- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-2A**

**Nó 555-2A como junta X - SCF's no tronco**



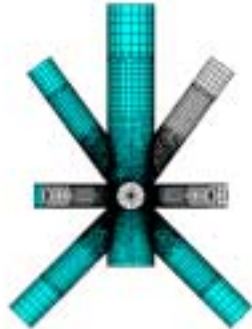
**Fig. 7.53- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-2A**

**JUNTA 555-2 - SCF's**

**Tipo de junta: X**

**Chord: 8012 - 5557**

**Braces:5560-5558-5551-5559**



Dados de entrada	Tronco			Ramificações		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	60	10935	1300	30	45.13

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	10.935	0.650	16.667	0.500	0.788

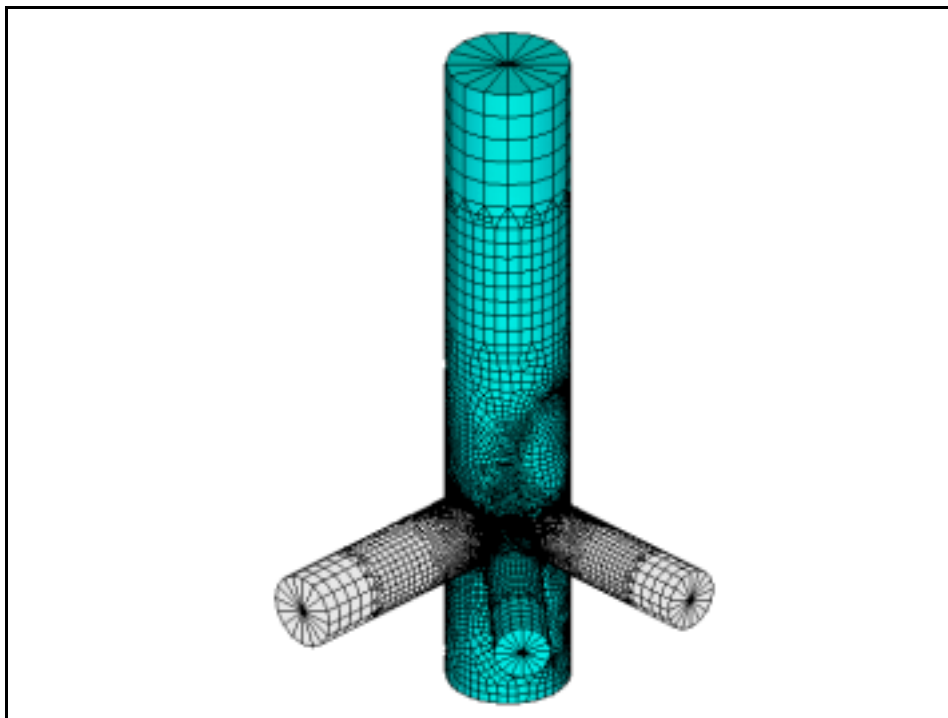
Referências bibliográficas	Força axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-sela
Efthymiou (1)	7.71	1.63	4.91	2.08	1.97	2.78	4.04	3.49
Wordsworth/Smedley(2)	6.23	-	4.92	-	2.27	2.43	3.32	3.09
Recommended SCF's (3)	4.95	-	3.91	-	1.80	1.93	2.63	2.45

Modelo EF-A	3.75	1.76	3.27	2.86	2.30	2.56	3.18	3.32
Modelo EF-B	3.33	1.88	2.90	3.04	2.23	2.59	2.67	2.66
Modelo EF-C	3.61	1.78	3.04	2.72	2.29	2.47	3.06	3.12

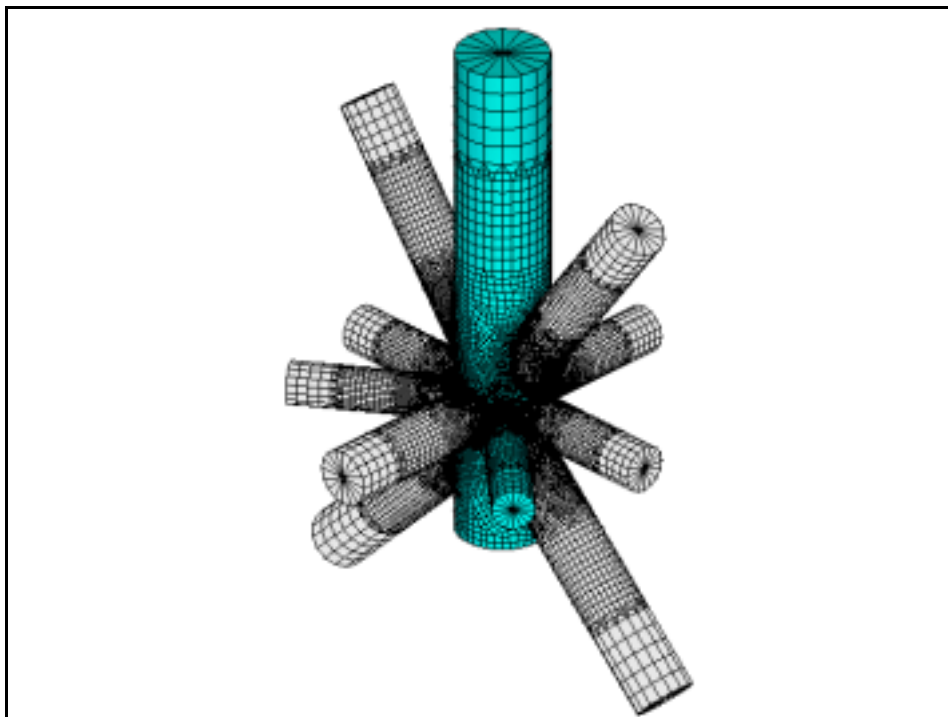
**Tab. 7.7-SCF's da junta 555-2**



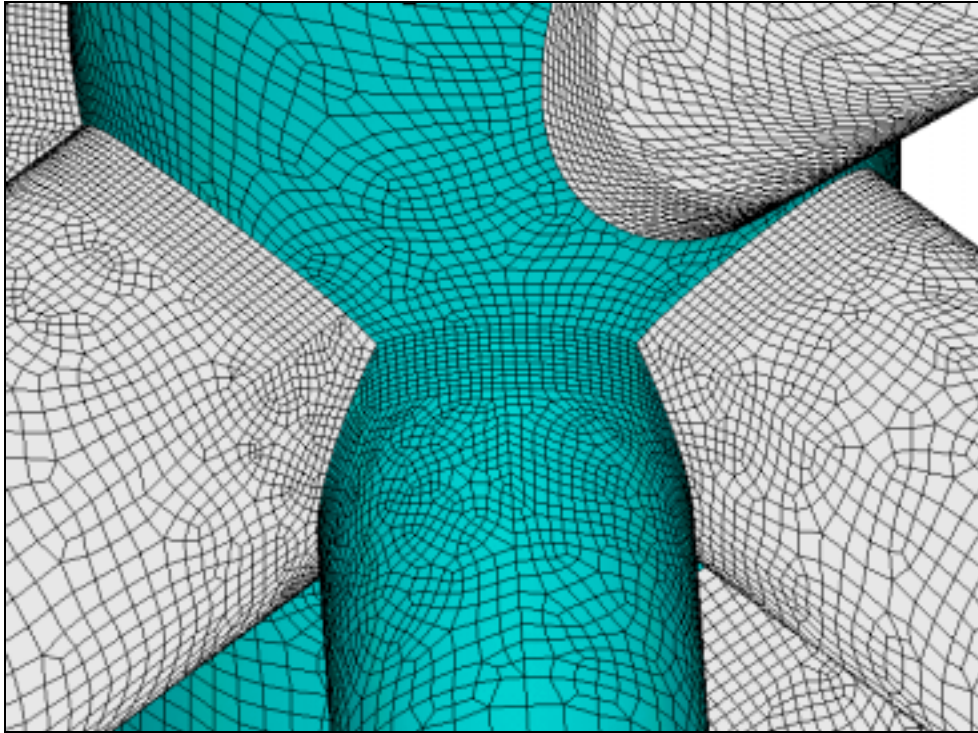
**7.5.3- Junta 555-3**



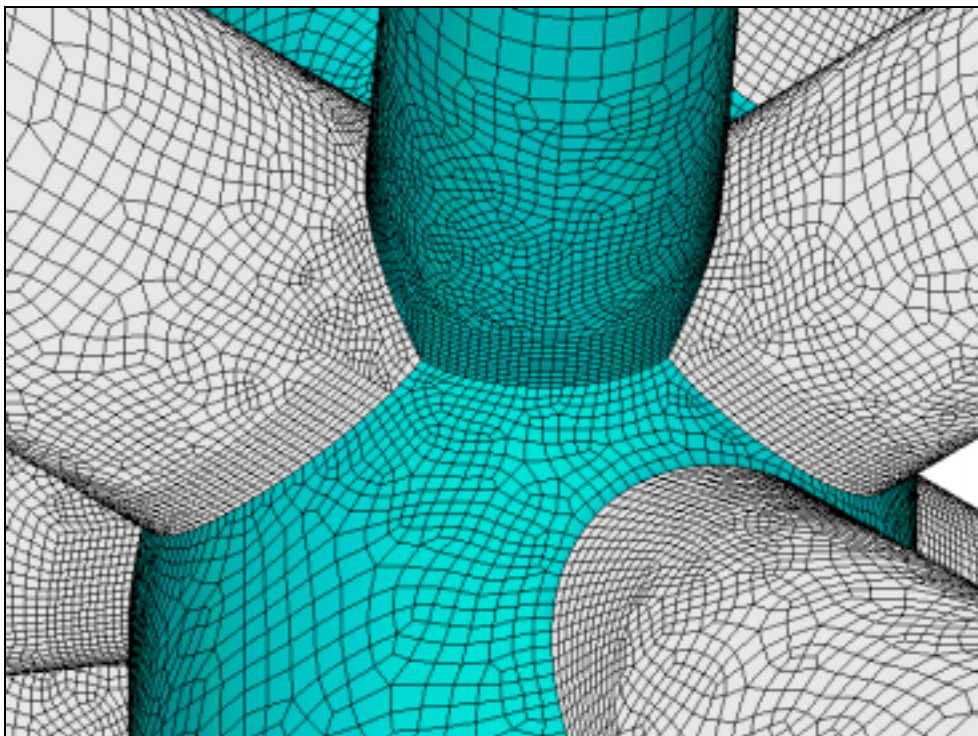
**Fig. 7.54- Junta 555-3 tipo T - MEF- A e C**



**Fig. 7.55- Junta 555-3 tipo T - MEF- B e D**



**Fig. 7.56- Junta 555-3 - Detalhe superior da sobreposição**



**Fig. 7.57- Junta 555-3 - Detalhe inferior da sobreposição**

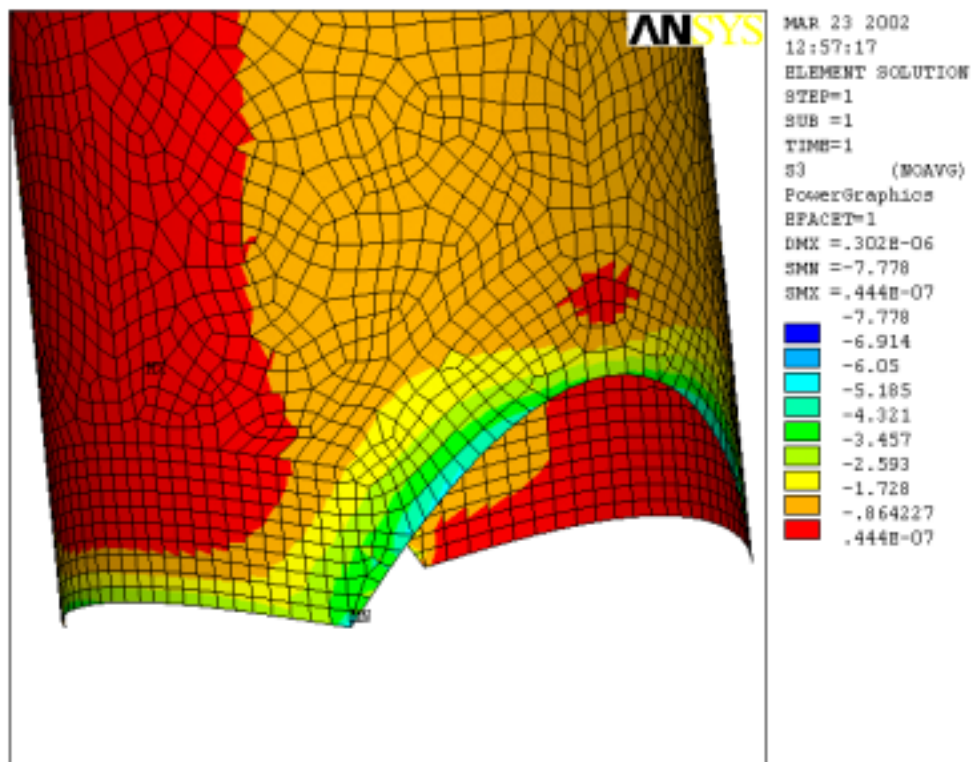


Fig. 7.58- Tensão de pico na ramificação da junta 555-3A para AXF

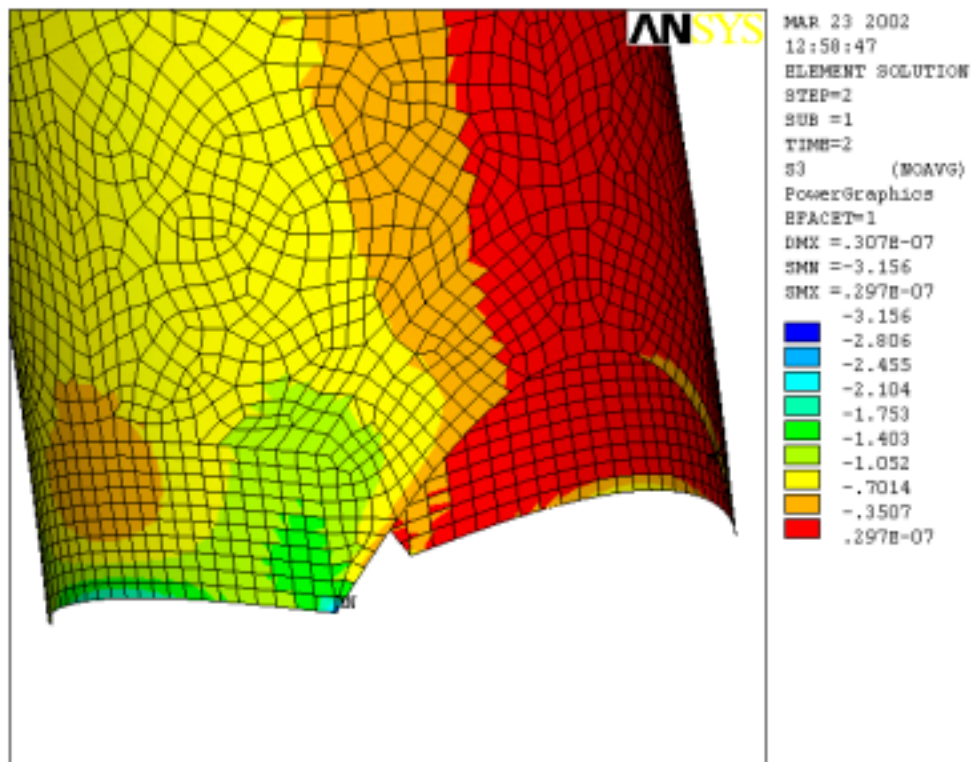


Fig. 7.59- Tensão de pico na ramificação da junta 555-3A para IPB

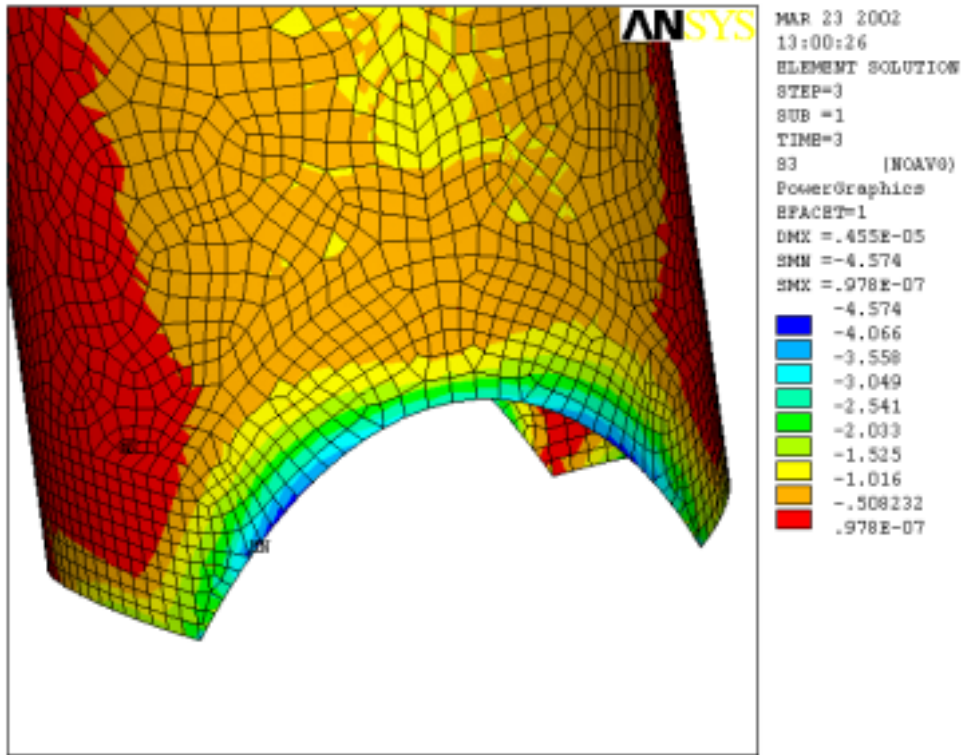


Fig. 7.60- Tensão de pico na sela da ramificação da junta 555-1A para OPB

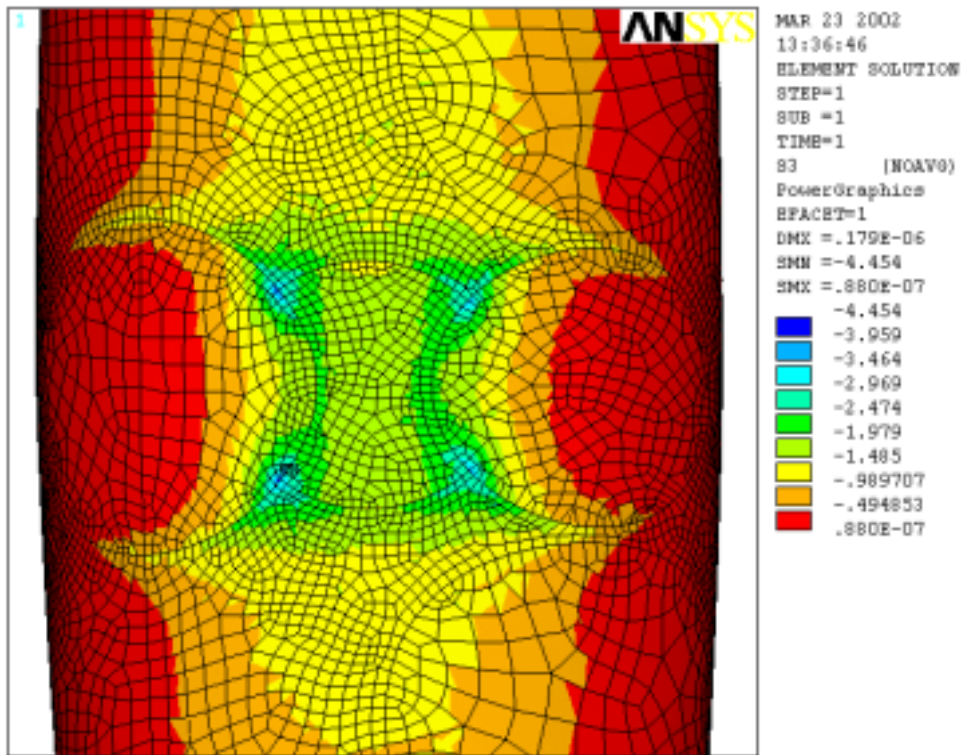


Fig. 7.61- Tensão de pico no tronco da junta 555-3A para AXF

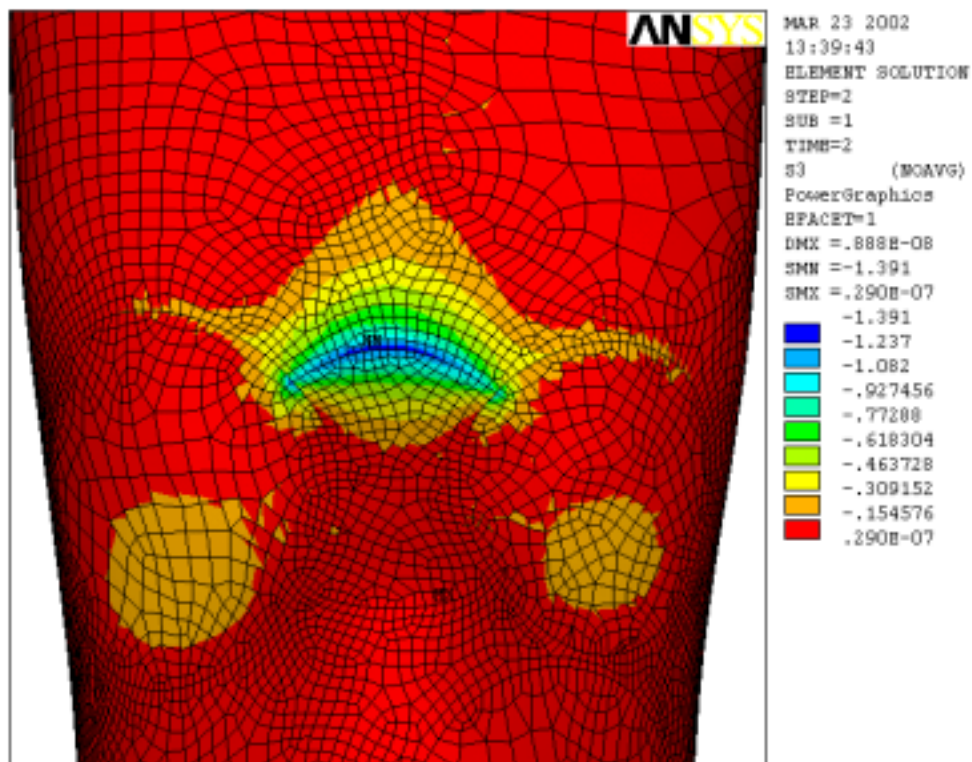


Fig. 7.62- Tensão de pico na coroa do tronco da junta 555-3A para IPB

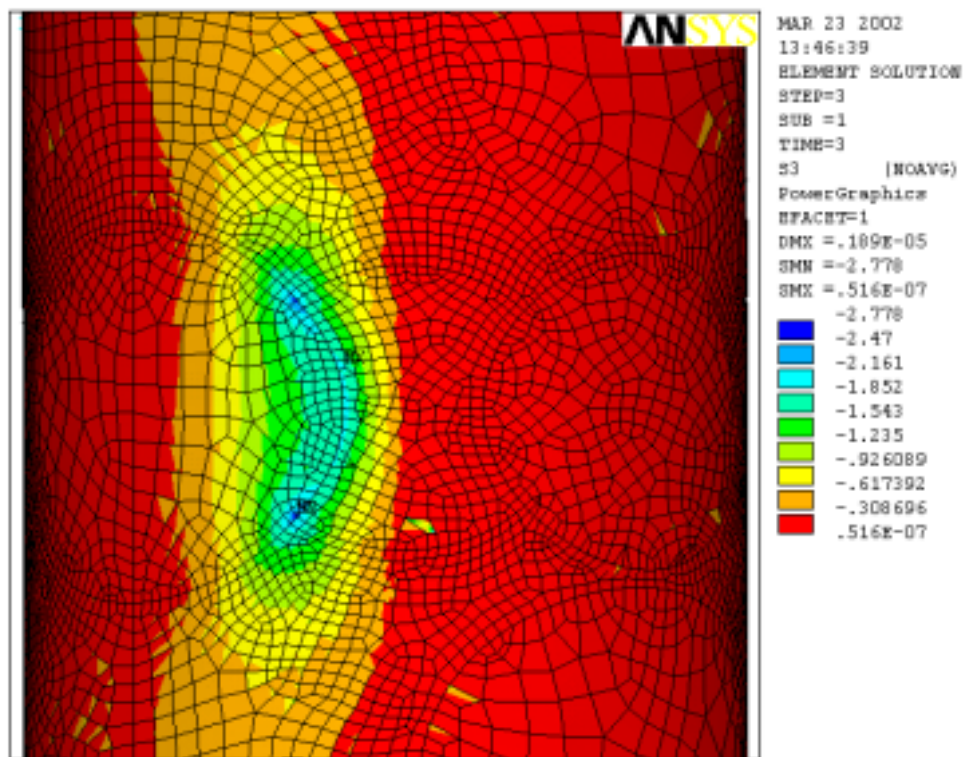
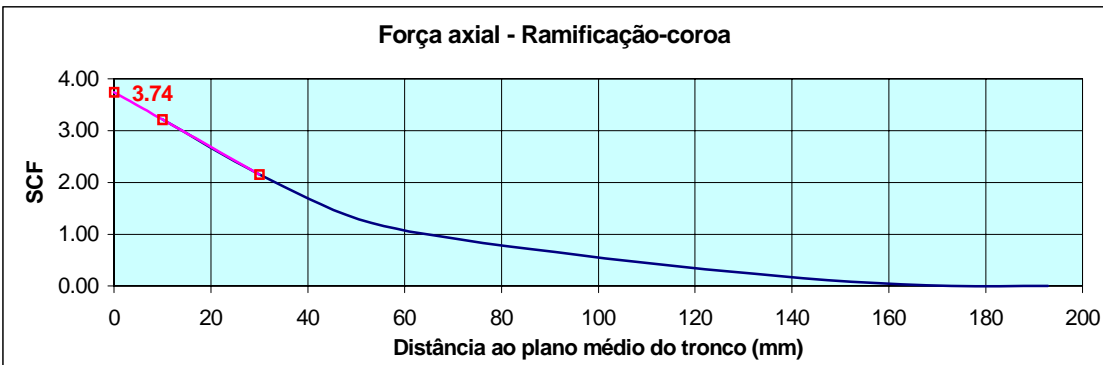
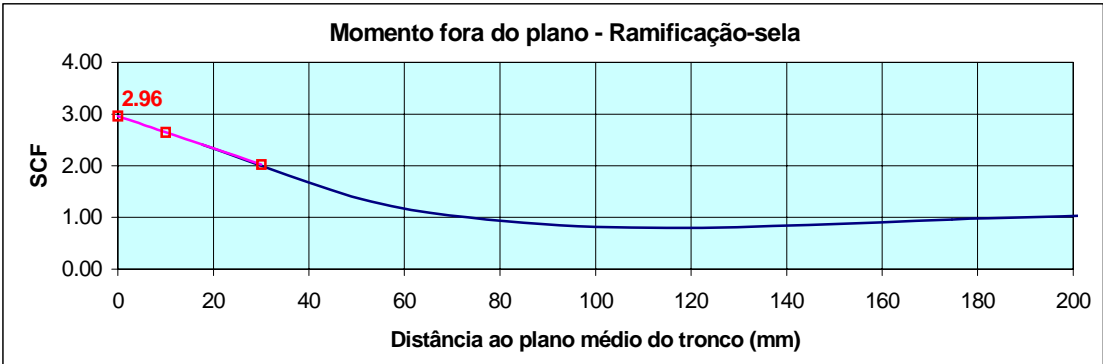
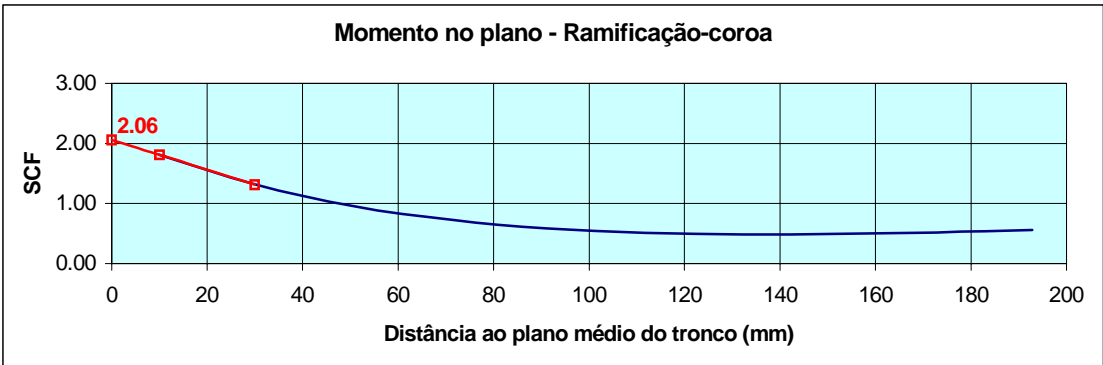
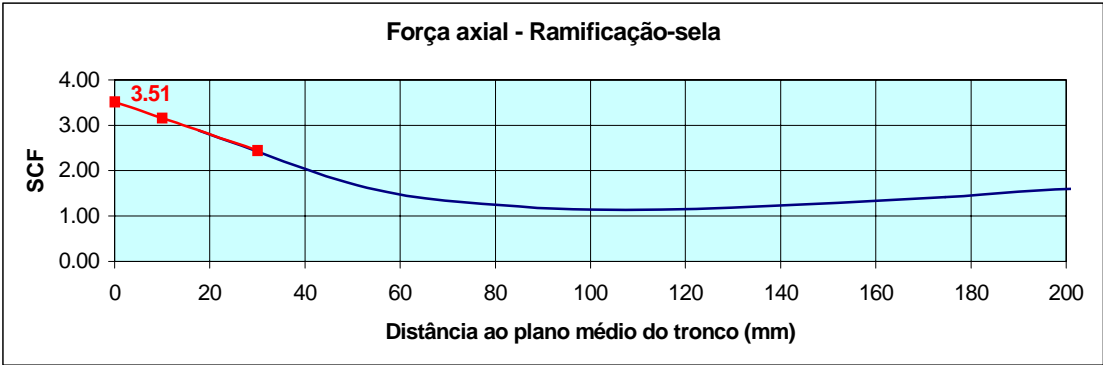


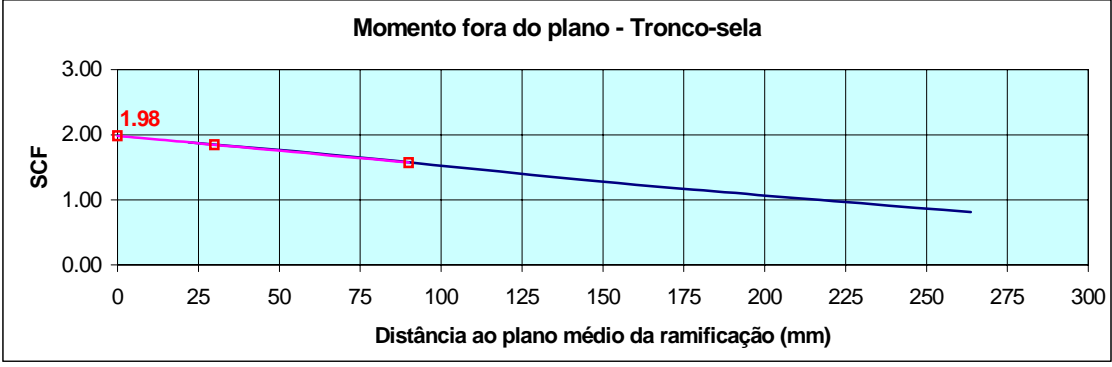
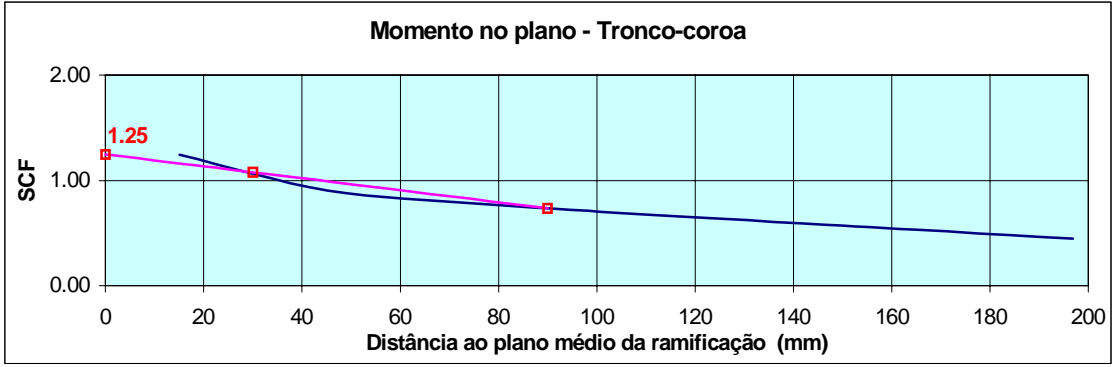
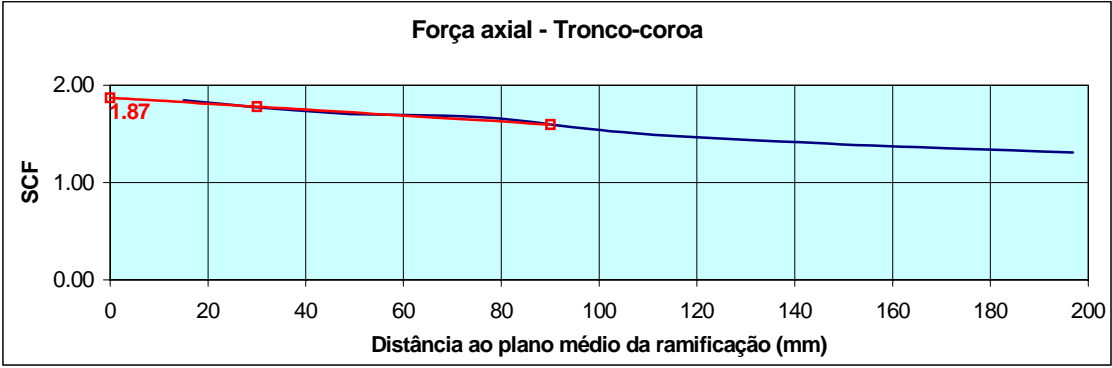
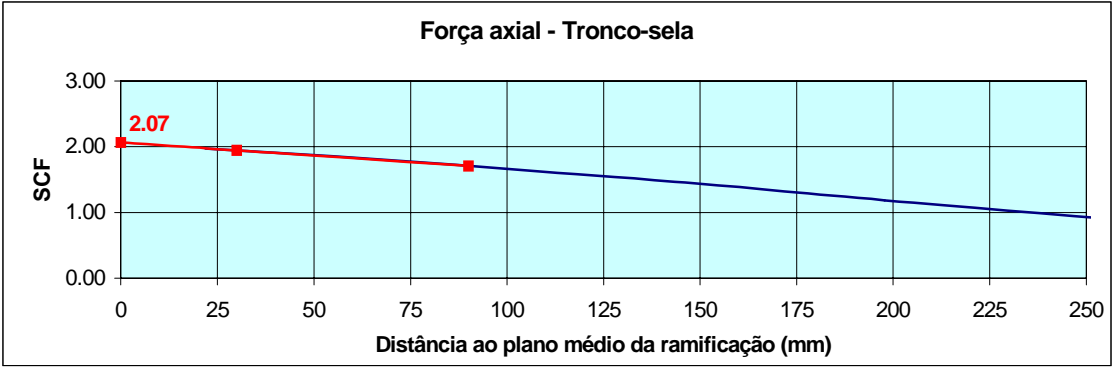
Fig. 7.63- Tensão de pico na sela do tronco da junta 555-3A para OPB

**Nó 555-3 como junta T - SCF's na ramificação**



**Fig.7.64- Gráficos dos SCF's na ramificação da junta 555-3A**

**Nó 555-3A como junta T - SCF's no tronco**



**Fig.7.65- Gráficos dos SCF's no tronco da junta 555-3A**

**JUNTA 555-3 - SCF's**

**Tipo de junta: T**

**Tronco: 8012 - 5557**

**Ramificações: 5554- 5553-5552**



Dados de entrada	Tronco			Ramificações		
	Diâmetro D (mm)	Espessura T (mm)	Comprimento L (mm)	Diâmetro d (mm)	Espessura t (mm)	Ângulo $\theta$ (grau)
	2000	60	10935	900	20	90

Parâmetros calculados	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$	$\tau$	$\theta$ (rad)
	10.935	0.45	16.667	0.333	1.571

Referências bibliográficas	Força axial				Momento no plano		Momento fora do plano	
	tronco-sela	tronco-coroa	ramif.-sela	ramif.-coroa	tronco-coroa	ramif.-coroa	tronco-sela	ramif.-se
Efhymiou (1)	5.45	2.04	6.70	2.48	1.78	2.53	4.01	4.93
Wordsworth/Smedley (2)	6.18	2.42	4.90	2.52	1.97	2.24	3.95	3.49
Kuang (3)	4.75	-	7.52	-	1.52	2.22	3.57	4.85
Modelo EF-A	2.07	1.87	3.51	3.74	1.25	2.06	1.98	2.96
Modelo EF-B	1.63	1.86	2.90	3.44	1.25	2.09	1.66	2.65
Modelo EF-C	2.05	1.91	3.32	3.61	1.25	2.03	2.01	2.84

**Tab. 7.8- SCF's da junta 555-3**



## **8- CÁLCULOS DAS VIDAS À FADIGA EM MEF**

### **8.1- Carregamentos pelo Modelo em Elementos de Barras**

Os resultados existentes das vidas à fadiga, apresentados na Tab.4.2, foram obtidos através dos modelos em elementos de barras, utilizando os programas computacionais ADEP, Ref./1/ e SACS, Ref./18/. Para a obtenção dos carregamentos de fadiga a serem utilizados nos cálculos das vidas através dos modelos em elementos finitos, foi utilizado o programa SACS, de acordo com a seguinte metodologia:

- Rodada preliminar do modelo existente em elementos de barras para comprovação da compatibilidade do modelo e dos resultados existentes, apresentados nos relatórios da Ref./16/;
- Introdução de nós adicionais intermediários às barras, em correspondência com as extremidades dos membros dos modelos em elementos finitos;
- Introdução dos fatores de concentração de tensões originais para evitar o cálculo automático pelo programa, que utilizaria comprimentos diferentes para o tronco, em decorrência dos nós introduzidos;
- Nova rodada de análise da fadiga para a comprovação dos resultados no modelo adaptado;
- Obtenção dos esforços solicitantes nas extremidades das barras para todas as ondas de fadiga, apresentadas na Tab.4.1, nas posições de máximo e mínimo esforços cortantes na plataforma;
- Determinação das cargas a serem aplicadas nas extremidades dos membros do MEF através das variações entre os esforços solicitantes, relativos às posições de máxima e mínima forças cortantes na plataforma.

### **8.2- Modelos em Elementos Finitos**

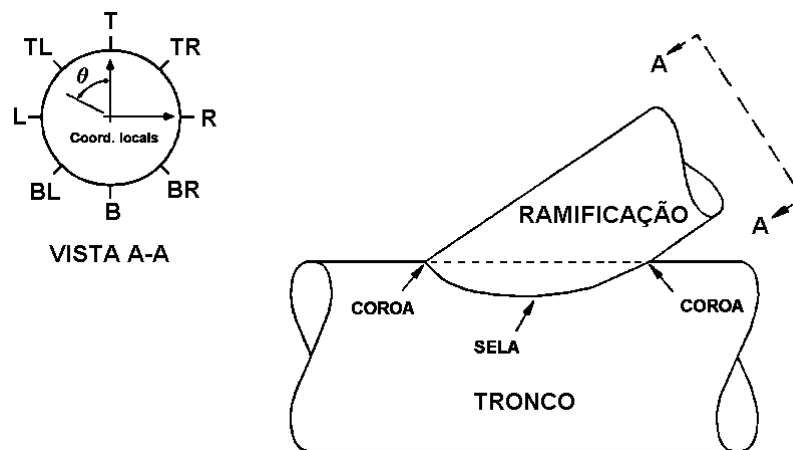
Os modelos em elementos finitos constituídos por todos os membros, com malhas formadas por elementos tipo SHELL63, com 4 nós por elemento (MEF-B) foram utilizados para obter as variações de tensões de pico nas ramificações e nos troncos, para cada onda de fadiga constante da Tab.4.1.

Os carregamentos foram determinados através das variações dos esforços solicitantes obtidos pela análise em elementos de barras, como descrito em 8.1, para cada uma das 28 ondas passando pela plataforma, e aplicados nos centros das extremidades dos membros dos modelos em elementos finitos, perfazendo, portanto, um total de 28 carregamentos.

Os carregamentos das ondas e correntes ao longo dos trechos modelados foram também considerados por meio de parcelas de esforços adicionais nas extremidades dos membros, analisando o equilíbrio da barra submetida aos esforços solicitantes em suas extremidades fornecidos pelo SACS, de modo a obter os mesmos esforços na extremidade relativa ao ponto de trabalho da junta, ou seja, intersecção dos eixos da ramificação e do tronco.

Apoios elásticos foram considerados nas extremidades do tronco de cada modelo, para evitar a hipostaticidade, uma vez que tendo sido carregadas todas as extremidades de todos os membros e tendo sido considerados os carregamentos de onda e corrente ao longo dos trechos modelados, o modelo estaria auto-equilibrado.

As variações de tensões foram calculadas em 8 pontos, a cada  $45^\circ$  ao longo do perímetro da conexão soldada, Fig.8.1, seguindo o mesmo critério adotado nos cálculos por elementos de barras através dos programas ADEP e SACS.



**Fig. 8.1- Pontos de cálculo das tensões na ramificação e no tronco**

### 8.3- Curvas S-N

Usualmente, o cálculo das vidas à fadiga de juntas tubulares de plataformas offshore fixas utiliza a curva X' da API, Ref./3/. No entanto, como descrito no item 5.2, a DNV, Ref./6/, recomenda que as variações de tensões de pico sejam combinadas com a curva T. Serão, então, adotadas as duas curvas para os cálculos comparativos das vidas à fadiga. As equações das curvas são:

- Curva X'

$$\Delta\sigma \leq 23 \text{ MPa} \rightarrow N \rightarrow \infty$$

$$\Delta\sigma > 23 \text{ MPa} \rightarrow \log N = 13,398 - 3,74 \cdot \log \Delta\sigma$$

- Curva T

$$N \leq 10^6 \rightarrow \log N = 11,764 - 3,0 \log [(t/32)^k \cdot \Delta\sigma]$$

$$N > 10^6 \rightarrow \log N = 15,606 - 5,0 \log [(t/32)^k \cdot \Delta\sigma]$$

- Curva T para  $t < 32\text{mm}$

$$\Delta\sigma > 83,43 \text{ MPa} \rightarrow \log N = 11,764 - 3,0 \cdot \log \Delta\sigma$$

$$\Delta\sigma \leq 83,43 \text{ MPa} \rightarrow \log N = 15,606 - 5,0 \cdot \log \Delta\sigma$$

- Curva T para  $t = 70\text{mm}$

$$\Delta\sigma > 68,60 \text{ MPa} \rightarrow \log N = 11,509 - 3,0 \cdot \log \Delta\sigma$$

$$\Delta\sigma \leq 68,60 \text{ MPa} \rightarrow \log N = 15,182 - 5,0 \cdot \log \Delta\sigma$$

onde:

$\Delta\sigma$  : variação de tensão de pico em MPa.

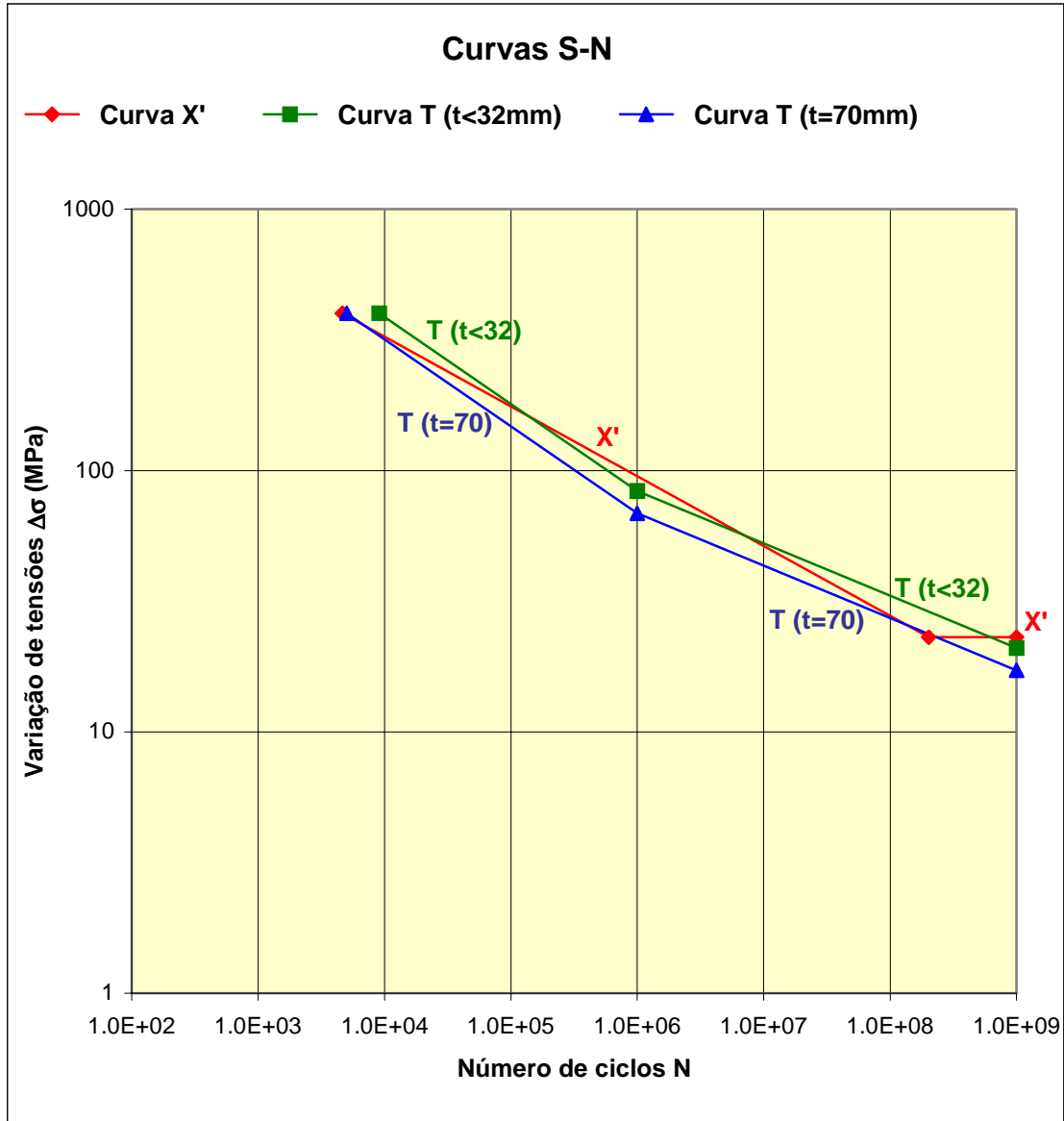
N : número de ciclos para falha por solicitações  $\Delta\sigma$

t : espessura da parede do tubo em mm. Para  $t < 32\text{mm}$   $\rightarrow t = 32\text{mm}$

k : expoente relativo à espessura.  $k = 0,25$  para  $SCF < 10$  e  $k = 0,30$  para  $SCF > 10$

A seguir, na Fig.8.2, estão apresentadas as curvas X' , T para espessura igual ou inferior a 32mm e T para espessura de 70mm, que corresponde à máxima espessura de

membro que foi analisado à fadiga. Para esta curva, foi considerado o expoente  $k=0,25$ , relativo a  $SCF < 10$



**Fig. 8.2- Curvas S-N : X' , T ( para  $t < 32\text{mm}$ ) e T ( para  $t = 70\text{mm}$ )**

Para a curva T, apesar de não estar explicitamente mencionado na DNV RP-C203, Ref./6/, foi considerada a tensão limite de fadiga correspondente ao número de ciclos  $1,0E+09$ , cujo valor de 21MPa, para  $t < 32\text{mm}$ , situa-se bem próximo do correspondente à curva X', igual a 23MPa.

## **8.4- Cálculo das Vidas à Fadiga**

Os carregamentos aplicados às extremidades dos MEF resultaram em variações de tensões ao longo de todo o modelo em elementos finitos, sendo que as variações de tensões de pico aconteceram nos contatos entre os membros, nas superfícies superiores dos elementos.

Para os oito pontos escolhidos ao longo das seções de contato, as tensões principais foram extrapoladas, de acordo com o critério descrito no item 5.2 e esquematizado na Fig.5.1, para a obtenção das variações de tensões atuantes nos oito pontos, para cada onda passando pela plataforma. Em relação a cada bloco de ondas, a Tab.4.1 apresenta o número de ocorrências previsto no período de 30 anos, possibilitando, portanto, associar cada variação de tensão em um determinado ponto da ligação ao número de ocorrências em um determinado período, o que caracteriza o número de ciclos de variação de tensões atuantes de um bloco de ondas. Em seguida, o número de ciclos admissível a cada variação de tensões foi obtido de cada curva S-N considerada. O dano foi calculado para cada bloco de ondas pela razão entre o número de ciclos atuante e o número de ciclos admissível. O dano total acumulado foi obtido pela soma dos danos parciais provocados por cada bloco de onda. Finalmente, a vida à fadiga foi obtida pelo produto do dano acumulado pelo período assumido para os números de ocorrências das ondas.

## **8.5 -Resultados das vidas à fadiga**

Os resultados das vidas à fadiga obtidos através dos MEF's, assim como os obtidos dos modelos em elementos de barras utilizando os programas ADEP e SACS estão apresentados nas tabelas das páginas seguintes, sem coeficiente de segurança.

Os SCF's calculados pelos programas, disponíveis nos relatórios existentes da plataforma, Ref./16/, assim como os obtidos pelas fórmulas paramétricas estão também apresentados, sendo que neste caso, foram considerados para os comprimentos dos troncos os mesmos valores adotados pelo programa SACS.

Os SCF's indicados nos MEF's foram obtidos preliminarmente no item 7.0 e os comprimentos dos troncos, em geral diferentes, são mencionados.

**RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 5600**

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1000x20mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x50mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
5600	ADEP (1)	Y	X'	(-)	9,70 (9,67)	2,50 (2,38)	6,71 (6,71)	(-)	(6,75)	(1,97)	(5,42)	-	9
	ADEP(WORD) (2)	Y	X'	(3,16)	(6,57)	(2,59)	(4,89)	(3,43)	8,80 (8,84)	2,60 (2,53)	6,20 (6,18)	-	13
	SACS(EFT) (3)	Y	X'	2,50 (2,20)	8,51 (8,51)	2,86 (2,86)	6,65 (6,65)	2,50 (2,38)	8,01 (8,01)	2,50 (2,39)	6,20 (6,20)	BR-R	32
												CH-R	41
MEF (4)	-	X' (T)	[2,07]	[12,03]	[3,12]	[8,52]	[2,48]	[8,60]	[2,16]	[6,65]	BR-R	9 (10)	

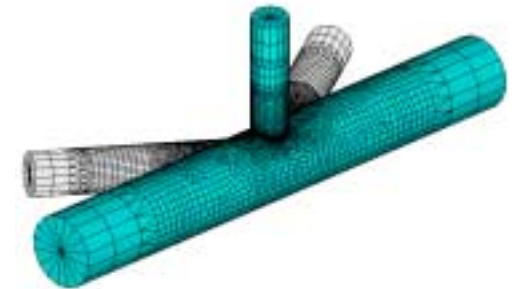
Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=13,85m. SCF<sub>mín.</sub>=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=13,85m.

Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

- (1) Fórmulas de Kuang
- (2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley
- (3) Fórmulas de Efthymiou. O parâmetro de condições de extremidades do chord considerado foi C=0.7 (valor típico).
- (4) Valores obtidos a partir do MEF onde L=15m.



**Tab. 8.1- Resultados da fadiga na junta 5600**

## RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 121-1

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA SN	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1000x20mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x60 mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
121-1	ADEP (1)	X	X'	(-)	(5.34)	(1.78)	(2.90)	(-)	7,30 (7,21)	2,50 (1,56)	3,30 (3,34)	-	15
	ADEP(WORD) (2)	X	X'	(-)	(6.72)	(2.24)	(3.65)	(-)	9,20 (9,08)	2,50 (1,97)	4,22 (4,21)	-	7
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,24)	6,17 (6,62)	2,55 (2,52)	4,32 (4,28)	2,50 (1,12)	6,22 (6,68)	2,50 (1,82)	3,60 (3,58)	BR-L	25
												CH-L	37
MEF (4)	-	X' (T)	[2,83]	[7,04]	[2,83]	[5,93]	[1,97]	[4,22]	[1,75]	[3,91]	BR-L	26 (23)	

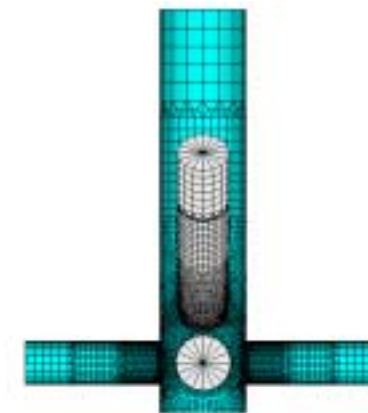
Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=4,81m. SCF<sub>mín.</sub>=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=4,81m.

Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

- (1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões contidas em Naess (1985), p.364-365
- (2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley
- (3) Fórmulas de Efthymiou com correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ). F2= 0,764 para AX-SD e F3=0,874 para OU-PL.
- (4) Valores obtidos a partir do MEF onde L=9,15m.



**Tab. 8.2- Resultados da fadiga na junta 121-1**

## RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 121-2

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA SN	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)	
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1000x20mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x60mm						
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL			
121-2	ADEP (1)	X	X'	(-)	(5.34)	(1.78)	(2.90)	(-)	7,29 (7,21)	2,50 (1,56)	3,35 (3,34)	-	14	
	ADEP(WORD) (2)	X	X'	(-)	(6.72)	(2.24)	(3.65)	(-)	9,20 (9,08)	2,50 (1,97)	4,22 (4,21)	-	7	
	SACS(EFT) (3)	X	X'		2,50 (2,24)	6,17 (6,62)	2,55 (2,52)	4,32 (4,28)	2,50 (1,12)	6,22 (6,68)	2,50 (1,82)	3,60 (3,58)	BR-TR	29
													BR-R	31
													CH-TR	36
MEF (4)	-	X' (T)		[2,83]	[7,04]	[2,83]	[5,93]	[1,97]	[4,22]	[1,75]	[3,91]	BR-R	28 (25)	

Notas:

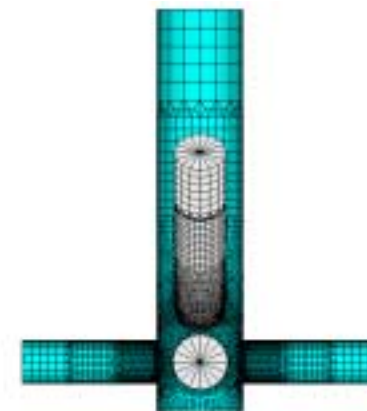
1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=4,81m. SCF<sub>mín.</sub>=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=4,81m.

Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

- (1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões contidas em Naess (1985), p.364-365
- (2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley
- (3) Fórmulas de Efthymiou com correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ). F2= 0,764 para AX-SD e F3=0,874 para OU-PL.
- (4) Valores obtidos a partir do MEF onde L=9,15m.

**Tab. 8.3- Resultados da fadiga na junta 121-2**





### RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 429-1

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1200x30mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x70mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
429-1	ADEP (1)	K	X'	(-)	(2,50)	(2,50)	(2,55)	(-)	2,70 (1,97)	2,50 (1,76)	3,33 (3,18)	-	999
	ADEP(WORD) (2)	K	X'	(-)	(2,75)	(2,23)	(4,06)	(-)	3,50 (1,94)	2,50 (1,76)	6,64 (4,85)	-	560
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,27)	5,04 (5,00)	2,59 (2,59)	3,38 (3,38)	2,50 (1,34)	6,52 (6,62)	2,50 (1,73)	3,40 (3,40)	CH-L	31
	MEF (4)	-	X' (T)	[2,67]	[4,22]	[2,41]	[2,59]	[1,31]	[4,23]	[1,58]	[2,73]	CH-L	3267(1955)

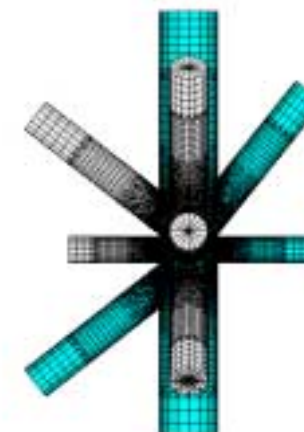
Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=10,04. SCFmin.=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=10,04m.

Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

- (1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões para juntas tipo K contidas em Ref./2/, p.364-365.
- (2) Fórmulas de Kuang / Wordsworth para juntas tipo K
- (3) Fórmulas de Efthymiou para juntas tipo X com correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ). F2 para extrem. tronco engastadas.
- (4) Valores obtidos a partir do MEF onde L= 14,27m.



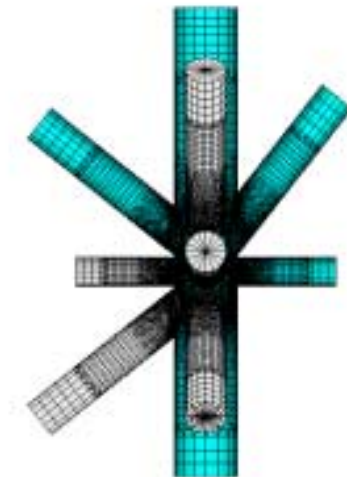
**Tab. 8.4- Resultados da fadiga na junta 429-1**

## RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 429-2

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1200x30mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x70mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
429-2	ADEP (1)	K	X'	(-)	(2,50)	(2,50)	(2,55)	(-)	2,70 (1,97)	2,50 (1,76)	3,33 (3,18)	-	999
	ADEP(WORD) (2)	K	X'	(-)	(2,75)	(2,23)	(4,06)	(-)	3,50 (1,94)	2,50 (1,76)	6,64 (4,85)	-	480
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,27)	5,04 (5,00)	2,59 (2,59)	3,38 (3,38)	2,50 (1,34)	6,52 (6,62)	2,50 (1,73)	3,40 (3,40)	CH-L	42
	MEF (4)	-	X' (T)	[3,12]	[4,56]	[2,49]	[2,58]	[1,25]	[4,98]	[1,60]	[2,75]	CH-TR	3550(2052)

Notas:

- 1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=10,04m. SCF<sub>min</sub>=2,50.
- 2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=10,04m. Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:
  - (1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões para juntas tipo K. Ref./2/, p.364-365
  - (2) Fórmulas de Kuang / Wordsworth para juntas tipo K
  - (3) Fórmulas de Efthymiou para juntas tipo X com correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ). F2 para extrem. tronco engastadas.
  - (4) Valores obtidos a partir do MEF onde L= 14,27m.
- 3- Valores das vidas no ponto correspondente ao do SACS,ou seja, CH-L, foram bastante próximos: 3643 (125)



**Tab. 8.5- Resultados da fadiga na junta 429-2**

### RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 429-3

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 900x20mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x70mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
429-3	ADEP (1)	K	X'	( - )	3,40 (2,69)	2,50 (2,41)	2,90 (2,87)	( - )	(1.85)	(1.47)	(2.87)	-	322
	ADEP(WORD) (2)	K	X'	( - )	(3.39)	(2.41)	(3.06)	( - )	2,50 (1,82)	2,50 (1,47)	3,22 (3,26)	-	825
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,44)	6,80 (6,75)	2,50 (2,28)	3,68 (3,68)	2,50 (1,00)	6,05 (6,00)	2,50 (1,42)	2,73 (2,73)	BR-L	29
	MEF (4)	-	X' (T)	[2,63]	[6,65]	[2,62]	[4,08]	[1,22]	[3,71]	[1,29]	[2,59]	BR-L	574 (699)

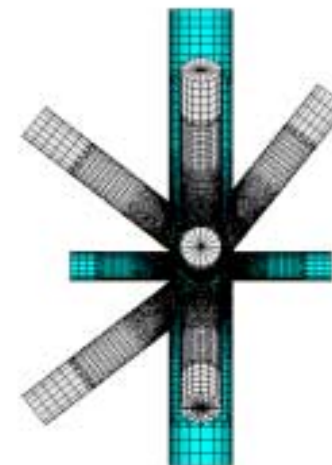
Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco  $L=10,04m$ .  $SCF_{min.}=2,50$ .

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com  $L=10,04m$ .

Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

- (1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões para juntas tipo K. Ref./2/, p.364-365.
- (2) Fórmulas de Kuang / Wordsworth para juntas tipo K
- (3) Fórmulas de Efthymiou para juntas tipo X com correção de tronco curto ( $\alpha < 12$ ). F2 p/extrem. tronco engastadas.
- (4) Valores obtidos a partir do MEF onde  $L= 14,27m$ .



**Tab. 8.6- Resultados da fadiga na junta 429-3**

## RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 555-1

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1300x30mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x60mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
555-1	ADEP (1)	X	X'	(-)	(3.89)	(1.93)	(2.44)	(-)	4,70 (4,91)	2,50 (1,80)	2,50 (2,61)	-	70
	ADEP(WORD) (2)	X	X'	(-)	(4.89)	(2.43)	(3.07)	(-)	5,92 (6,18)	2,50 (2,27)	3,20 (3,29)	-	33
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,08)	4,88 (4,88)	2,78(2,78)	3,62 (3,62)	2,50 (1,64)	7,42 (7,69)	2,50 (1,97)	4,10 (4,09)	CH-R	15
	MEF (4)	-	X' (T)	[2,90]	[2,65]	[2,59]	[2,69]	[1,99]	[2,95]	[2,06]	[2,54]	CH-TR	1191 (826)

Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=15,22m. SCF<sub>min.</sub>=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=15,22m.

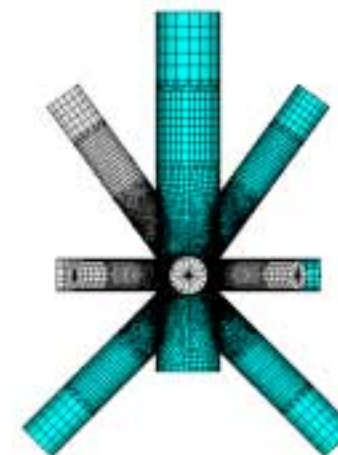
Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

(1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões. Referência: Naess(1985), p.364-365

(2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley

(3) Fórmulas de Efthymiou

(4) Valores obtidos a partir do MEF onde L=10,94m.



**Tab. 8.7- Resultados da fadiga na junta 555-1**

## RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 555-2

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 1300x30mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x60mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
555-2	ADEP (1)	X	X'	(-)	(3.88)	(1.93)	(2.44)	(-)	4,70 (4,90)	2,50 (1,80)	2,50 (2,61)	-	64
	ADEP(WORD) (2)	X	X'	(-)	(4.89)	(2.43)	(3.07)	(-)	5,92 (6,17)	2,50 (2,26)	3,20 (3,28)	-	31
	SACS(EFT) (3)	X	X'	2,50 (2,08)	4,87 (4,88)	2,78(2,78)	3,61 (3,62)	2,50 (1,64)	7,41 (7,68)	2,50 (1,97)	4,09 (4,10)	CH-L	22
	MEF (4)	-	X' (T)	[2,90]	[2,66]	[2,59]	[2,71]	[2,01]	[2,94]	[2,13]	[2,55]	CH-TL	1786 (1082)

Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco  $L=15,22m$ .  $SCF_{min.}=2,50$ .

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com  $L=15,22m$ .

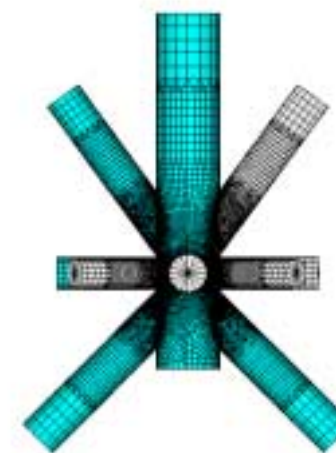
Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

(1) Fórmulas recomendadas de fatores de concentração de tensões. Referência: Naess(1985), p.364-365

(2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley

(3) Fórmulas de Efthymiou

(4) Valores obtidos a partir do MEF onde  $L=10,94m$ .



**Tab. 8.8- Resultados da fadiga na junta 555-2**

### RESULTADOS DA FADIGA NA JUNTA 555-3

JUNTA	PROGRAMA	TIPO JUNTA	CURVA S-N	FATORES DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÕES - SCF's								LOC	VIDA ÚTIL (ANOS)
				RAMIFICAÇÃO (BR) - $\phi$ 900x20mm				TRONCO (CH) - $\phi$ 2000x60mm					
				AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL	AX-CR	AX-SD	IN-PL	OU-PL		
555-3	ADEP (1)	T	X'	(-)	5,60 (7,83)	2,50 (2,22)	5,32 (4,85)	(-)	(4,84)	(1,52)	(3,57)	-	42
	ADEP(WORD) (2)	T	X'	(2,88)	(4,90)	(2,24)	(3,49)	(2,98)	6,20 (6,18)	2,50 (1,97)	3,95 (3,95)	-	31
	SACS(EFT) (3)	T	X'	2,50 (2,47)	6,88 (6,88)	2,53 (2,53)	4,93 (4,93)	2,50 (2,02)	5,45 (5,45)	2,50 (1,81)	4,01 (4,01)	BR-R	36
	MEF (4)	-	X' (T)	[3,44]	[2,90]	[2,09]	[2,65]	[1,86]	[1,63]	[1,25]	[1,66]	BR-BL	109 (107)

Notas:

1- Valores de SCF fora do parêntese foram calculados pelos correspondentes programas com comprimento do tronco L=15,22m. SCFmin.=2,50.

2- Valores de SCF dentro do parêntese foram calculados pelas fórmulas paramétricas com L=15,22m.

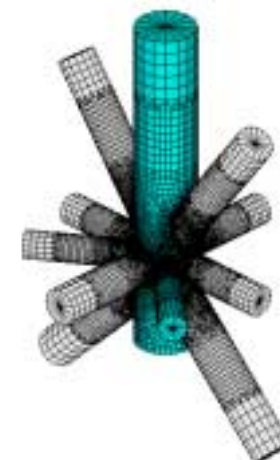
Dentro do colchete foram obtidos do MEF. Foram usadas:

(1) Fórmulas de Kuang.

(2) Fórmulas de Wordsworth / Smedley

(3) Fórmulas de Efthymiou

(4) Valores obtidos a partir do MEF onde L=10,94m.



**Tab. 8.9- Resultados da fadiga na junta 555-3**

## 9- COMENTÁRIOS

- Os fatores de concentração de tensões calculados pelas fórmulas paramétricas de Efthymiou, Wordsworth/Smedley e Kuang para as juntas analisadas apresentaram significativas dispersões entre seus valores, chegando a uma variação de 64% no caso da junta 555-1, tipo X, para momento fora do plano, na sela do tronco;

- As fórmulas paramétricas de Wordsworth/Smedley e Kuang apresentam limitações em virtude de terem sido desenvolvidas para juntas planares. As fórmulas de Efthymiou podem incluir os efeitos multiplanares e as funções de influência que consideram os níveis de tensões em todos os membros da junta. No entanto, tendo resultado iguais os valores dos SCF's calculados automaticamente pelo programa e os calculados pelas fórmulas de Efthymiou, sem considerar os membros fora do plano e as formulações das funções de influência, fica caracterizado que o programa computacional que utiliza as fórmulas de Efthymiou não aborda os efeitos multiplanares e as funções de influência;

- Os MEF constituídos predominantemente por elementos quadriláteros de 4 nós (MEF- A e B) e por 8 nós (MEF-C e D) apresentaram valores de SCF's muito parecidos, ocorrendo, em geral, uma pequena redução nos valores quando se considera 8 nós por elemento. Como consequência, a determinação da vida à fadiga com elementos de 4 nós deve acarretar valores mais conservadores em relação ao calculado com elementos de 8 nós e necessita de um tempo de processamento muito menor;

- A comparação entre os valores dos SCF's calculados através dos MEF levando em consideração apenas os membros que caracterizam o tipo da junta no plano (MEF-A e C) e considerando a inclusão de todos os membros da junta no espaço, isentos de tensões, (MEF-B e D) indica que os resultados são bem próximos, havendo, em geral, uma ligeira redução nos valores quando se considera o modelo completo. Isso pode ser explicado pelo maior enrijecimento da junta que todos os membros propiciam, reduzindo o efeito de ovalização no tronco e conseqüentemente as concentrações de tensões mais elevadas;

- Os resultados dos SCF's obtidos dos MEF's para a junta 5600 como Y quando comparados com os calculados pelas formulações de Efthymiou, Wordsworth/Smedley e Kuang não caracterizam uma tendência definida. Indicam que, em geral, para a ramificação os valores são maiores e para o tronco são menores. A maior diferença ocorre para o SCF na sela da ramificação sujeita a força axial, onde a relação fica em torno de 40% acima do valor determinado pela fórmula de Efthymiou;

- Para a junta 5600, as vidas à fadiga na ramificação calculadas pelo MEF apresentaram resultados aproximadamente iguais aos obtidos pelo programa ADEP e menores que os calculados pelo SACS. Como os SCF's na ramificação calculados pelo MEF foram maiores que os calculados pelos programas, conclui-se que a redução na vida não acompanha apenas as relações dos SCF's mas também o comportamento da junta que não atua integralmente como Y para todos os carregamentos de fadiga;

- A existência de diafragmas nas extremidades inferiores dos troncos das juntas 121 e 555, situados próximos aos pontos de trabalho, implica em enrijecimento das juntas com conseqüente redução da ovalização dos troncos e distribuições das tensões com variações menos acentuadas;

- Para as juntas 121-1 e 121-2, apesar dos relatórios existentes não mencionarem, as vidas à fadiga determinadas pelo ADEP devem corresponder ao tronco, diante das evidentes diferenças entre os SCF's do tronco e da ramificação. Os resultados para as ramificações do MEF e do SACS resultaram aproximadamente iguais face aos valores aproximados entre os SCF's e ao comportamento da junta que não atua integralmente como X para todos os carregamentos de fadiga;

- Os resultados dos SCF's obtidos dos MEF's para as juntas analisadas tipo X, quando comparados com os calculados pelas formulações de Efthymiou, Wordsworth/Smedley e Kuang indicam que, em geral, para a ramificação os valores dos MEF's são maiores e para o tronco são menores;

- Os resultados dos SCF's obtidos através dos MEF's para a junta 555-3 analisada como tipo T, quando comparados com os calculados pelas formulações de Efthymiou,



Wordsworth/Smedley e Kuang apresentam grandes diferenças porque os modelos em elementos de barras não contemplam as sobreposições da ramificação com as adjacentes, descaracterizando o tipo padrão de classificação da junta;

- Os programas SACS e ADEP utilizados para o cálculo das vidas à fadiga indicam que as classificações dos tipos das juntas são, em certos casos, divergentes. As juntas 429-1, 429-2 e 429-3 foram classificadas pelo ADEP como K e pelo SACS como X. Conseqüentemente, os SCF's e as vidas resultantes foram bem diferentes;

- Para as juntas 429-1, 429-2 e 429-3, as vidas à fadiga no tronco calculadas pelo MEF apresentaram resultados mais condizentes com os obtidos pelo programa ADEP e bem maiores que os calculados pelo SACS, em virtude das classificações diferentes das juntas feitas pelos programas. Portanto, o comportamento da junta é mais próximo ao tipo K, onde os SCF's são menores em relação aos do tipo X;

- Para as juntas 555-1, 555-2 e 555-3, as vidas à fadiga no tronco calculadas pelo MEF apresentaram valores maiores que os obtidos pelos programas ADEP e SACS, porque os SCF's dos MEF's foram menores que os calculados pelos programas face à existência de diafragma na extremidade inferior do tronco, próximo ao ponto de trabalho, que não é contemplado nos modelos em elementos de barras. A presença do diafragma implica em enrijecimento da junta com conseqüente redução da ovalização do tronco e distribuições das tensões com variações menos acentuadas;

- Healy & Buitrago (1994), Ref./11/, analisaram duas juntas tubulares tipo T considerando dois modelos distintos: um através das superfícies médias dos tubos e o outro considerando a solda em modelagem sólida. Utilizando variantes de técnicas de extrapolação, concluíram que os resultados dos SCF's mais confiáveis foram obtidos para o caso que inclui o modelo sólido da solda. Quanto ao modelo por elementos de casca, usando a técnica de extrapolação das componentes individuais das tensões até a intersecção com a superfície média, a partir de pontos a distâncias pré-definidas do pé da solda, concluíram que os resultados foram inconsistentes, sem uma tendência definida, ora conservadores, ora não;

- Diante da constatação de que o critério recomendado pela DNV RP-C203, Ref./6/, adotado neste trabalho, considera os pontos de extrapolação mais próximos da intersecção, e que ainda foram extrapoladas as tensões principais e não as componentes individuais das tensões, segue que os valores resultantes dos SCF's deste trabalho seriam mais conservadores do que os que se obteria através dos procedimentos de Healy & Buitrago;

- A utilização das curvas X' e T para o cálculo das vidas à fadiga demonstra que os valores resultam muito próximos para tubos com espessuras de parede até 32mm. Para espessuras acima de 32mm, a tendência é de afastamento entre as curvas, com conseqüente redução das vidas calculadas pela curva T, em relação às calculadas pela curva X'. Para os troncos das juntas 555-1, 555- 2, 429-1, 429-2, de espessuras de parede de 60mm e 70mm, respectivamente, as relações percentuais entre as vidas à fadiga usando as curvas T e X' foram de aproximadamente 70% e 60%;

- As localizações dos pontos críticos à fadiga indicados pelo programa SACS e detectados pelas análises dos MEF's foram coincidentes ou muito próximas, a menos da junta 555-3, que foi classificada pelo SACS como do tipo T, sem a consideração das sobreposições da ramificação com os membros adjacentes, descaracterizando, portanto, o tipo adotado para a junta.

## 10- CONCLUSÕES

- Efthymiou (1988) concluiu que os efeitos multiplanares não devem acarretar um impacto considerável nas vidas à fadiga e recomendou a utilização das formulações das funções de influência por constituírem a aproximação mais precisa para o cálculo dos SCF's;
- Os resultados existentes da fadiga, que foram obtidos pela utilização das fórmulas paramétricas de Efthymiou através do programa SACS, não englobam os efeitos multiplanares nem as funções de influência que contemplam os níveis de tensões nas ramificações que fazem parte da junta;
- A simples inclusão dos membros complementares aos que caracterizam o tipo de junta no plano, para calcular os valores dos SCF's através dos MEF's, provoca uma ligeira redução em seus valores, com tendência a aumentar a vida à fadiga;
- A não consideração de diafragmas nas regiões das juntas constitui uma limitação dos programas computacionais usuais e coloca-os em desvantagem frente aos MEF's;
- Os MEF constituídos de elementos quadriláteros de 4 nós devem apresentar valores de vidas à fadiga mais conservadores em relação aos calculados com elementos isoparamétricos de 8 nós e necessitam de um tempo de processamento muito menor;
- As diferenças entre os resultados existentes para as vidas à fadiga calculadas pelos programas SACS e ADEP decorrem das dispersões dos valores dos fatores de concentração de tensões calculados pelas formulações paramétricas utilizadas e pelas classificações dos tipos de juntas feitas automaticamente pelos programas que nem sempre são coincidentes;
- As divergências entre os resultados obtidos para as vidas à fadiga pelos programas ADEP e SACS e pelas análises dos MEF's acontecem não apenas pelas diferenças entre os SCF's mas também pelo comportamento das juntas que, em geral, não se enquadram integralmente nos tipos padrões em que foram classificadas pelos programas;

- A utilização das curvas S-N X' e T para o cálculo das vidas à fadiga em tubos resulta em valores muito próximos para espessuras até 32mm. Para espessuras acima de 32mm, a tendência é de afastamento entre as curvas, com conseqüente redução das vidas calculadas pela curva T, em relação às calculadas pela curva X';
- A utilização dos fatores de concentração de tensões para o cálculo da vida à fadiga envolve hipóteses simplificadoras bastante discutíveis, com conseqüências imprevisíveis nos resultados finais. Além da classificação do tipo da junta ser feita automaticamente pelos programas, em certo caso, com base apenas em sua geometria, fica caracterizada uma junta simples, restrita aos tipos planares existentes, sem consideração da real distribuição dos esforços em cada carregamento de onda;
- Para ondas com diferentes direções e períodos, as distribuições dos esforços nas juntas são, em geral, diferentes, constituindo tipos de configurações que nem mesmo se enquadram em combinações dos tipos simples existentes. Como conseqüência, os resultados das vidas à fadiga devem ser vistos com as devidas reservas;
- Os procedimentos de cálculo da fadiga com base nos SCF's devem ser aprimorados no sentido de incluir em sua análise, todos os membros que concorrem na junta e considerar a real distribuição dos esforços nos membros para cada carregamento de onda passando pela plataforma;
- Uma significativa vantagem da avaliação da fadiga através de modelos em elementos finitos em relação aos processos utilizados pelos programas computacionais é que o MEF da junta engloba todos os membros que nela concorrem e para cada carregamento de onda é considerada a distribuição real dos esforços nos membros;
- A questão crítica na avaliação da fadiga por MEF's é o critério de extrapolação das tensões para obtenção das tensões de pico;
- Tudo indica que pesquisas são necessárias para se estabelecer técnicas de extrapolação mais confiáveis, calibradas por resultados de ensaios, aplicáveis a modelos em superfícies médias constituídos por elementos de casca;

- Os resultados dos SCF's obtidos pelo critério de extrapolação adotado apontam no sentido de investigar critério específico para a ramificação distinto do critério utilizado para o tronco;
- As recomendações das normas de projeto de incluir a geometria da solda no MEF através de elementos tridimensionais e adotar 20 nós por elemento de volume e 8 nós por elemento de casca, com dimensões iguais às respectivas espessuras tornam a análise bastante elaborada e pouco prática para que possa ser utilizada corriqueiramente;
- Os resultados do trabalho permitem concluir que a análise por elementos finitos torna-se recomendada para juntas que não apresentam tipo e/ou comportamento compatíveis com os modelos padronizados, normalmente utilizados pelos programas;
- Das 4 juntas modeladas por elementos finitos, duas delas apresentaram valores de vidas à fadiga superiores aos resultados existentes, ficando acima do limite mínimo estabelecido, podendo, portanto, não fazer parte do plano de inspeção da plataforma;
- A disponibilização de programas específicos e de equipamentos computacionais de maior capacidade e alta velocidade tendem a tornar prática a análise através de elementos finitos, a custos acessíveis e muito inferiores ao que se estima para uma inspeção submarina.

## **11- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

1. ADEP (1987)- Analysis and Design of Offshore Structures, Petrobrás, Cenpes, Section for Development of Engineering Methods, Rio de Janeiro.
2. ALMAR-NAESS, A. (1985) – Fatigue Handbook – Offshore Steel Structure, Tapir, 520p, Trondheim, Norge.
3. API RP 2A-WSD (1993) – Recommended Practice for Planning, Designing and Construction Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design, Twentieth Edition, American Petroleum Institute, 193p, Washington, DC 20005.
4. BUREAU VERITAS. NI 393 DSM R01 E, 1998 - Fatigue Strength of Welded Ship Structures, 81p, Paris.
5. BUREAU VERITAS. GUIDANCE NOTE NI 199, 1987 - Cyclic Fatigue of Nodes and Welded Joints of Offshore Units, 50p, Paris.
6. DET NORSKE VERITAS- RECOMMENDED PRACTICE RP-C203 (2000)- Fatigue Strength Analysis of Offshore Steel Structures, 100p, Norway.
7. DET NORSKE VERITAS- Rules for the Design, Construction and Inspection of Fixed Offshore Structures (1982), Appendix C, Steel Structures, Norway.
8. DET NORSKE VERITAS. NOTE NO.30.2 (1984) – Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units, 60p. Norway.
9. EFTHYMIIOU, M. (1988) – Development of SCF Formulae and Generalised Influence Functions for Use in Fatigue Analysis - Recent Developments in Tubular Joint Technology, OTJ'88, 34p, London.
10. HAAGENSEN, P.J. (1997). Fatigue of Tubular Joints and Fatigue Improvement Methods –Progress in Structural Engineering and Materials, vol. I (I), p. 96-106, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway.

11. HEALY, B.E. & BUITRAGO, J. (1994). Extrapolation Procedures for Determining SCF's in Mid Surface Tubular Joint Models - Tubular Structures VI, Grundy, Holgate & Wong (eds), V.6, p. 651-659, Rotterdam.
12. LLOYD'S REGISTER (1989). Rules And Regulations For The Classification OF Fixed Offshore Installations, Part 4, Steel Structures, 27p, London.
13. LOPES, L.C. ROLIM; REBELLO, J.M. ALCOFORADO e GODEFROID, L.B. (1997). Fadiga e Fratura de Materiais Metálicos - Aplicação para Componentes Estruturais Soldados. ABM, p. 3-5, São Paulo.
14. MOREIRA, LINO F.R e PRODONOFF, VICTOR (1984). Concepções de Plataformas Marítimas Para a Produção de Petróleo em Águas Profundas. B. Téc. Petrobrás, p. 18-24, Rio de Janeiro.
15. OFFSHORE INSTALLATIONS: Guidance on Design and Construction (1977), Department of Energy, Her Majesty's Stationary Office, London.
16. PETROBRÁS (1995). Sistema de Reanálise Estrutural da Plataforma de Cherne 2, Memórias de Cálculo e Relatórios, Rio de Janeiro.
17. REGAL, M. SÉRGIO (1983). Análise de Fadiga, Curso de Projeto de Plataformas Fixas Offshore, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, p.32-36, Rio de Janeiro.
18. SACS- Structural Analysis Computer System, Fatigue, User's Manual, Engineering Dynamics, Inc., Louisiana, U.S.A.
19. SURESH, S. (1996). Fatigue of Materials, Cambridge University Press, p.1-9, Cambridge.