

BC

FD-1349

ROMULO RASTOPIRQUIM RIPOLI
Engenheiro Naval, Escola Politécnica da USP, 1988

**Estudo de Concentração de Tensões
em Estruturas Oceânicas:
Juntas Tubulares Tipo Y e T.**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção do título de
Mestre em Engenharia

Orientador:
Prof. Dr. Carlos Alberto Nunes Dias
Professor Assistente Doutor do Departamento de
Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP

São Paulo
1992

ROMULO RASTOPIRQUIM RIPOLI
Engenheiro Naval, Escola Politécnica da USP, 1988

**Estudo de Concentração de Tensões em
Estruturas Oceânicas: Juntas Tubulares Tipo Y e T.**

Dissertação apresentada à Escola Politécnica
da Universidade de São Paulo para obtenção do título de
Mestre em Engenharia

Orientador:
Prof. Dr. Carlos Alberto Nunes Dias
Professor Assistente Doutor do Departamento de
Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP

São Paulo
1992

Aos meus pais Romulo e Sonia
que sempre me incentivaram

AGRADECIMENTOS

Ao Prof.Dr.Carlos Alberto Nunes Dias, pela orientação,
apoio e incentivo.

Ao Eng.º João Roberto Diego Petreche, pela inestimável
colaboração no programa GERTUBO.

Ao Prof.Bernardo Luis Rodrigues de Andrade, pelas valiosas
sugestões. Também, às seguintes entidades:

Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica.

Centro de Estruturas Navais e Oceânicas da USP (CENO).

Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico
e Tecnológico - CNPq.

Centro de Pesquisas da Petrobrás (CENPES).

Fundação Brasileira de Tecnologia de Soldagem (FBTS).

RESUMO

O presente trabalho desenvolve um estudo de pesquisa sobre juntas tubulares soldadas simples, observando-se inicialmente, de maneira sucinta, breves tópicos sobre a sua classificação, geometria típica, fabricação e utilização. Estes tópicos preliminares, sem a pretensão de esgotar os conhecimentos relacionados com o assunto, servem como informação introdutória para aqueles que tomam um primeiro contato com o estudo de juntas tubulares.

Posteriormente, efetua-se uma extensa análise de tensão com mais de 80 modelos de juntas tubulares soldadas, utilizando-se do programa gerador de malhas GERTUBO, desenvolvido exclusivamente para este trabalho, e do Método dos Elementos Finitos, através do programa ANSYS-PC. Obtem-se, assim, uma coleção de formulações paramétricas dedicadas ao cálculo dos FCT's em juntas tubulares soldadas simples dos tipos Y e T, cobrindo-se com algum detalhe, determinada gama de juntas tubulares com características geométricas bastante comuns na construção *offshore*.

Por fim, são efetuados gráficos comparativos entre as formulações paramétricas aqui obtidas e as de outros autores, dando, também, uma visão geral destas últimas, nas suas faixas de aplicação.

ABSTRACT

This dissertation is a research study about simple welded tubular joints that deals, at first, with brief topics about their classification, typical geometry, production and use. These are only preliminary studies, with no intention to cover all knowledge about the subject; however, they can be of great use as information for those who are getting their very first contact with the study of these types of tubular joints.

After that, an extensive stress analysis was performed with more than 80 models of tubular joints, using the net generator GERTUBO, especially developed for this purpose, and also the ANSYS PC program, which is based on the Finit Element Method. By this way, a collection of parametric expressions to calculate the SCF's (Stress Concentrating Factor) of Simple Welded Tubular Joints Y and T were obtained, being these joints very common in the offshore industry.

Finally, some graphs comparing the SCF's formulae obtained in this work and others got by different authors are presented, in order to give a general view of those formulae and their range of utilization.

ÍNDICE

Dedicatória.....	1
Agradecimentos.....	ii
Resumo.....	iii
Abstract.....	iv
Índice.....	v
Simbologia.....	viii
Lista de Figuras.....	x
Lista de Tabelas.....	xiv

CAPÍTULO 1

Introdução.....	1
1.1 Justificativa Para o Trabalho.....	1
1.2 Organização do Texto.....	5

CAPÍTULO 2

Aspectos Gerais Sobre Juntas Tubulares.....	8
2.1 Introdução.....	8
2.2 Classificação de Juntas Tubulares.....	8
2.3 Estrutura Típica de Uma Junta Tubular Soldada Simples Tipos Y e T.....	14
2.4 Definição de <i>hot spot</i> e Fator de Concentração de Tensão (FCT).....	16
2.4.1 Comentários Sobre Algumas Normas Existentes.....	23
2.5 Tópicos Gerais Sobre a Fabricação de Juntas Tubulares Soldadas	25
2.5.1 Comentários Sobre Algumas Normas de Fabricação....	26
2.5.2 Seqüência Geral de Fabricação.....	29
2.5.2.1 Soldas Longitudinais e Circunferenciais....	31
2.5.2.2 Aspectos Gerais da Calandragem.....	35
2.5.3 Métodos de Soldagem.....	36
2.5.3.1 Consumíveis.....	37
2.5.3.2 Preparação dos Chanfros de União dos Tubos.	38
2.5.3.3 Defeitos Provocados Pela Soldagem.....	39
2.6 Considerações Sobre a Seleção do Material.....	41
2.7. Carregamentos.....	45
2.7.1 Espectro de Mar.....	46

2.7.2	Forças Hidrodinâmicas.....	47
2.7.3	Carregamento Atuante nas Juntas.....	47
2.8	Modelos de Análise para Vida em Fadiga.....	48
2.9	Tensões e Critérios de Falhas.....	49
<u>CAPÍTULO 3</u>		
	Elaboração dos Modelos de Elementos Finitos.....	51
3.1	Introdução.....	51
3.2	Considerações Gerais para a Modelagem por Elementos Finitos.....	52
3.3	Modelagem de Junta Tubular Soldada Utilizando-se de Elementos Finitos de Placa	55
3.4	Carregamentos e Condições de Contorno para os Casos Analisados	56
3.5	Programação dos Casos de Juntas Analisados.....	58
3.6	Geração Automática das Malhas.....	61
3.7	Desenhos de Pré-processamento de Malhas Típicas.....	62
3.8	Teste de Convergência de Uma Malha Típica.....	64
3.9	Limitações do Programa ANSYS para Microcomputadores.....	80
<u>CAPÍTULO 4</u>		
	Formulações Paramétricas dos FCT's	82
4.1	Introdução.....	82
4.2	Fundamento Teórico da Regressão.....	82
4.3	Valores dos FCT's Obtidos pelo MEF e Resultados das Regressões.....	84
4.3.1	Gráficos de Isotensão Para Três Casos Típicos.....	85
4.3.2	Evolução das Tensões ao Longo da Intersecção, Para Três Casos Típicos.....	109
4.4	Análise da localização do <i>hot spot</i>	113
4.1	Momento no Plano (MP).....	113
4.2	Momento Fora do Plano (MF).....	113
4.3	Força no Plano (FN).....	114
4.5	Validade das Formulações Obtidas, Comentários e Recomendações.....	118
<u>CAPÍTULO 5</u>		
	Relação Entre as Tensões da Margem e da Raiz da Solda.....	123
5.1	Introdução.....	123
5.2	Formulação do Modelo de Estado Plano de Deformação	

Para a Secção de Solda Típica.....	125
5.3 Resultados e Conclusões.....	126

CAPÍTULO 6

Comparação com Resultados da Bibliografia.....	130
6.1 Introdução.....	130
6.2 Comentários Sobre Outras Publicações.....	130
6.3 Comparações das Formulações para os FCT's.....	132

CAPÍTULO 7

Conclusões Gerais e Recomendações.....	134
--	-----

APÊNDICES:

- A: Algoritmo de Regressão em Potência. Método dos Mínimos Quadrados.
- B: GERTUBO: Geração Automática de Malhas em Juntas Tubulares.
- C: Desenhos de Pré-procesamento das Malhas, utilizando o Programa NAVGRAF.
- D: Gráficos Comparativos das Formulações de FCT's.
- E: Formulações Semelhantes de Outras Autorias.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

SIMBOLOGIA

- d Diâmetro do tubo secundário
- D Diâmetro do tubo principal ou primário
- θ Ângulo de inclinação entre os tubos primário e secundário
- t Espessura do tubo secundário
- T Espessura do tubo primário
- L Comprimento do tubo primário
- $\alpha = (2L/D)$
- $\beta = (d/D)$
- $\gamma = (D/2T)$
- $\tau = (t/T)$
- σ_e Tensão de escoamento do material
- σ_r Tensão de ruptura do material
- σ_{HS} tensão no *hot spot*
- σ_N Tensão nominal, no secundário ao longe
- σ_{HS1} Tensão de *hot spot* para o tubo primário
- σ_{HS2} Tensão de *hot spot* para o tubo secundário
- FCT₁ Fator de Concentração de Tensão para o tubo primário
- FCT₂ Fator de Concentração de Tensão para o tubo secundário
- Ψ Ângulo diedral formado entre a superfície externa do tubo primário e a superfície externa do tubo secundário
- Δf Variação de tensão que experimenta a junta devido a um ciclo de carregamento
- N_i Número de ciclos para falhar, sob amplitude de tensão constante Δf_i
- n_i Número de ciclos de amplitude Δf_i
- D_s Valor limite do *dano*
- A Constante multiplicativa que leva em conta a influência de fatores não incluídos nas regressões dos FCT's
- x_i Forma geral dos parâmetros adimensionais nas expressões dos FCT's
- $X_i = \ln(x_i)$
- b_i Forma geral das constantes a ajustar para as expressões dos FCT's
- [K] Matriz de rigidez em coordenadas globais do modelo de MEF
- $\langle \delta \rangle$ Vetor deslocamento da estrutura e incógnita da equação matricial do MEF
- $\langle P \rangle$ Vetor de carregamentos externos, imposto ao modelo discretizado

- \bar{x}_i, \bar{y}_i Conjunto genérico de dados experimentais
- k Número de pares no conjunto genérico de dados experimentais
- Q_1 Valor de tensão mínima representada nos gráficos de isotensão
- Q_2 Valor de tensão máxima representada nos gráficos de isotensão
- Q_3 Intervalo ou incremento de tensão nos gráficos de isotensão
- δ Parâmetro expoente de β para ajuste de função alternativa
- g gap para junta tipo K, sem *overlap* (FIG 2.2)
- e excentricidade em junta tipo K, sem *overlap* (FIG 2.2)

LISTA DE FIGURAS

- 1.1 Junta tubular soldada típica.^[A]
- 2.1 Configurações bidimensionais típicas de estruturas oceânicas contraventadas tipo jaqueta.^[C]
- 2.2 Tipos de juntas tubulares, com as denotações usuais para as suas configurações geométricas.^[A]
- 2.3 Junta tubular tipo DT, com características de junta tipo T.^[B]
- 2.4 (a) Junta tubular fundida.^[A] (b) Juntas com reforçadores.^[C] (c) Juntas compostas (com argamassa).^[A]
- 2.5 Exemplo típico de uma junta tubular soldada simples tipo Y e seus adimensionais usuais.
- 2.6 Comportamento do FCT em função de γ , segundo Gibstein.^[B]
- 2.7 Modelo de Elementos Finitos para a análise global de uma jaqueta, destinada a operar em lâmina d'água de 156m, utilizando-se de elementos finitos de viga e treliça.^[A]
- 2.8 Tensão de deformação em junta tipo T, mediante esforço de tração no tubo secundário.^[A]
- 2.9 Influência do *notch stress* no comportamento da tensão e em sua amplificação.^[B]
- 2.10 Configurações de soldagens e chanfros segundo API.^[A]
- 2.11 Seqüência típica utilizada na fabricação de juntas tubulares soldadas simples.^[A]
- 2.12 Comprimento recomendado do secundário para evitar distorções.^[A]
- 2.13 Configuração típica de chanfro para soldas longitudinais em tubos.^[A]
- 2.14 Distorção geométrica tipo *offset*. Secção diametral de um tubo, mostrando corte longitudinal da solda.^[A]
- 2.15 Desvio angular tipo *peaking*.^[A]
- 2.16 Efeito de *peaking* causa dificuldade na solda circunferencial.^[A]
- 2.17 Preparação dos chanfros no tubo secundário para uma junta

- tipo YT, apresentando *overlap*.^[A]
- 2.18 Defeitos de fusão na soldagem.^[A]
- 2.19 Defeito na soldagem devido à falta de penetração.^[A]
- 3.1 Esquema geral das condições de contorno para os Modelos de Elementos Finitos de placa das Juntas Tubulares, nas condições de simetria e anti-simetria.
- 3.2 Esquema do elemento de placa do programa ANSYS (STIF-63) utilizado para a elaboração dos modelos das juntas.^[D]
- 3.3 Esquema geral de aplicação de cargas (MP, MF, FN), utilizado nos modelos de juntas calculadas pelo MEF.
- 3.4.1 Caso 19 (MP327027) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.2 Caso 19 (MP327027) - Vista lateral do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.3 Caso 19 (MP327027) - Vista expandida do tubo primário.
- 3.4.4 Caso 19 (MP327027) - Vista expandida do tubo secundário.
- 3.4.5 Caso 45 (FN456090) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.6 Caso 45 (FN456090) - Vista lateral do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.7 Caso 45 (FN456090) - Vista expandida do tubo primário.
- 3.4.8 Caso 45 (FN456090) - Vista expandida do tubo secundário.
- 3.4.9 Caso 59 (MF606060) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.10 Caso 59 (MF606060) - Vista lateral do tubo principal e secundário juntos.
- 3.4.11 Caso 59 (MF606060) - Vista expandida do tubo principal.
- 3.4.12 Caso 59 (MF606060) - Vista expandida do tubo secundário.
- 3.5 Gráfico de evolução das tensões (convergência), em função do número de elementos nos modelos.
- 4.1.1 Vista geral das curvas de isotensão. Caso 45 (FN456090).
- 4.1.2 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção,

- do tubo primário, face externa. Caso 45 (FN456090).
- 4.1.3 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 45 (FN456090).
 - 4.1.4 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 45 (FN456090).
 - 4.1.5 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 45 (FN456090).
 - 4.1.6 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 45 (FN456090).
 - 4.1.7 Vista geral das curvas de isotensão. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.8 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face externa. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.9 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.10 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.11 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.12 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 59 (MF606060).
 - 4.1.13 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face externa. Caso 19 (MP327027).
 - 4.1.14 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 19 (MP327027).
 - 4.1.15 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 19 (MP327027).
 - 4.1.16 Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 19 (MP327027).
- 4.2 As linhas que se destacam, mostram as direções representadas nos gráficos de tensões (4.3.1 a 4.3.6)
- 4.3.1 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 19 (MP327027)-face externa.
 - 4.3.2 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas

- pela figura 4.2, para o caso 19 (MP327027)-face interna.
- 4.3.3 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 45 (FN456090)-face externa.
 - 4.3.4 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 45 (FN456090)-face interna.
 - 4.3.5 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 59 (MF606060)-face externa.
 - 4.3.6 Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 59 (MF606060)-face interna.
- 5.1 Tensões entre margem e raiz: concepção do modelo e dados de entrada para a malha de elementos finitos de estado plano de deformação (EPD).
 - 5.2 Tensões entre margem e raiz: resultados obtidos do comportamento das tensões de membrana e de flexão, obtidas através do programa NAVSAP.

Figuras extraídas das seguintes referências:

(A): Referência (1)
(C): Referência (18)

(B): Referência (2)
(D): Referência (19)

LISTA DE TABELAS

- 2.1 Capacidades típicas de calandragem de tubos.
- 3.1 Programação dos casos de juntas a serem analisados.
- 3.2 Programação de corridas com o programa ANSYS-PC, para os 81 casos de juntas
- 3.3 Tabela comparativa de convergência de malha típica, onde utilizou-se o caso 10 (MP325060).
- 4.1 Resultados das regressões para as expressões paramétricas dos Fatores de Concentração de Tensão (FCT's).
- 4.2.1 Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 1 a 27, com $\tau = 0.32$.
- 4.2.2 Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 28 a 54, com $\tau = 0.45$.
- 4.2.3 Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 55 a 81, com $\tau = 0.60$.
- 4.3.1 Casos com carregamento (MP): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.
- 4.3.2 Casos com carregamento (MF): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.
- 4.3.3 Casos com carregamento (FN): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.

- 4.4.1 Grade de localização do *hot spot*
para carregamento do tipo Momento no Plano (MP).
- 4.4.2 Grade de localização do *hot spot*
para carregamento do tipo Momento Fora do Plano (MF).
- 4.4.3 Grade de localização do *hot spot*
para carregamento do tipo Força no Plano (FN).

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 JUSTIFICATIVA PARA O TRABALHO

A grande maioria das estruturas *offshore*, conforme são conhecidas na atualidade, constituem-se basicamente de um arranjo tridimensional de vigas tubulares e cilíndricas de aço. Este arranjo tem como objetivo básico resultar em uma estrutura que satisfaça requisitos de baixo coeficiente de arrasto, ao mesmo tempo que de alta razão resistência por peso e alta flutuabilidade.

Correntezas e ondas geram menores esforços em membros estruturais tubulares, em comparação às outras geometrias, principalmente devido a seu pequeno coeficiente de arrasto. Também devido à sua secção transversal se apresentar simétrica e uniforme, o membro estrutural tubular resulta com baixas concentrações de tensão, uma notável resistência à flambagem, grande resistência torcional e não mostra sensibilidade direcional a cargas laterais, sendo este último, fato muito importante no ambiente de operação destas estruturas, onde ventos, correntezas e ondas podem vir de uma direção qualquer. Também, os espaços internos, resultantes das secções ocas dos tubos, podem ainda ser utilizados para armazenamentos em geral, ou para conseguir uma resistência adicional, caso se deseje reforçar internamente a estrutura.

As Juntas Tubulares Soldadas são geralmente os elementos de ligação nestas estruturas *offshore* e são responsáveis pela união e integração entre suas diversas partes. Elas são formadas soldando-se a extremidade de um tubo de aço sobre a superfície de outro, sem que se interrompa a superfície deste último, e são a maior fonte de dificuldades e altos custos no projeto, construção e manutenção de estruturas *offshore* metálicas, tanto em plataformas do tipo fixa, tais como as *jaquetas*, como em estruturas móveis como as plataformas *semi submersíveis*.

O projeto de uma junta tubular deve ser balisado tanto pela resistência estática, como pelo seu desempenho à fadiga, sendo este

último o fator decisivo para o seu dimensionamento. Outras restrições incluem ainda as propriedades do material, os processos de fabricação e soldagem, bem como os critérios de inspeção disponíveis no decorrer da vida útil de operação da estrutura. Um exemplo de junta típica é mostrada na *figura 1.1*

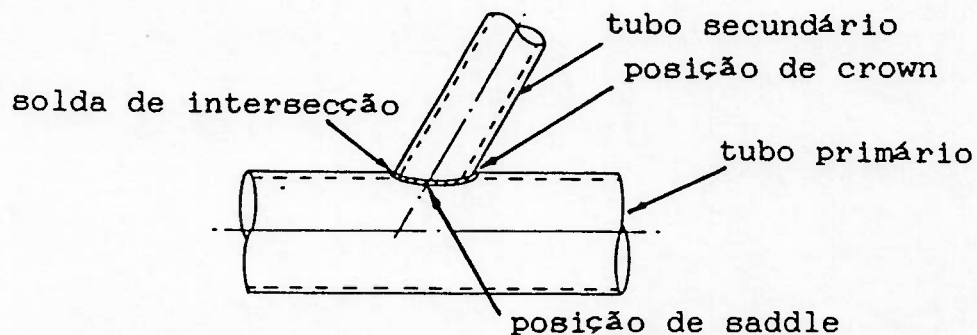


figura 1.1 - Junta tubular soldada típica

Dentre os fatores mencionados, o desempenho à fadiga de uma junta tubular soldada é de primordial importância na integridade global da estrutura *offshore*. A complexa geometria de uma junta tubular na região de intersecção de seus membros, bem como a presença de imperfeições causadas principalmente pelos procedimentos de soldagem, ocasionam severas concentrações de tensão nas regiões próximas às soldas. Os carregamentos devido às ondas, ventos e correntezas, aos quais a estrutura está sujeita, causam flutuações no nível das tensões na região de intersecção dos membros da junta, levando à nucleação de trincas e à instalação de processos de fadiga que, via de regra, podem conduzir a uma falha estrutural.

A análise de fadiga não compreende, de modo algum, técnicas precisas: hipóteses e aproximações, inerentes aos procedimentos de previsão da vida em fadiga, impossibilitam a obtenção de um valor exato para o tempo de vida da estrutura, mesmo para os tipos mais simples de juntas.

Em uma análise de fadiga para juntas tubulares soldadas, encontram-se várias áreas de considerável incerteza, podendo-se

destacar com propriedade as seguintes:

- O aspecto aleatório do ambiente operacional da estrutura e a relação que existe entre este e os esforços ambientais que realmente atuam na estrutura.
- As tensões atuantes nos pontos críticos da estrutura, próximos à região de intersecção das juntas, que são induzidas pelas forças externas atuantes na estrutura.
- A definição de "falha" utilizada para o projeto.
- O tempo até a falha, decorrente do histórico de tensões acumuladas (hipótese de acumulação do *dano* de Palmgren-Miner).

Pode-se concluir, então, pela grande dificuldade, ou até mesmo a impossibilidade, de se prever com exatidão a vida em fadiga, mesmo para estruturas com a geometria mais simples. No entanto, mesmo com todas estas incertezas, a análise de fadiga é uma importante ferramenta de projeto para se prever a magnitude relativa da vida em fadiga em pontos potencialmente críticos na estrutura, e com isto, classificá-los em ordem decrescente de criticidade à falha. Desta maneira, pode-se priorizar o estudo destes pontos, e também se estabelecer um critério seletivo de inspeção, a ser seguido durante a vida útil da estrutura.

Para a avaliação da vida em fadiga de juntas tubulares soldadas, há basicamente dois caminhos a serem seguidos. O primeiro método, e o mais largamente aplicado, utiliza-se das curvas S-N (diagramas de Wholer), derivadas empiricamente de ensaios com protótipos. Destes ensaios, obtém-se curvas S-N^[1,2,8] baseadas nas tensões máximas nos pontos críticos (tensões que se definirá como tensões de *hot spot*). Este fato justifica a grande preocupação em se obter valores confiáveis destas tensões máximas e conseqüentemente dos Fatores de Concentração de Tensão (FCT's) para diversas geometrias de juntas.

No entanto, como a gama de geometrias possíveis para estas juntas é enorme, seria muito difícil e custoso realizar uma análise de tensões para cada geometria específica de junta. Por isso, geralmente recorre-se a formulações paramétricas para os FCT's, por regressões, em função dos seus parâmetros geométricos. Estas formulações

paramétricas podem ser derivadas por métodos experimentais (ensaio de modelos de aço em escala natural ou modelos de acrílico) ou por modelos numéricos como o Método dos Elementos Finitos (MEF).^(1,7,10)

Uma segunda alternativa pauta-se da Mecânica de Fraturas (Mecânica Linear Elástica de Fratura) com utilização de curvas que consideram a taxa de crescimento de uma imperfeição (trinca) em cada estágio de sua propagação. Esta técnica, apesar de se mostrar geralmente bastante poderosa, não encontrou ainda maturidade para aplicação direta, como um método substituto às curvas S-N, obtidas através de ensaios para juntas tubulares soldadas.^(1,2,8)

Para que se possa fazer uma avaliação confiável da vida em fadiga de uma junta tubular soldada utilizando-se das curvas S-N, deve-se, portanto, obter os Fatores de Concentração de Tensão (FCT's que serão definidos no item 2.4) em concordância com as curvas S-N disponíveis. Tais curvas S-N, obtidas na prática por ensaios de protótipos de juntas, são sugeridas por vários pesquisadores e normas presentes na literatura, devendo ser utilizadas observando-se com cuidado as hipóteses e limitações envolvidas em seus procedimentos de obtenção.

Já há alguns anos que muitos pesquisadores vêm obtendo formulações paramétricas de FCT para valores variados de geometria de juntas, utilizando-se de hipóteses diversas, sendo no entanto um trabalho difícil a obtenção de expressões únicas que cubram a extensa gama de variação dos parâmetros envolvidos nestes estudos. O que se observa, no entanto, é a dedicação destas formulações a tipos específicos de juntas, tentando-se obter com isto uma maior precisão e aplicabilidade dos resultados em projetos.

Este trabalho procura cumprir, portanto, o objetivo de desenvolver um estudo introdutório sobre juntas tubulares soldadas simples, observando-se inicialmente, de maneira sucinta, breves tópicos sobre a sua classificação, geometria típica, fabricação e utilização, sem a pretensão de esgotar completamente o assunto.

Posteriormente, efetua-se uma extensa análise de tensão com mais de 80 modelos de juntas, utilizando-se o Método dos Elementos Finitos (MEF) e, finalmente, obtém-se uma coleção de formulações paramétricas para o cálculo dos FCT's, para juntas tubulares soldadas simples do tipo Y e T. Estas formulações visam cobrir com algum detalhe uma certa gama de juntas com características geométricas bastante comuns na construção *offshore*.

1.2 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Nos capítulos que se seguem, apresenta-se um estudo sobre juntas tubulares soldadas simples tipo Y e T. Tais juntas, conforme pode ser observado no item 1.1 e nos que se seguirão, são de fundamental importância na indústria *offshore* e se apresentam como elementos de união entre as diversas partes destas estruturas, onde os mais indesejáveis problemas de fadiga se iniciam.

Juntas soldadas, assim como outros tipos de juntas (fundidas, por exemplo), têm sido alvo de extensivos estudos na comunidade científica internacional há algumas décadas, não merecendo entretanto, apreciável atenção entre os pesquisadores no Brasil.

Uma grande quantidade de estudos sobre estas juntas têm sido produzido nos Estados Unidos, Japão e principalmente na Europa, com a finalidade de enriquecer ainda mais o conhecimento dos projetistas e construtores sobre os seus limites de ruptura, tecnologia de construção e materiais, inspeção, proteção catódica e, principalmente, sobre o comportamento e distribuição das tensões atuantes, os FCT's e os limites de fadiga (curvas S-N).

No entanto, no Brasil, poucos trabalhos foram dedicados a estas áreas, apesar do país pretender, e estar, em uma posição de ponta na tecnologia de exploração de petróleo no mar em grandes profundidades.

Desta forma, apesar deste trabalho ter como objetivo principal, a obtenção de formulações paramétricas para o cálculo dos FCT's para uma certa categoria de juntas tubulares, destaca-se talvez, como seu maior mérito, o desenvolvimento e a implantação de uma metodologia racional para o estudo de tensões, e a possibilidade da evolução desta metodologia, visando novas configurações de juntas.

Pelo que foi dito, achou-se por bem organizar este texto em duas partes principais, além desta introdução. Em uma primeira parte, que consiste do capítulo 2, aborda-se os aspectos gerais sobre as juntas tubulares, tais como: classificação (dentro da qual, encontram-se as juntas tubulares soldadas simples tipo Y e T), a sua estrutura típica, definições importantes como a de *hot spot* e FCT, aspectos de sua fabricação e soldagem, seleção de materiais, carregamentos, modelos de análise para a vida em fadiga, critérios de falha e outros. É importante salientar que não se tem como objetivo neste capítulo 2

analisar com profundidade os problemas tecnológicos ou metalúrgicos envolvidos na construção destas juntas, tampouco estabelecer um guia para projeto visando a vida em fadiga. Objetiva-se, tão somente, dar uma visão geral, suficientemente detalhada, do contexto no qual as juntas tubulares soldadas simples tipos Y e T estão inseridas, funcionando como apoio para um melhor entendimento dos capítulos que se seguirão.

No capítulo 3 descreve-se alguns fatores importantes na modelagem de juntas tubulares pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), o procedimento de programação e geração das malhas a serem empregadas neste trabalho, carregamentos e condições de contorno, desenhos de pré-processamento, testes de convergência de uma malha típica e as limitações do programa de Elementos Finitos utilizado (ANSYS). Enfim, descreve-se no capítulo 3, todo o procedimento que antecede às análises de tensão propriamente ditas.

Na seqüência, encontram-se no capítulo 4, os resultados advindos das análises pelo MEF dos modelos de juntas propostos no capítulo anterior, os fundamentos teóricos das regressões utilizadas para a obtenção das expressões dos FCT's, gráficos de isotensão, análise da localização dos *hot spot* (pontos de máximas tensões), comentários e recomendações sobre a validade das expressões obtidas.

No capítulo 5, apresenta-se o estudo de uma raiz típica de solda, utilizada nas juntas tubulares, ainda empregando-se o MEF. Contudo, agora, o modelo não é mais tridimensional, onde utilizava-se de elementos de placa, mas um modelo plano com elementos de estado plano de deformação (EPD). Este estudo da raiz visa validar a utilização das malhas com elementos de placa, onde não se modela a geometria tridimensional do cordão de solda.

No capítulo 6 são realizadas comparações entre as formulações obtidas neste presente trabalho e algumas das mais relevantes fórmulas em corrente uso na literatura. Para tal, lança-se mão de gráficos comparativos, comentados neste capítulo e apresentados no Apêndice D.

Por fim, no capítulo 7, apresentam-se conclusões e recomendações gerais sobre o trabalho, dando-lhe um desfecho. Algumas sugestões no sentido da correta aplicação destas formulações e o desenvolvimento posterior de novas pesquisas, também são dados.

No Apêndice A, detalha-se o algoritmo de regressão linear utilizado no capítulo 4. No Apêndice B é apresentado o programa

gerador das malhas (GERTUBO), um sumário da sua utilização e o seu código em Turbo Pascal. No Apêndice C estão representados pelos desenhos de pré-processamento dos 81 casos de malhas utilizadas nos capítulos 3 e 4, detalhes das regiões de intersecção e extremidades dos tubos. Finalmente, no Apêndice D, estão os gráficos comparativos e alguns comentários para as expressões dos FCT's tratados pelo capítulo 6, enquanto as expressões da autoria de outros pesquisadores, utilizadas nestes gráficos, encontram-se no Apêndice E.

CAPÍTULO 2

ASPECTOS GERAIS SOBRE JUNTAS TUBULARES

2.1 INTRODUÇÃO

Para que se possa levar a cabo um estudo mais detalhado sobre juntas tubulares soldadas, alguns aspectos mais gerais sobre juntas tubulares devem ser abordados. Com efeito, a gama de tipos de juntas tubulares é muito grande e variada, sendo necessário que se lance mão de algum critério de classificação para posteriormente concentrar-se em algum tipo específico.

Algumas definições e terminologias são também essenciais para que se possa tratar o assunto com maior objetividade, como por exemplo os conceitos de *hot spot*, *tensão de hot spot* e Fator de Concentração de Tensão (FCT).

Por fim, é também importante ter-se algumas informações sobre a fabricação, material utilizado na fabricação, carregamentos a que estão submetidas tais juntas em operação e uma breve menção ao modelo de análise em fadiga mais utilizado. Tais informações de cunho geral, são relevantes para um contato inicial com estas estruturas, antes que se possa pretender conhecê-las mais a fundo

2.2 CLASSIFICAÇÃO DE JUNTAS TUBULARES

O número, tamanho e a orientação dos membros concorrentes de uma junta tubular variam significativamente, de acordo com a configuração e com o tamanho da estrutura global (estrutura *offshore*) na qual ela está inserida. Algumas estruturas oceânicas podem assumir configurações periódicas por trechos do tipo K, X ou diagonal (*figura 2.1*), como as estruturas do tipo *jaqueta* ou mesmo *semi-submersíveis*. A configuração é normalmente escolhida a fim de prover a estrutura da melhor resistência horizontal e torcional, em razão dos esforços ambientais sob os quais ela estará sujeita.

Também, em estruturas flutuantes, tais como as plataformas *semi-*

submersíveis, estas juntas são utilizadas e podem ser dos mais variados tipos. Dependendo da sua posição na estrutura e do número de colunas existentes, algumas destas juntas podem ser duplas ou terem membros em mais de um plano.

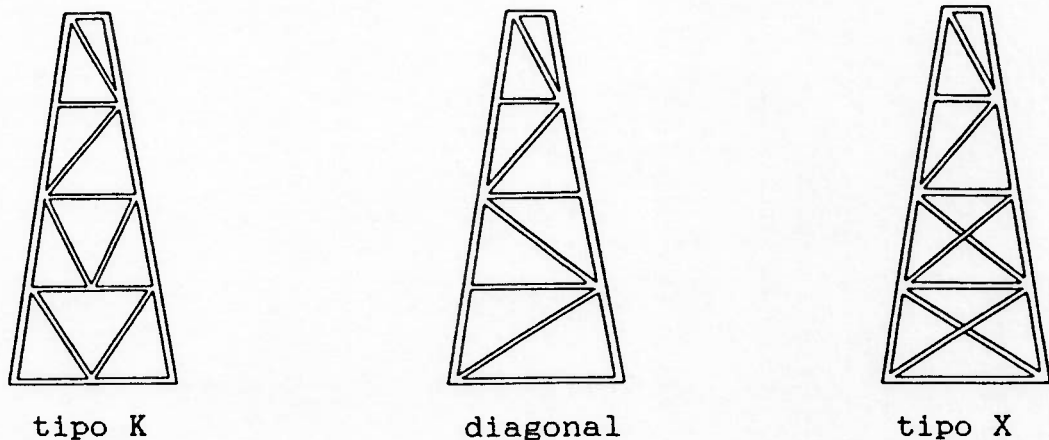


figura 2.1 - Configurações bidimensionais típicas de estruturas oceânicas contraentadas do tipo jaqueta

Existe um número muito elevado de tipos de juntas tubulares, o que é devido, principalmente, às suas particularidades geométricas, de carregamento e construtivas, inerentes a cada ponto de união em uma estrutura *offshore* como um todo. Desta forma, as juntas tubulares podem ser classificadas e/ou agrupadas de acordo com a sua configuração geométrica, a ação e transferência das cargas que nelas atuam ou pelas características do projeto.

Pensando-se na junta apenas sob o ponto de vista de sua configuração geométrica, um sistema de notação como o mostrado na figura 2.2, pode ser adotado. Utiliza-se, portanto uma nomenclatura baseada em apenas três tipos de geometrias. Os elementos básicos da notação são os tipos T, Y e K. Uma junta formada por dois tubos perpendiculares é classificada como T. Se o secundário encontra o primário formando um certo ângulo, diferente de 90 graus, a junta é classificada de Y. Se dois tubos secundários encontram juntos o primário de um lado apenas, e no mesmo plano, de tal forma que a linha de centro dos tubos secundários formam um ângulo agudo com o primário, esta junta é classificada de K. No caso das juntas K, note que os tubos secundários (suas linhas de centro) podem não coincidir em um

único ponto sobre a linha de centro do primário. Neste caso, esta junta é classificada como junta tipo K excêntrica. Há ainda outros dois tipos de juntas que são YT e KT, os quais podem ser vistos como uma combinação dos tipos T, Y e K. Juntas com membros secundários de ambos os lados (lados opostos) do primário, são outras configurações também possíveis. Veja a figura 2.2.

Por fim, utiliza-se a letra D para denotar que a junta é dupla, como por exemplo DT, que significa tratar-se de uma junta duplo T.

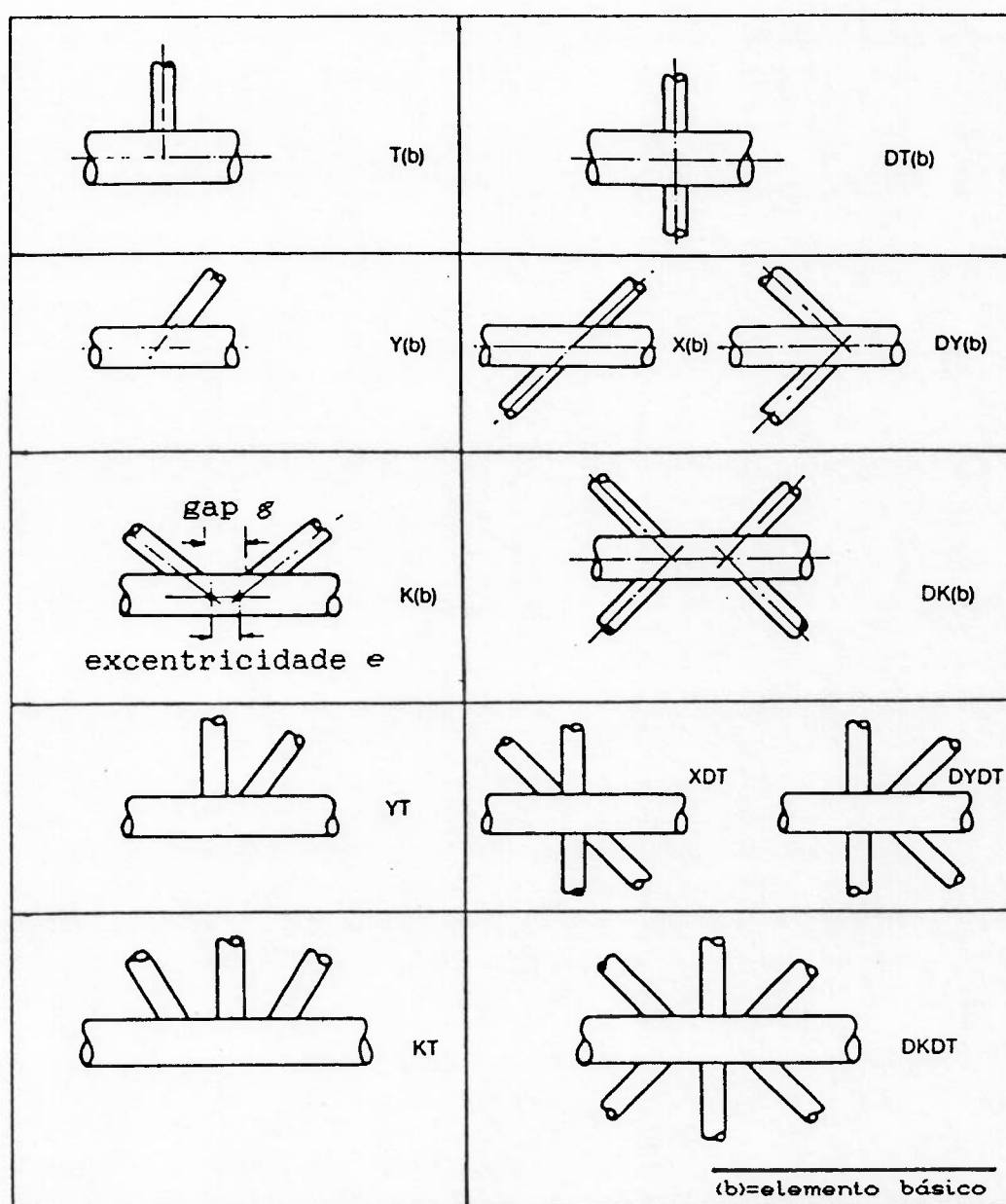


figura 2.2 - Tipos de juntas tubulares, com as denotações usuais para as suas configurações geométricas.

Muitas normas, tais como a *American Welding Society Code* (AWS) fazem menção a algum tipo de classificação para as juntas. A notação aqui apresentada é também utilizada pela referência [1] e se mostra compatível com a notação corrente na maioria da bibliografia. Deve ser notado, todavia, que esta classificação é de cunho meramente geométrico, podendo ser considerada para tal, algum outro fator.

A maneira como os carregamentos são aplicados nas juntas podem também ser utilizados para determinar o seu tipo. Algumas normas de projeto (em particular a *American Petroleum Institute Code* API RP2A)⁽⁵⁾ exigem apropriadas especificações sobre os carregamentos a que serão submetidas as juntas em regime de trabalho, conjuntamente com a sua configuração geométrica, para que se determine sua classificação para fins de projeto. Como ilustração do que foi dito, uma junta com a configuração geométrica DT, pode ser designada como uma junta tipo T apenas, caso as forças nos tubos secundários apresentem diferenças consideráveis em seus valores (*figura 2.3*).

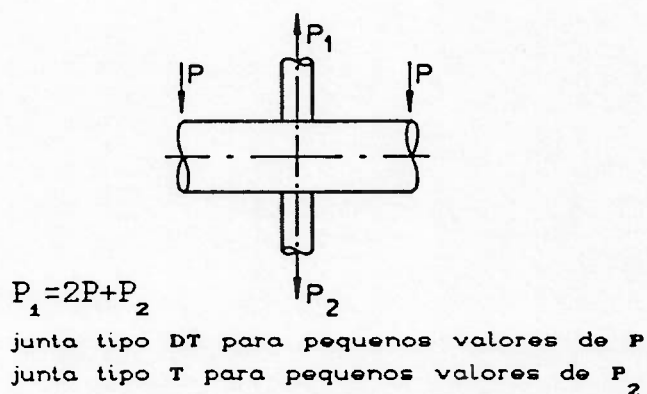


figura 2.3 - Junta tubular tipo DT com característica de junta tipo T

Mostrou-se até agora, uma classificação de juntas baseada exclusivamente em seus aspectos geométricos e/ou de carregamentos, podendo não ser o bastante para identificá-las satisfatoriamente, visto que suas peculiaridades construtivas são decisivas para determinar suas diferenças. As classificações referentes a estes aspectos construtivos, encontradas na literatura, são bastante semelhantes, divergindo apenas em alguns detalhes, o que em pouco pode dificultar estudos posteriores mais detalhados.

Adotar-se-á aqui, a classificação abaixo, também utilizada pela referência [1]:

Junta Tubular Soldada Simples
Junta Tubular Soldada Complexa
Junta Tubular Fundida
Junta Composta

Uma Junta Tubular Soldada Simples é formada soldando-se dois ou mais membros tubulares em um único plano, sem que haja *overlap* entre seus membros secundários (quando dois ou mais destes membros, estando unidos ao primário, compartilham entre si um contato soldado, havendo através daí, uma transferência direta de esforços entre eles) e sem a utilização de reforços internos ou externos, diafragmas ou preenchimentos com argamassas. É comum ainda que haja, na região de intersecção dos tubos desta junta, um aumento da espessura das paredes dos mesmos, para provê-los de adequada resistência estática e prevenir valores excessivos de tensões locais. Estas regiões, denominadas na bibliografia corrente de *joint-can*, são geralmente constituídas de material com resistência maior que a do restante da junta, no sentido de melhorar o desempenho a fadiga.

Na referência [1] encontra-se a seguinte definição para juntas tubulares soldadas *simples*: "*Para ser considerada 'simples', para os propósitos deste trabalho, a junta deve ser formada soldando-se dois ou mais membros tubulares em um único plano, sem que haja overlap dos membros secundários e sem a utilização de borboletas, reforçadores de qualquer espécie ou gussets.*" Na mesma referência, classifica-se uma junta tubular soldada como *complexa*, se esta apresentar *overlap* dos membros secundários, seja ela uniplanar ou multiplanar, e juntas com reforçadores de qualquer tipo (internos ou externos).

Já na referência [2] encontra-se a seguinte definição para juntas *simples*: "*Juntas tubulares soldadas simples, são juntas uniplanares ou multiplanares, que apresentam um ou mais membros secundários sem overlap e sem qualquer tipo de reforçadores, internos ou externos.*"

Há uma aparente discordância quanto à classificação das juntas multiplanares (e sem *overlap*), entre as duas referências apresentadas. A referência [1] não inclui explicitamente as juntas multiplanares sem *overlap* na categoria de juntas soldadas *simples* ou mesmo *complexas*,

levando-nos, contudo, a concluir que estas devam estar classificadas como juntas complexas. Já a referência [2], inclui estas juntas na categoria de juntas simples, porém com algumas restrições. Desta referência tem-se que: "...no presente estado da arte, as juntas são normalmente classificadas e avaliadas em termos de juntas simples uniplanares, tais como T, Y ou K, desprezando-se os efeitos de tubos secundários que não de situem no plano considerado". Contudo, muito cuidado deve ser tomado, pois a incorporação de mais outro tubo secundário em um segundo plano, mesmo que este não esteja sob o efeito de algum carregamento, pode alterar de maneira significativa a distribuição das tensões na região de intersecção da junta.

Por fim, da referência [4], presume-se que não estejam incluídas nas juntas simples as multiplanares sem *overlap*.

Para efeito deste estudo, portanto, adotar-se-á basicamente a classificação de junta tubular simples seguida na referência [1], por ser aqui mais conveniente e estar em consenso com a literatura.

Ainda, quanto à classificação construtiva de juntas tubulares, pode-se mencionar as juntas tubulares fundidas.^[1,27] Estas podem ser confeccionadas nas mais variadas geometrias, inclusive com variações nas espessuras, o que exclue qualquer tipo de conexão soldada entre seus membros, apresentando, desta forma, um excepcional desempenho a fadiga (*figura 2.4.a*). Contudo, este tipo de junta não será abordada aqui, já que não faz parte do escopo deste trabalho.

Juntas Tubulares Soldadas Complexas são juntas que apresentam *overlap* entre seus membros secundários (multiplanares ou uniplanares), e/ou juntas com reforçadores, ou diafragmas (sejam estes internos ou externos). Como exemplo de juntas complexas, pode-se citar as juntas com reforçadores em geral (*figura 2.4.b*).

Por fim, tem-se as juntas classificadas como compostas, e pode-se apresentar como exemplo aquelas cujos membros principais estão preenchidos com algum tipo de argamassa, ou também quando existir dentro do tubo primário, um segundo tubo concêntrico, formando uma parede dupla e preenchida com argamassa. (*figura 2.4.c*).

Muitos outros tipos de juntas poderiam ainda ser mencionados, visto que uma enorme variedade delas podem ser obtidas, combinando-se todas as outras aqui citadas. No entanto, concentrou-se apenas em juntas tubulares soldadas simples tipos Y e T.

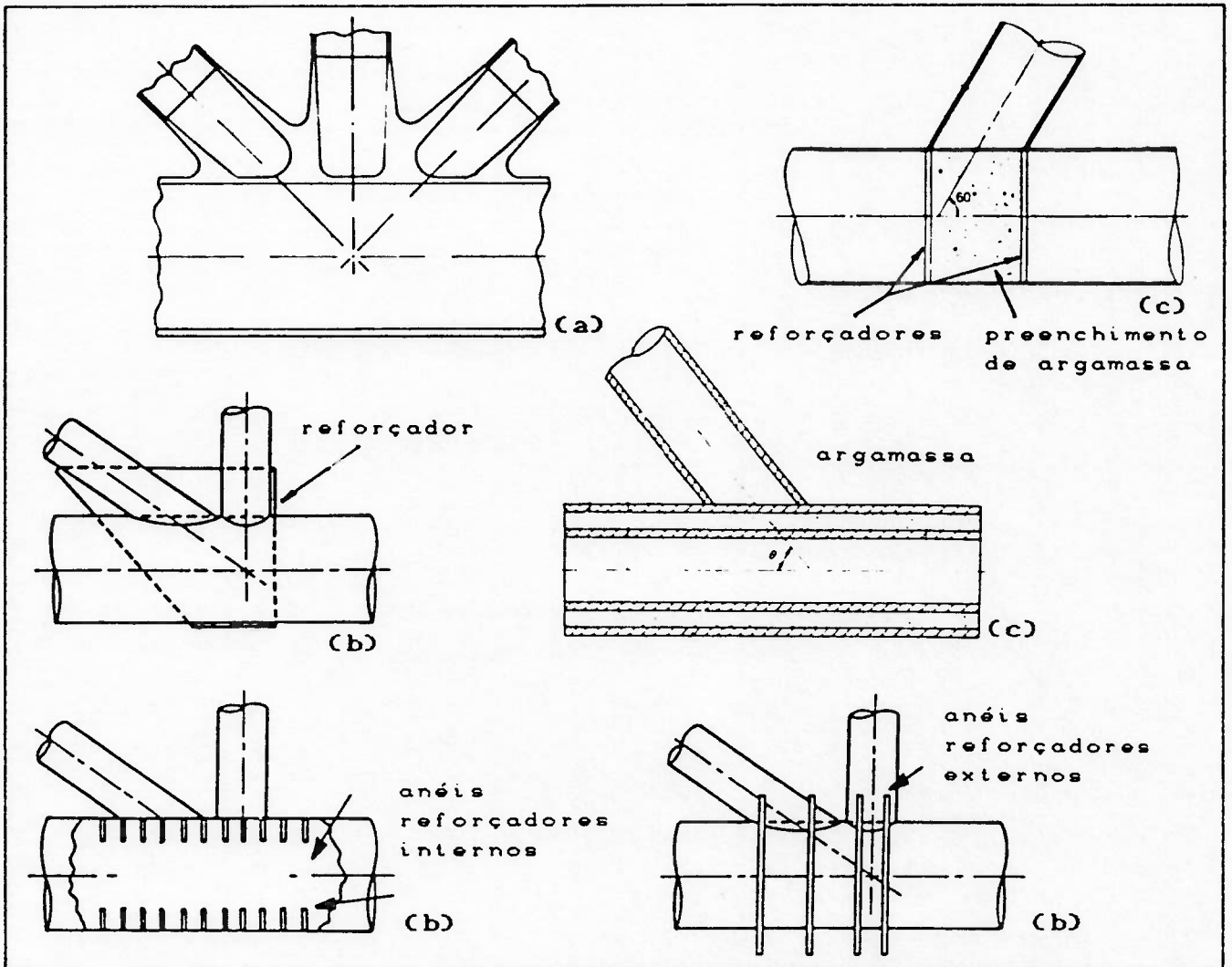


figura 2.4 - (a) Junta tubular fundida. (b) Juntas tubulares soldadas com reforçadores. (c) Juntas compostas (com argamassa)

2.3 ESTRUTURA TÍPICA DE UMA JUNTA TUBULAR SOLDADA SIMPLIS TIPOS Y E T.

Para que uma junta tubular seja considerada simples do tipo T ou Y, para efeito deste trabalho, ela deve ser formada por um tubo de diâmetro d que se denominará de secundário, soldado a um tubo de diâmetro D , que se denominará de primário ou principal, formando um ângulo θ entre suas linhas de centro, podendo este variar entre 27 e 90 graus (valores usuais em estruturas *offshore*), ambos os membros contidos no mesmo plano e que também apresentem a relação $d \leq D$.

A figura 2.5 mostra o esquema de uma junta típica, sua geometria e os parâmetros dimensionais que a descrevem.

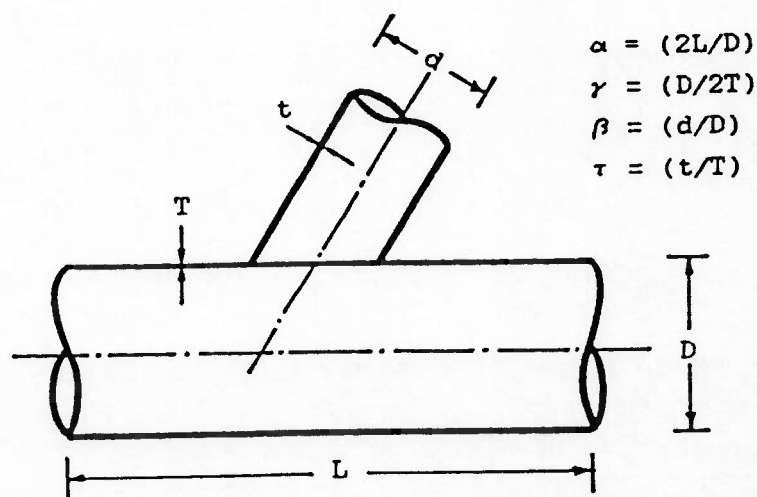


figura 2.5 - Exemplo típico de uma junta tubular soldada simples tipo Y e seus adimensionais usuais

As dimensões geométricas básicas que descrevem tais juntas são o diâmetro externo do tubo primário (D), o diâmetro externo do tubo secundário (d), a espessura da parede do tubo primário (T), a espessura da parede do tubo secundário (t), o ângulo θ de inclinação entre os tubos, além do comprimento (L), definido como a distância entre os extremos do tubo primário, onde pela teoria simples de vigas, aconteceriam os momentos fletores nulos.

Ainda os termos "coroa" (*Crown*) e "sela" (*Saddle*) são introduzidos para facilitar a descrição de posições notáveis nas proximidades da linha de intersecção dos membros das juntas. Estes termos estão ilustrados na figura 1.1. e são utilizados com frequência no decorrer do trabalho.

O tratamento em bases adimensionais, além de facilitar no processo de descrição da geometria das juntas, pode dar alguma compreensão sobre os fenômenos físicos envolvidos no estudo destas. Isto porque os vários parâmetros adimensionais envolvidos, podem dar uma indicação de características do comportamento das juntas sob a ação dos carregamentos.

O parâmetro $\alpha=(2L/D)$, por exemplo, pode dar uma indicação do comportamento à flexão do primário, como uma viga. Já o parâmetro $\beta=(d/D)$, fornece uma indicação de quão compacta a junta se apresenta, tendo desta forma, participação decisiva no fenômeno de concentração de tensões, por estar intimamente relacionado com as deformações

locais das paredes dos tubos, na região da intersecção. Ainda, segundo as referências [1] e [2], o comportamento geral do FCT, em relação a este parâmetro, se mostra basicamente parabólico, quando observada toda a extensão da variação de β (de 0 a 1), com o máximo ocorrendo para valores de β próximos de 1/2. Esta observação é considerada verdadeira, de maneira geral, para todas as juntas tubulares.^[2]

O parâmetro $\gamma=(D/2T)$ dá uma indicação de quanto o primário pode ser considerado um tubo de paredes finas, e portanto, a rigidez radial do mesmo. O comportamento global do FCT em função de γ é crescente, isto é, os valores de FCT crescem com o aumento de γ . A figura 2.6 mostra o comportamento do FCT para três valores de γ , em uma junta T.^[2]

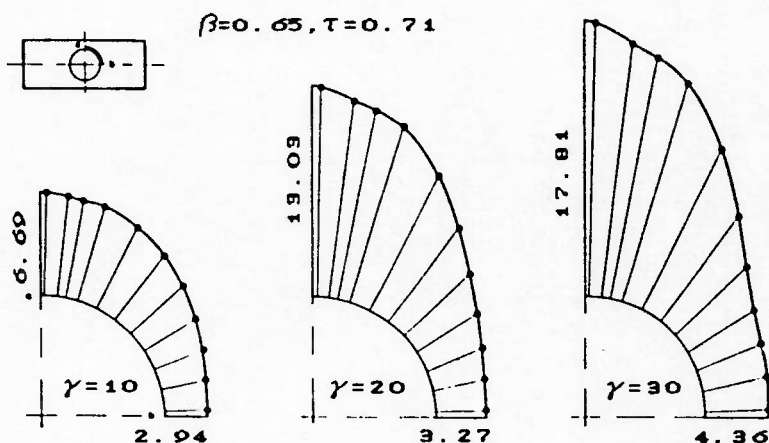


figura 2.6 - Comportamento do FCT em função de γ , segundo Gibstein.^[2]

O parâmetro $\tau = (t/T)$ pode ser interpretado como uma tendência do primário falhar antes que a secção do secundário frature.^[1, 18] Como acontece com o FCT em relação a γ , este também é crescente com τ .^[2]

2.4 DEFINIÇÃO DE HOT SPOT E FATOR DE CONCENTRAÇÃO DE TENSÃO (FCT)

A distribuição de tensões na intersecção de uma junta tubular soldada é bastante complexa. Para que se possa compreender, de maneira geral, o que ocorre nesta região, é de grande ajuda que se pense, primeiramente, nos principais fatores que colaboram para estas tensões, além dos efeitos de cada um no comportamento final delas.

As tensões em juntas tubulares são devidas principalmente a três causas aditivas, além das tensões residuais. A primeira parcela é

devida às tensões resultantes da resposta básica da junta, sob o carregamento da estrutura como um todo. É a tensão na junta como se esta fosse composta por elementos que se comportam como vigas. A esta parcela dá-se o nome de *tensão nominal*, e pode ser obtida efetuando-se o cálculo global da estrutura tubular onde estão inseridas as juntas.

Para a realização de tal análise global, a fim de se obter as tensões nominais atuantes nos membros tubulares, a precisão do método utilizado é decisivo. Há vários métodos disponíveis, sendo talvez o mais eficiente, a modelagem da estrutura utilizando-se do Método dos Elementos Finitos, com elementos de viga, treliça ou elementos de tubo. Certamente que, quanto melhor este modelo representar a realidade, melhores serão os resultados obtidos (*figura 2.7*).

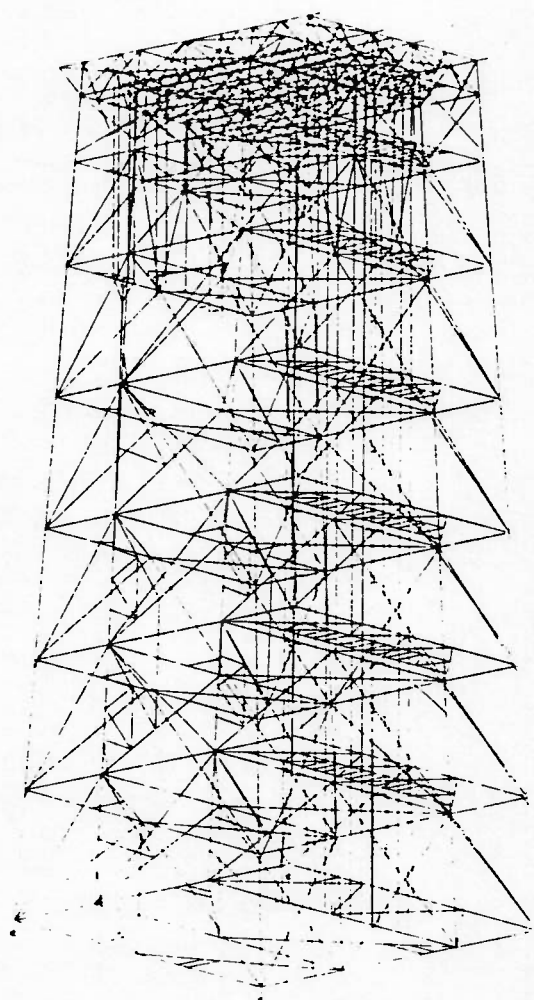


figura 2.7 - Modelo de Elementos Finitos para a análise global de uma jaqueta, destinada a operar em lâmina d'água de 156m, utilizando-se de elementos finitos de viga e treliça

Pode-se encontrar, em algumas normas,^[5,9] orientações sobre a análise global a ser realizada e, basicamente, estas sugerem que seja considerada nos modelos reticulados a ocorrência de momentos devidos à excentricidade das juntas. Obviamente que em um modelo de Elementos Finitos, concebido com elementos de viga e treliça e onde as conexões da estrutural global são representadas apenas por pontos (nós), o efeito da excentricidade das juntas deverá ser adicionado em forma de momentos convenientes. Para este fim, as normas sugerem que tal procedimento seja seguido para excentricidades superiores a $D/4$ estando, no entanto, a cargo do projetista fazer uma avaliação crítica quando da inclusão ou não de momento causado por excentricidade menor.

Uma segunda parcela são as tensões devido às deformações geométricas locais das paredes dos tubos. Este fato é fácil de ser percebido quando se analisa uma junta tubular tipo T (com $\theta = 90^\circ$) sob esforço normal atuante na extremidade do secundário.

Ao se observar a *figura 2.8* pode-se notar que, sob carregamento de esforço normal na extremidade do tubo secundário, os pontos 1 e 2 deverão se deslocar igualmente na direção axial do secundário, devido à constante e elevada rigidez deste tubo nesta direção. O primário, para manter a compatibilidade (continuidade) da intersecção soldada, se deformará, produzindo-se tensões de membrana e de flexão nas suas paredes. Como a rigidez do primário no *saddle* (ponto 2) é maior que a rigidez no *crow*n (ponto 1) para uma solicitação deste tipo, um esforço maior será necessário no ponto 2 que no ponto 1 para que estes dois pontos, solicitados pelo secundário, desloquem-se de uma mesma quantidade. Isto resulta em uma distribuição não uniforme das tensões nominais no local. Este fato, juntamente com as tensões de flexão e membrana introduzidas pelas deformações locais nas paredes dos tubos, resultam em uma tensão devido às deformações locais, simplesmente chamadas de *tensão de deformação*.

Uma terceira parcela é chamada na literatura corrente de *notch stress* ou tensão devido às imperfeições, descontinuidades ou falhas muito localizadas. Estas tensões são resultado, principalmente, da descontinuidade geométrica muito abrupta nas paredes dos tubos, na região da margem das soldas. Este efeito não se propaga pela espessura das paredes dos tubos mas apresenta, em uma região muito localizada, variações tridimensionais e muito agudas de tensão.

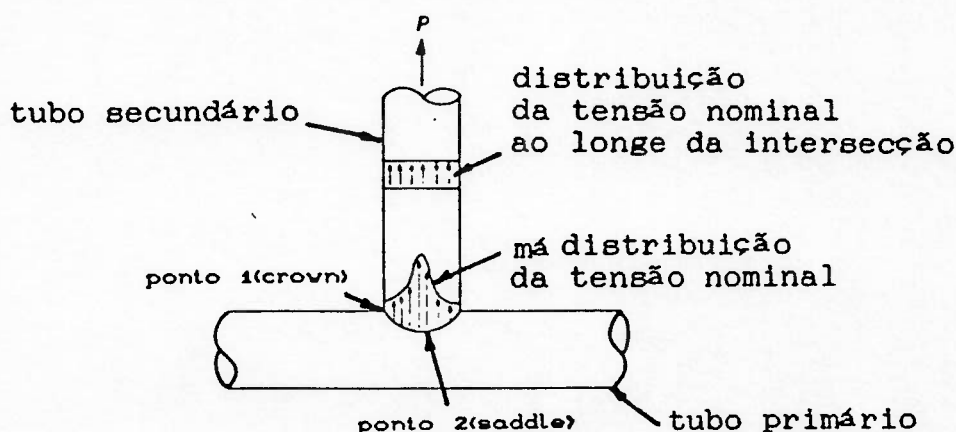


figura 2.8 - Tensão de deformação em junta tipo T, mediante esforço de tração no tubo secundário.

A presença da solda causa um aumento extra na rigidez local das paredes do tubo, o que afeta as tensões locais na região do cordão, elevando-as bruscamente (figura 2.9). A presença da solda tem, portanto, um efeito inerente nas tensões de deformação, devido ao seu efeito de enrijecimento local, o que leva à noção de *tensão de deformação grosseira* e *tensão de deformação local*. A primeira é devido ao comportamento global da geometria da junta, com a total desconsideração da presença do cordão de solda (como é obtido em uma análise estrutural por Elementos Finitos de placas finas, onde não se modela o cordão de solda). Já a *tensão de deformação local* leva em consideração o efeito da geometria da junta, juntamente como o efeito de enrijecimento local devido à presença do cordão de solda (como medido por *strain gages* em protótipos de juntas).

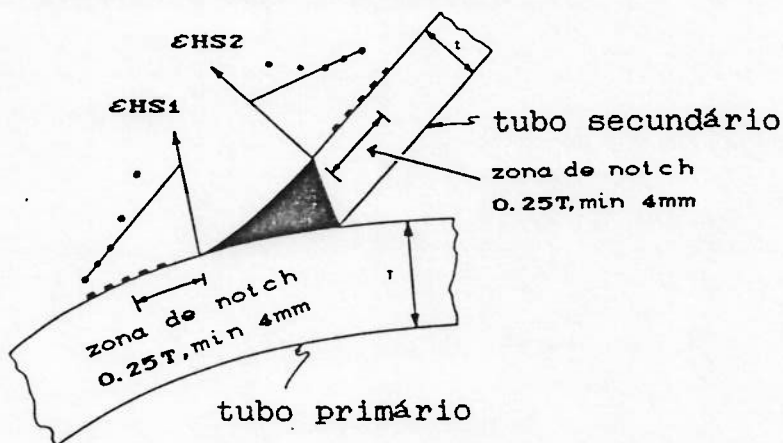


figura 2.9 - Influência do notch stress no comportamento da tensão e em sua amplificação

Pode-se, agora, definir o que vem a ser *hot spot* e *tensão de hot spot*. Define-se *hot spot* como sendo o ponto próximo ao cordão de solda, na região de intersecção dos tubos, onde ocorre o mais alto valor de tensão, e chama-se de *tensão de hot spot* à tensão atuante neste ponto. Tais pontos de tensão máxima ocorrem, supostamente, na margem da solda, tanto pelo lado do tubo primário quanto pelo do secundário, e o máximo dentre estes dois valores pode ocorrer tanto em um como em outro, dependendo da geometria da junta e dos carregamentos atuantes nela.

Pode-se definir, ainda, o Fator de Concentração de Tensão (FCT) como sendo a razão da tensão no *hot spot* (σ_{HS}) pela tensão nominal no secundário ao longe (σ_N).

$$FCT = \sigma_{HS} / \sigma_N \quad (2.1)$$

É prática corrente entre os pesquisadores, considerar separadamente o FCT para o tubo primário e secundário. Para tal, utiliza-se da razão da tensão do *hot spot* de cada um deles (primário e secundário) pela tensão nominal do tubo secundário ao longe, como está representado nas fórmulas [2.2] e [2.3], abaixo

$$FCT_1 = \sigma_{HS1} / \sigma_N \quad (2.2)$$

$$FCT_2 = \sigma_{HS2} / \sigma_N \quad (2.3)$$

onde, os índices (1) e (2) representam quantidades relacionadas com o tubo primário e secundário, respectivamente.

O fator mais importante na avaliação da vida em fadiga com o auxílio dos diagramas de Wholer (curvas S-N) de uma estrutura tubular é, sem dúvida, a correta avaliação dos FCT's. É, portanto, de absoluta relevância o conhecimento do FCT, com boa acuidade, para que se possa obter uma estimativa o mais correta possível da vida em fadiga. A sensibilidade da resistência à fadiga ao FCT é notada, por exemplo, pelo fato de que uma subestimativa de 20% do seu valor pode levar a uma superestimativa de 100% na previsão da vida em fadiga. Apenas este fato, já fornece uma boa justificativa para o investimento de esforços no sentido de se desenvolver ferramentas cada vez mais apropriadas para a tarefa de estimar o FCT para juntas soldadas.

Torna-se ainda importante observar que, para uma definição de *hot spot* ser utilizada no projeto de uma junta tubular soldada, ela deve ser compatível com a curva S-N em questão. Este fato é de muita importância pois, tais curva S-N são obtidas através de ensaios de juntas reais, e para tal, algum critério de tensão de *hot spot* e também para o instante de falha foram utilizados (item 2.9).

É bem verdade que, a vida em fadiga destas juntas deve depender do real valor de tensão máxima que ocorre na região da solda, local onde se espera que os processos de fadiga se iniciem. Nestas juntas, estes locais estão situados na margem do cordão de solda, e desta forma, teoricamente, as tensões de *hot spot* deveriam ser baseadas naqueles valores.

No entanto, em juntas tubulares soldadas, os verdadeiros valores máximos de tensão são influenciados pelas irregularidades geométricas do cordão de solda (seu formato e comprimento), ou ainda por descontinuidades do material (incrustações, microfissuras, etc). Estas são muito localizadas e difíceis de serem quantificadas, e portanto, com pouca possibilidade de serem tratadas em um processo sistemático de análise de tensões. Ainda que o *notch stress* seja indubitavelmente importante para descrever como se inicia o processo de fadiga no *hot spot*, este fenômeno (a iniciação do processo de fadiga) forma apenas uma pequena parte da vida em fadiga de uma junta tubular soldada, devendo tais tensões decaírem rapidamente, tão logo o processo se instala ao longo da margem da solda.^[3]

Baseado no que foi dito acima, a tensão de *hot spot* é definida como sendo a tensão na margem da solda, no ponto onde esta é máxima devido apenas às influências das deformação geométricas (causadas pelas deformações locais das paredes dos tubos), desconsiderando os efeitos do *notch stress*.

Com esta definição para a tensão do *hot spot*, onde agora desconsidera-se os efeitos da presença do cordão de solda (*notch stress*), deve-se adotar algum critério para a obtenção desses valores de tensão, seja por métodos experimentais ou numéricos.

Na prática, vários métodos são utilizados para estimar as tensões de *hot spot*, tendo-se, como o mais utilizado na atualidade pelos pesquisadores, o Método dos Elementos Finitos^[1,7,10], ou ainda, modelos reduzidos em acrílico,^[1] dados de ensaios com modelos de

aço^[8, 11] em escala natural ou fotoelasticidade. Basicamente, o que deve ser observado na obtenção destes resultados, conforme já foi mencionado, é a compatibilidade com as curvas S-N apropriadas.

Geralmente é aceito que as curva S-N já incluem os efeitos do *notch stress* e portanto, o FCT deve refletir somente os efeitos de concentração de tensões devido às deformações locais das paredes dos tubos da junta (*tensões de deformação*). Deve-se, portanto, adotar algum tipo de extrapolação das tensões, medidas em direção preferencialmente radiais aos cordões de solda, até a margem desta. Vários caminhos poderão ser seguidos no sentido de se realizar tais extrapolações.

Para o caso de uma determinação experimental do FCT onde modelos reais de juntas soldadas são instrumentados com *strain gages* e ensaiados para se obter a tensão de *hot spot*, (ou mesmo modelos de Elementos Finitos onde se modelou o cordão de solda) requer-se uma extrapolação da curva de distribuição de tensões até a margem da solda, desde um ponto anterior ao início da influência do *notch stress*. Para este propósito, os *strain gages* são dispostos em linha perpendicularmente ao cordão de solda, em diversas posições, obtendo-se assim os valores das tensões naqueles pontos, com os quais são feitas as extrapolações. Geralmente, utiliza-se *rosetas* na medição das deformações locais, para um posterior cálculo das tensões.

Como na definição de *hot spot* deve desconsiderar os efeitos localizados da presença do cordão de solda, tal extrapolação deve desconsiderar, também, os pontos pertencentes a esta região. Para isto, deve-se conhecer bem o comportamento dos limites da influência do *notch stress* perto da margem da solda. Pelo fato de haver muitas incertezas na determinação dos valores destes limites, podem ocorrer, com frequência, diferenças na determinação dos FCT's, pois para cada espécime de junta, muitas variantes estão em jogo, tais como a sua geometria, carregamentos e os métodos utilizados na sua fabricação e soldagem.

Gibstein^[2] sugere que para a determinação do *hot spot*, e portanto do FCT, deve-se utilizar extrapolações feitas a uma distância T/4 da margem da solda, tanto para o tubo primário como para o tubo secundário. Ainda, esta distância não deve ser menor que 4 mm. Esta imposição é creditada à trabalhos realizados pela DnV, onde foi

observado que o *hot spot* medido desta maneira resulta em valores de FCT que estão em boa concordância com valores obtidos das análises por Elementos Finitos.

As extrapolações possíveis são, portanto:

- (a) Extrapolação linear da tensão principal máxima.
- (b) Extrapolação curvilínea da tensão principal máxima
- (c) Extrapolação curvilínea da deformação principal máxima
- (d) Extrapolação curvilínea das deformações paralelas e a 45 graus do cordão de solda, combinadas para se obter a tensão principal máxima.
- (e) Extrapolação curvilínea da deformação perpendicular ao cordão de solda.

O resultado do FCT's obtidos por estas investigações variará conforme o critério de extrapolação adotado.

Naturalmente, para o caso do FCT obtido por modelos de Elementos Finitos, tem-se outro problema. O cálculo do FCT (tensão de *hot spot*) utilizando-se da análise de tensão pelo MEF é por certo o procedimento mais aplicado atualmente e muitos pesquisadores já se utilizaram deste método para alguns tipos de geometrias de juntas, estando dentre eles Kuang,^[10] Gibstein,^[2] Efthymiou.^[7] Nestes casos, com algumas poucas exceções,^[7] não se consegue muitas vezes modelar o cordão de solda.

Para o caso em que o FCT é obtido através de modelos de Elementos Finitos, as extrapolações devem levar em conta o fato, já mencionado, de poder ocorrer nesta região, grandes elevações de tensão não compatíveis com o verdadeiro comportamento das juntas, inerentes ao próprio método. Este fato será abordado no item 3.1 e 3.2., onde se discorrerá brevemente sobre a modelagem por Elementos Finitos aplicada a estes tipos de juntas.

2.4.1 COMENTÁRIOS SOBRE ALGUMAS NORMAS EXISTENTES

A questão da definição do FCT foi objeto de muito debate nos meios científicos até muito recentemente. No entanto, hoje em dia, muitas entidades internacionais ligadas às atividades *offshore* já adotam normas no que tange à definição do FCT para juntas tubulares

soldadas, não obstante, havendo alguma discordância entre elas. A seguir, algumas delas são comentadas brevemente, a fim de se ter uma idéia inicial de suas abrangências e particularidades.

American Petroleum Institute - API RP2A (15^a edição)⁽¹⁵⁾

Esta norma de projeto define a tensão de *hot spot* como sendo o valor de tensão absoluta obtida pela medida, efetuada por um *strain gage* adjacente e perpendicular à margem do cordão de solda. Não é feita nenhuma menção quanto a extrapolação, visto que a tensão é tomada o mais próximo do cordão de solda em valor absoluto. O texto ressalva que, dependendo da dimensão do *strain gage*, o resultado de uma medida efetuada em um modelo real, poderá incorporar também a influência do *notch stress*.

É sugerida a utilização de análise por Elementos Finitos, ou ainda formulações empíricas compatíveis com a definição acima, para se obter os valores do FCT. Ainda, quando resultados baseados em análises realizadas por Elementos Finitos, onde elementos de placa fina foram utilizados, as diferenças entre a intersecção a meio plano das espessuras e a real posição do *hot spot* deve ser levada em conta, local este aonde ocorrem os efeitos de enrijecimento provocados pela presença do cordão de solda.

American Welding Society - Structural Welding Code AWS. D1.1-84⁽¹⁴⁾

Esta norma diz que a tensão ou a deformação no *hot spot* é obtida utilizando-se um *gage* na superfície externa das paredes dos tubos da junta, na margem da solda que os unem. Também sugere que se estime a tensão ou a deformação do *hot spot* por meio de modelos em escala bem ajustados (modelos em acrílico) ou ainda pelas melhores formulações que estiverem disponíveis. Nenhum tipo de extrapolação é sugerido.

BS 6235 - 1982⁽⁹⁾

Esta norma sugere que a tensão do *hot spot* pode ser determinada utilizando-se análise por Elementos Finitos, formulações paramétricas ou por experimentação. Como definição de *hot spot* requer, ainda, que tal tensão seja a mais próxima possível da intersecção, mas que esta não seja influenciada pelo cordão de solda. Isto dá uma significativa orientação adicional, o que não fica claro nas duas primeiras normas

(API e AWS), onde está implícito que a tensão do *hot spot* se refere à *tensão de deformação local*.

Este requisito está, portanto, em concordância com vários resultados de recentes investigações sobre o comportamento da distribuição das tensões em juntas tubulares.

UK Department of Energy Guidance Notes ⁽¹⁾

Esta norma define tensão de *hot spot* como sendo o maior valor de tensão nas proximidades da intersecção do primário com o secundário, resultante da extrapolação das tensões referentes às deformações geométricas, efetuada até a margem do cordão de solda. Esta definição de tensão de *hot spot* inclui os efeitos das deformações geométricas mas omite as influências da concentração de tensões resultantes da presença da solda. Como já foi dito, esta última resulta em uma distribuição local e concentrada de tensões, o *notch stress*.

Sugere-se, ainda, que se utilize de formulações paramétricas com o devido cuidado, tendo em vista as suas inerentes limitações.

DnV - Regras para Projeto,

Construção e Inspeção de Estruturas Offshore ^(1,2)

Sobre os valores de FCT, a norma diz apenas que estes devem ser obtidos por ensaios ou análises de tensões apropriados. A norma sugere ainda que, para o FCT, não sejam tomados valores inferiores a 2.5.

2.5 TÓPICOS GERAIS SOBRE A FABRICAÇÃO DE JUNTAS TUBULARES SOLDADAS

É difícil generalizar a seqüência de fabricação e/ou as rotinas de trabalho utilizadas nas indústrias *offshore*, no que diz respeito à construção de juntas tubulares soldadas, porquanto cada fabricante tem as suas próprias soluções para cada particular problema de construção. Tal dificuldade é reforçada, ainda, pelo fato de toda estrutura ser praticamente de concepção única. No entanto, é prática comum que as juntas tubulares de uma estrutura *offshore* sejam fabricadas separadamente e, posteriormente montadas com o restante da estrutura. Este fato é compreensível, frente à enorme importância destas juntas para a integridade global da estrutura, estando elas, sujeitas a carregamentos alternados, grandes concentrações de tensão e um

conseqüente processo de fadiga.

Os procedimentos de soldagem, fabricação e controle de qualidade são extensos e detalhá-los aqui fugiria à finalidade deste trabalho. O que se pretende, no entanto, é obter uma visão geral dos métodos acima citados, de tal forma a ampliar o entendimento do comportamento de uma junta tubular soldada em operação.

2.5.1 COMENTÁRIOS SOBRE ALGUMAS NORMAS DE FABRICAÇÃO

Por ser a qualidade da fabricação das juntas soldadas um item de elevada importância no seu comportamento em operação, principalmente no que diz respeito aos procedimentos de soldagem, muitas entidades dedicam considerações a este respeito. Estas orientações atêm-se a recomendações de cunho geral e, eventualmente a detalhes técnicos.

A API^[5] sugere, para a minimização da concentração de tensão, uma apropriada penetração da solda de união dos tubos primário e secundário, e também suaves transições entre as soldas e as superfícies dos tubos. Quanto à seqüência de fabricação, preocupa-se com a definição do tubo primário (tubo contínuo da junta). Considera como tubo primário aquele com maior diâmetro ou, se $\beta = 1$, o de maior espessura. Definido o tubo principal, então a seqüência de fabricação deve seguir uma ordem decrescente de espessuras das paredes dos tubos secundários. Caso haja tubos secundários com *overlap* e da mesma espessura, deve-se manter contínuo o de maior espessura.

A API^[5] dita, ainda, algumas diretrizes quanto às soldagens. Na figura 2.10, mostra-se como devem ser executadas as soldas e chanfros em uma junta tipo Y, para três ângulos diedrais (Ψ) diferentes, para soldas do tipo MMA (*manual metal arc*). A norma inclui, ainda, considerações quanto às tolerâncias para as soldagens e chanfros.

A AWS^[14] da mesma forma, expõe considerações sobre tolerâncias para a fabricação, alinhamentos e também dá orientação com relação às soldas temporárias a serem executadas durante a fabricação. Em linhas gerais, estas devem seguir os mesmos procedimentos requeridos para as soldas definitivas, e quando forem retiradas, as superfícies devem ser restauradas ao original.

A BS^[9] de maneira geral, fixa poucos detalhes quanto à fabricação, porém fornece algumas diretrizes para estes procedimentos.

Dentre outras coisas, são dadas orientações para que se mantenha gravado no aço a sua origem e categoria até que este seja utilizado na fabricação, assegure-se a responsabilidade do fabricante em manter um controle de qualidade competente, que submeta ao cliente os detalhes sobre os seus métodos e procedimentos de fabricação antes do início do trabalho e que substituições de qualquer natureza (material ou de metodologia) sejam acordadas previamente.

Com relação ao material e consumíveis, a BS diz que estes devem ser convenientemente armazenados e aconselha-se a consulta ao fornecedor do aço quanto da utilização de tratamentos térmicos intercalados entre os procedimentos de calandragem e soldagem.

Quanto às soldas de ligação entre os membros da junta, a norma BS apresenta mínimas exigências e deixa os detalhes a cargo do fabricante e do contratante. Porém chama atenção para a necessidade de chanfros cuidadosamente desenhados a fim de assegurar alinhamentos precisos, completa penetração e suaves transições nas soldas. Por fim, efeitos de variação de temperatura devem ser observados na soldagem, para que distorções e tensões residuais sejam evitadas.

A DnV⁽¹²⁾ estabelece que os principais aspectos da fabricação sejam submetidos a um competente controle de qualidade, que a construção seja feita por pessoal especializado e que toda a fabricação esteja de acordo com especificações acordadas entre o fabricante e o contratante. Para esta norma, a preparação dos chanfros é basicamente semelhante ao que é sugerido pelas normas AWS e API, contudo, todo procedimento de soldagem deve ser documentado e submetido à revisão pela DnV.

Uma observação importante é que as conformações a quente na calandragem dos tubos devam ser inferiores a 600°C, a não ser que algum tratamento térmico posterior seja levado a cabo com o objetivo de restabelecer as características originais do material.

A DnV alerta, ainda, para os cuidados necessários na soldagem com relação à umidade (devendo esta ser removida por pré-aquecimento), alinhamentos e limpeza (a fim de se evitar que a escória remanescente provoque incrustações na solda).

Finalmente, para membros considerados importantes na integridade global da estrutura, deve-se utilizar solda do tipo de penetração completa ou, se possível, esta ser feita de ambos os lados.

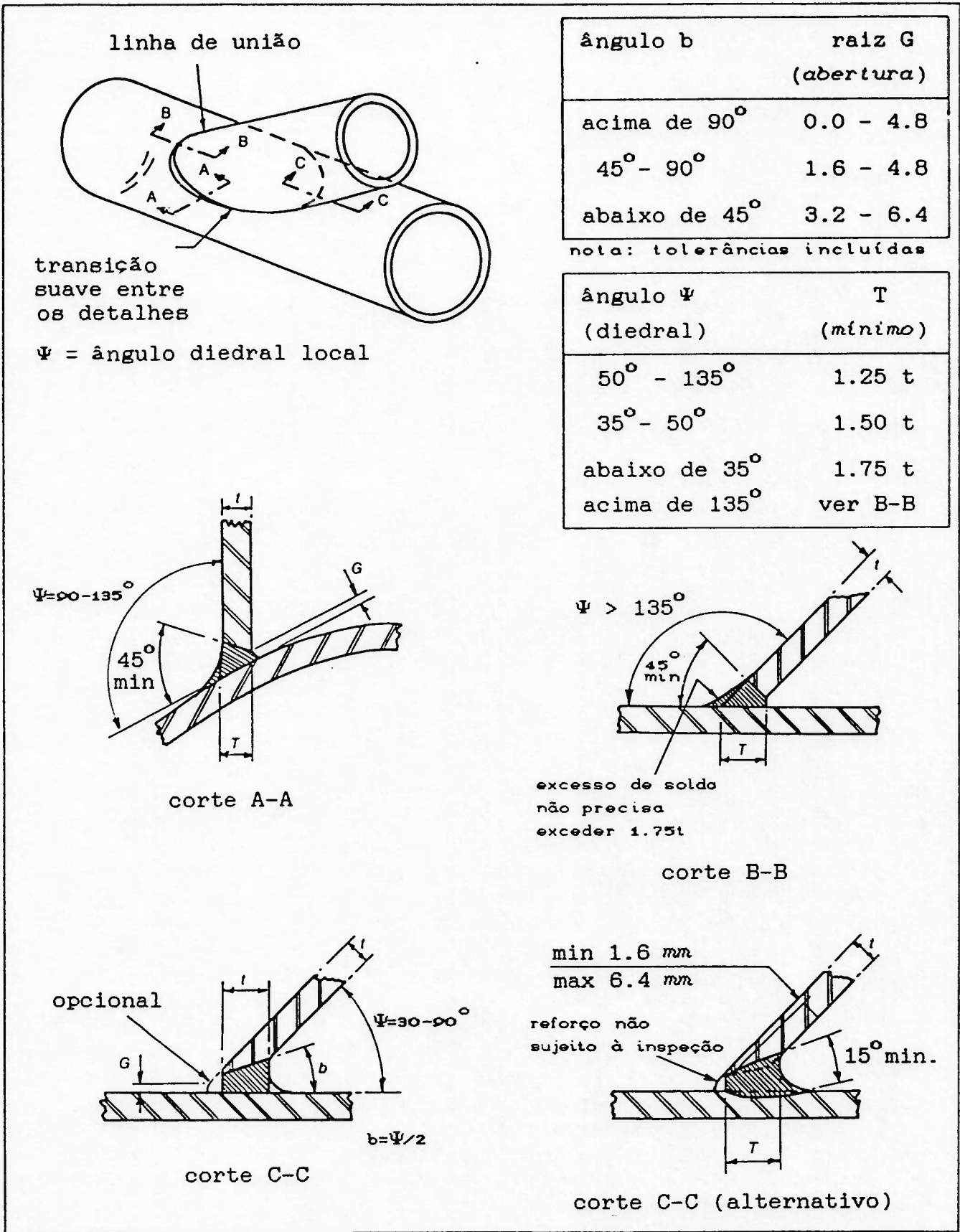


figura 2.10 - Configurações de soldagens e chanfros segundo API^[5]

2.5.2 SEQÜÊNCIA GERAL DE FABRICAÇÃO

Embora não seja prática comum na literatura elaborar-se detalhados planos de seqüências de fabricação para os diversos tipos de juntas tubulares soldadas, por serem em número elevado e também de características muito particulares, encontram-se documentadas seqüências de fabricação de tipos básicos de juntas que podem trazer algum esclarecimento quanto ao processo de construção.

Emquanto pequenas juntas e membros de uma estrutura tubular podem ser fabricados utilizando-se tubos padronizados (sem costura), as juntas tubulares maiores e de maior responsabilidade estrutural, contudo, são construídas de chapas calandradas e posteriormente "costuradas" longitudinalmente. Antes que se efetue qualquer trabalho ou manuseio destas chapas, elas devem ser examinadas por processos não destrutivos para assegurar a inexistência de defeitos ou trincas, fato que já as comprometeriam no objetivo de sua utilização. O procedimento usualmente utilizado para se obter os tubos que formarão a junta é, primeiramente calandrar as chapas por trabalho a frio e depois soldá-las longitudinalmente.

Um exame por ultrassom, ou algum outro processo não destrutivo, deverá ser executado na região do primário onde será(ão) soldado(s) o(s) tubo(s) secundário(s), para evitar que nestas áreas haja defeitos indesejáveis. Similarmente, todas as costuras circunferenciais, longitudinais e todas as extremidades recortadas de tubos secundários, as quais serão soldadas posteriormente sobre o tubo primário, deverão também sofrer inspeção por algum procedimento não destrutivo. Na *figura 2.11* pode ser visto um esquema geral de fabricação de vários tipos de juntas tubulares soldadas simples.

O comprimento dos tubos secundários é também de fundamental importância. A utilização de tubos muito curtos como secundário, pode resultar em ovalizações nas extremidades livres (distorcendo os seus diâmetros). Isto acarretará em dificuldades de soldagem quando da união da junta ao restante da estrutura.

Algumas soluções para este problema podem ser consideradas (*figura 2.12*), tais como aumentar o comprimento dos tubos secundários ou mesmo, incorporar anéis reforçadores internos a este. Pode-se, ainda, adotar um flange na extremidade livre do secundário, para

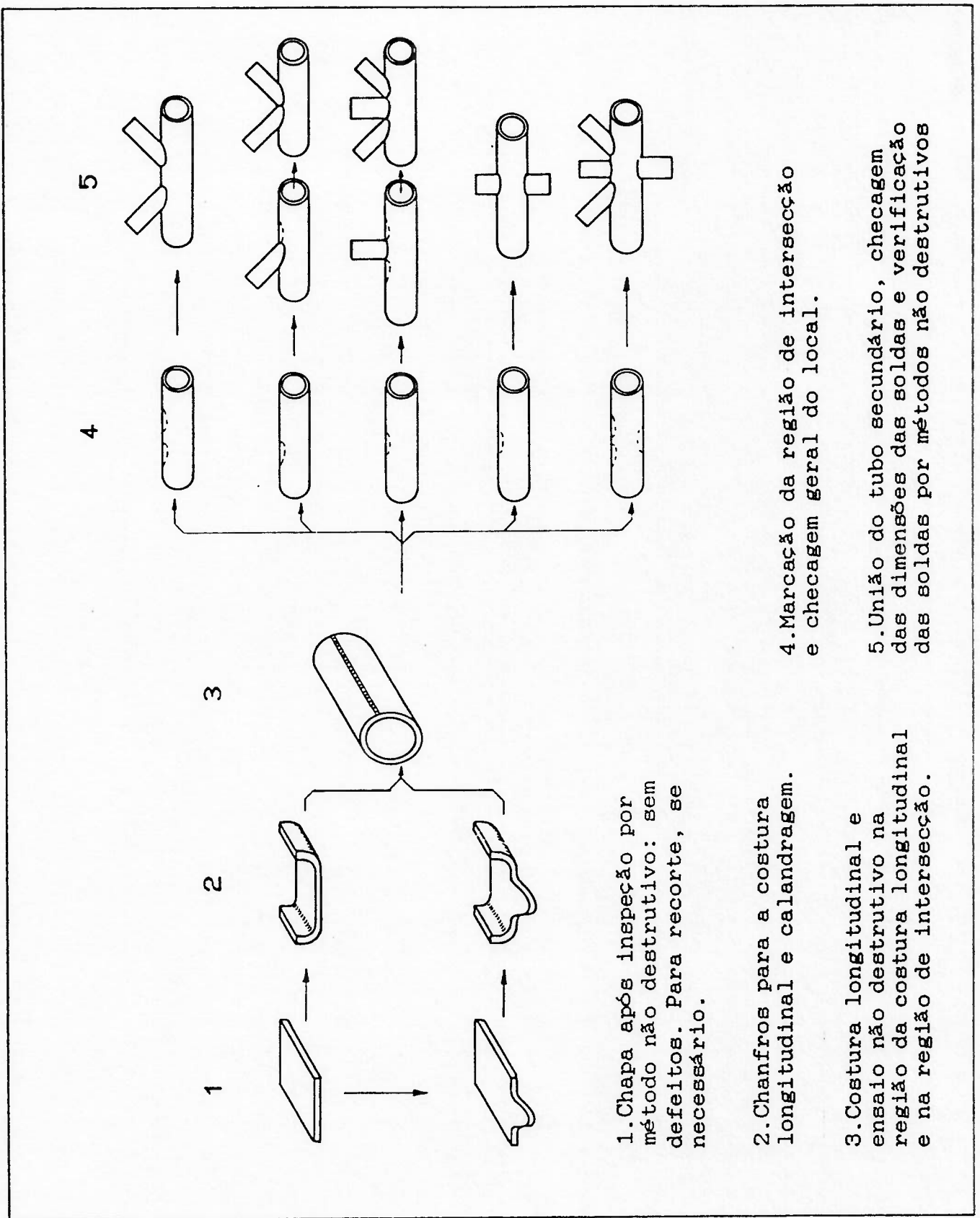


figura 2.11 - Sequência típica utilizada na fabricação de juntas tubulares soldadas simples

posterior união com o restante da estrutura. Destas soluções apresentadas, aumentar o comprimento do secundário é a mais indicada, por não implicar em soldagens extras e manter a região de união secundário/estrutura distante da já crítica intersecção. Na referência [5], encontra-se recomendação no sentido de se utilizar um comprimento mínimo de d ou 600 mm para o secundário.

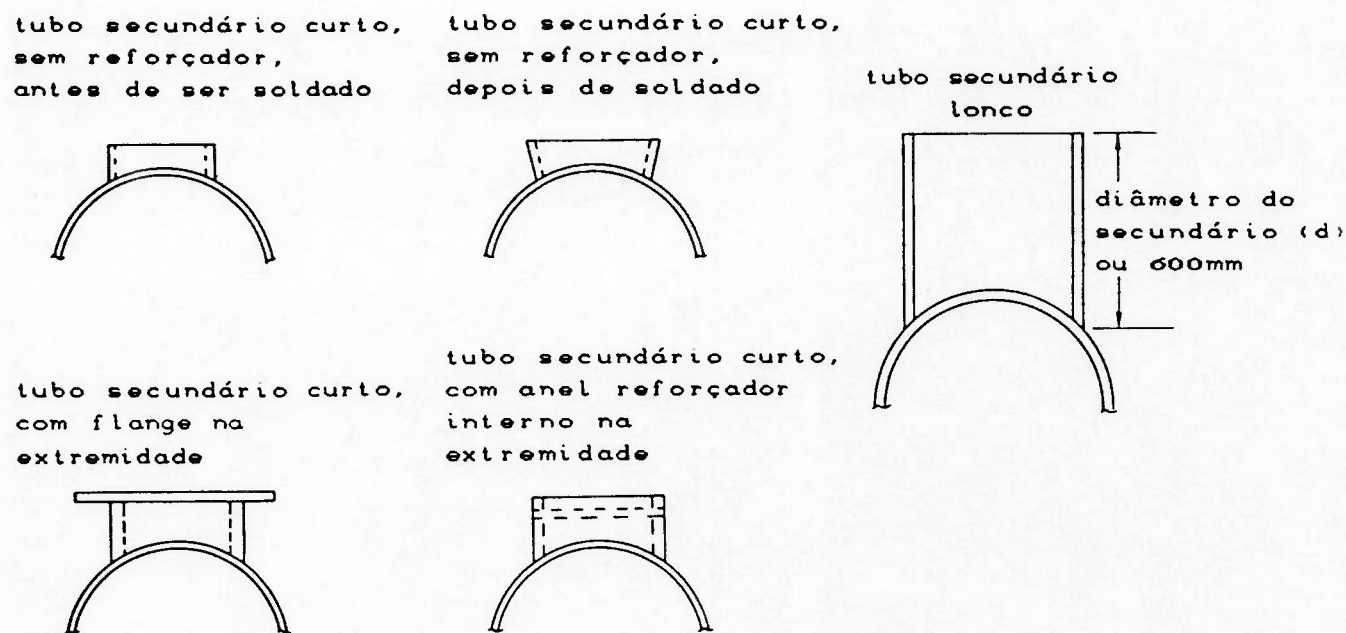


figura 2.12 - Comprimento recomendado do secundário para evitar distorções

2.5.2.1 SOLDAS LONGITUDINAIS E CIRCUNFERENCIAIS

A posição da costura longitudinal no primário deve ser observada com relação à posição das costuras dos tubos secundários, de tal forma a se evitar coincidências, fato que pode causar pontos críticos para o procedimento de soldagem, e ainda, resultar em regiões muito favoráveis à ocorrência de falhas.

A preparação dos chanfros para o cordão de solda longitudinal (costura longitudinal) de um tubo é, normalmente, uma configuração de simples ou duplo V, com o tamanho do *gap* e ângulo dependentes do processo de soldagem adotado. Uma preparação típica para este tipo de soldagem longitudinal está mostrada na figura 2.13.

ângulo de abertura para MMA=65°
 ângulo de abertura para SAW=40°

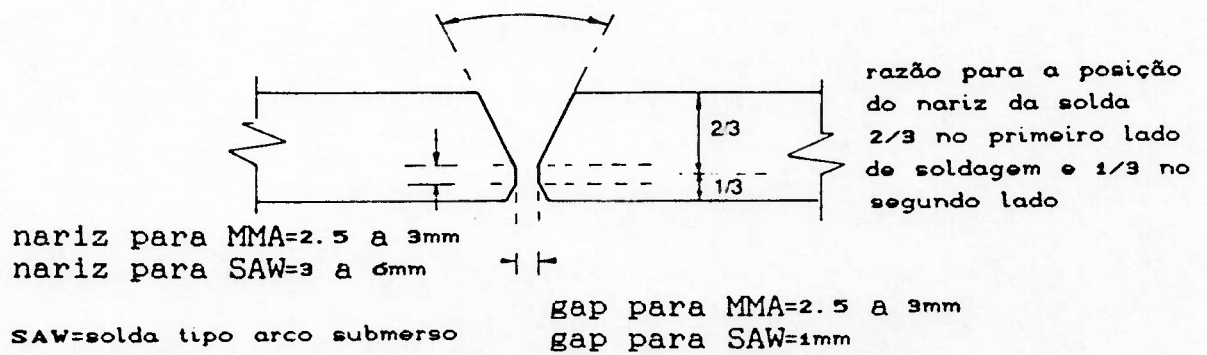


figura 2.13 - Configuração típica de chanfro para soldas longitudinais em tubos.

Dois tipos de distorções geométricas podem ocorrer na solda longitudinal. A primeira delas é um *offset* na direção radial, o que pode provocar uma distorção na sua secção e o aparecimento de pontos de concentração de tensão (figura 2.14). Este fato pode ser minimizado com passes extras na soldagem, conforme esquematizado na mesma figura.

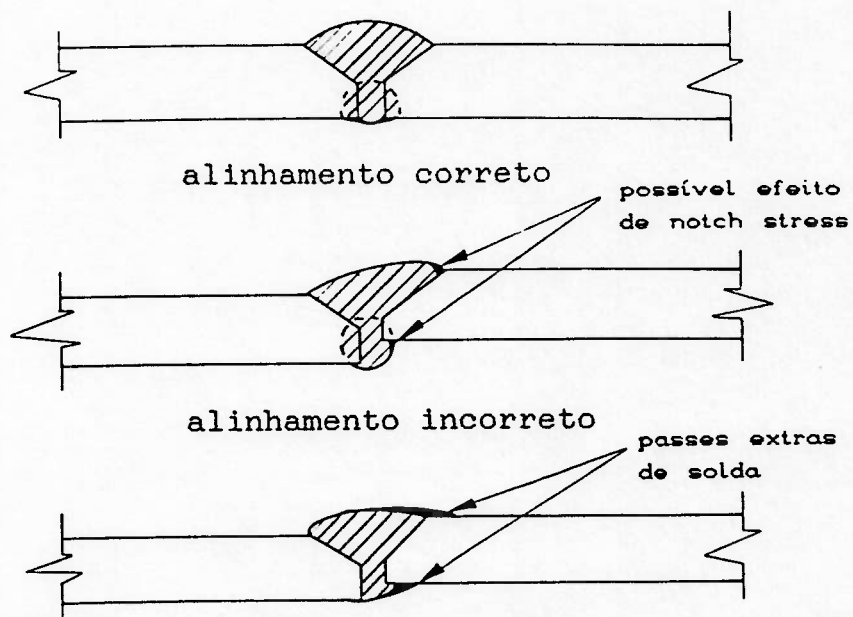


figura 2.14 - Distorção geométrica tipo *offset*. Secção diametral de um tubo, mostrando corte longitudinal da solda

O segundo tipo provável de distorção geométrica é um desvio angular das chapas na região da costura, usualmente devido à calandragem incorreta e à deposição exagerada na soldagem. Na BS⁽⁹⁾ encontra-se este defeito denominado por *Peaking* (figura. 2.15).

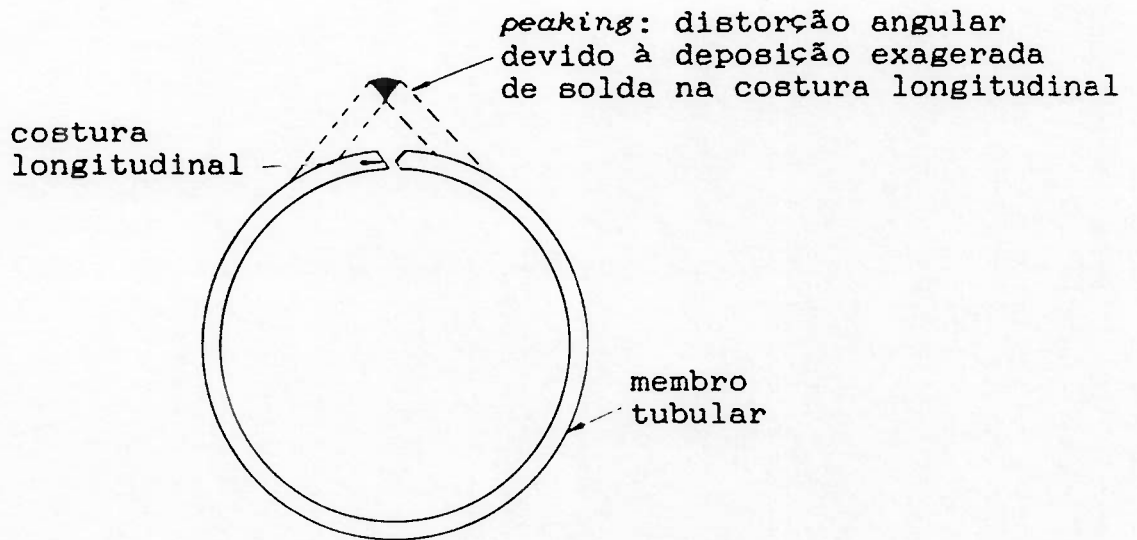


figura 2.15 - Desvio angular tipo "peaking"

Freqüentemente encontra-se a necessidade de se obter um tubo mais longo que àquele permitido pelos equipamentos disponíveis de calandragem (veja tabela 2.1), podendo-se, então, fazê-los em partes e posteriormente imendá-los. Para isto, são realizadas soldas circunferenciais que, evidentemente, são também utilizadas quando da união da junta, já pronta, com o restante da estrutura. Nestes casos, a solda é feita normalmente de um lado apenas dos tubos (geralmente o lado externo) e é, portanto, importante posicioná-los corretamente de forma a minimizar o desalinhamento entre eles. Este fato vai assegurar a adequada deposição da solda na raiz. A preparação do chanfro de apenas um dos lados (*single-sided*) é utilizada neste caso, apesar de ainda ser possível soldar-se de ambos os lados (dentro e fora) dos tubos, dependendo dos diâmetros utilizados.

Deve-se salientar que defeitos na costura longitudinal dos tubos (figuras 2.14 e 2.15) podem causar dificuldades na solda circunferencial, quando da união destes. Será, portanto, difícil de se obter uma boa deposição da solda nas proximidades da costura longitudinal, especialmente se efeitos locais de *peaking* tiverem

ocorrido. Veja *figura 2.16*.

Como acontece também com a costura longitudinal, o desalinhamento dos tubos na costura circunferencial pode provocar concentrações de tensão na região da solda, sendo um posterior passe extra de solda interno dificultado pelo acesso.

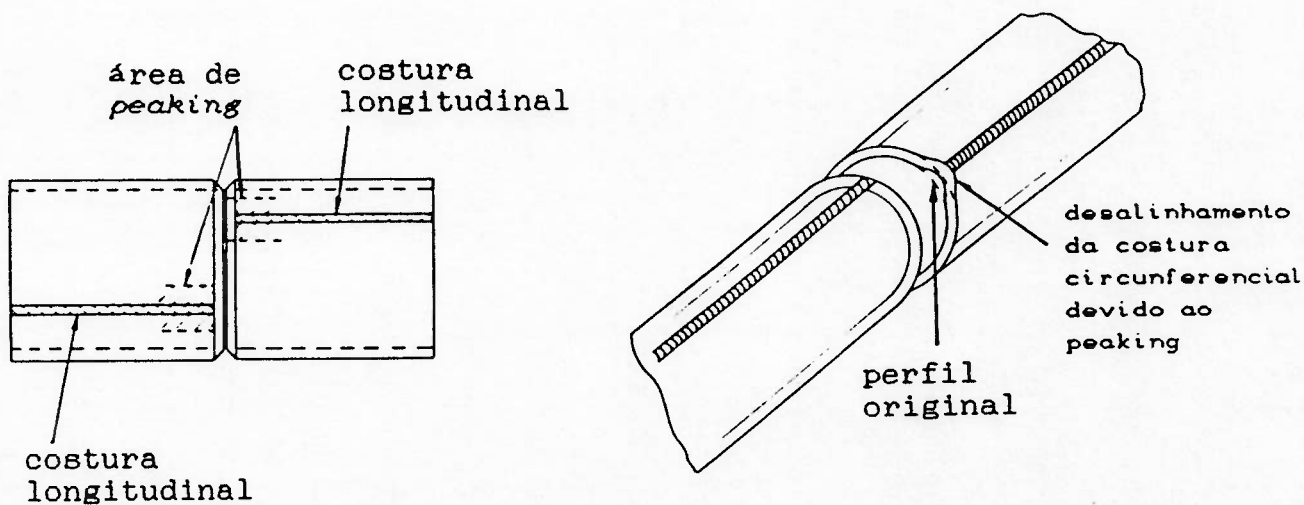


figura 2.16 - Efeito do peaking causa dificuldades nas soldas circunferenciais

Ainda quando da fabricação de um tubo principal tão longo que deva ser feito em partes e depois soldados circunferencialmente, a posição das costuras longitudinais devem ser observadas. Estas não devem coincidir e é preferível que apresentem orientação de 180° (*figura 2.16*). Deve-se orientar os tubos secundários da mesma forma, de modo a não haver coincidências de costuras.

Em alguns casos pode ser impossível fabricar uma junta sem que se tenha costuras circunferenciais ou longitudinais posicionadas sob ou mesmo próximas a um membro secundário. Isto, por ser o comprimento requerido do primário maior que o comprimento máximo permitido pela calandra. Nestes casos, devem ser executadas investigações mais detalhadas e minuciosas inspeções por métodos não destrutivos.

Por fim, quando da instalação da junta já pronta na estrutura, as costuras circunferenciais do primário devem estar posicionadas a uma distância mínima da região da intersecção. A referência [5] sugere que esta distância seja no mínimo $D/4$ ou 300 mm.

2.5.2.2 ASPECTOS GERAIS DA CALANDRAGEM

Muitos parâmetros podem influenciar nos procedimentos de calandragem de chapas, desde as larguras disponíveis até a capacidade da máquina ou fatores relativos à sua instalação e operação. Desta forma, não se nota como prática comum estabelecer-se procedimentos de calandragem detalhados para estes tubos, podendo-se no entanto, citar aspectos gerais, dando assim uma idéia de suas limitações.

Tubos com diâmetros menores de 600 mm são usualmente sem costura, sendo geralmente de menor custo que os costurados. Para os tubos sem costura, o máximo tamanho (diâmetro, comprimento e espessura) que se pode conseguir, está limitado pelos processos de fabricação.

O valor mais importante na obtenção de um tubo calandrado e costurado é o adimensional (D/T). A maioria das máquinas (calandras) comercialmente disponíveis são para larguras de chapa ditas *standard* (geralmente 3050 mm) que podem alcançar (D/T) pouco menores que 20. Pode-se conseguir, eventualmente, valores menores de (D/T) para chapas mais estreitas, contudo estas são pouco usuais.

Normalmente, o processo de calandragem é feito a frio, mas pode-se obter tubos com (D/T) ainda menores, utilizando-se processos de calandragem a quente. Na *tabela 2.1* são dadas medidas usuais de tubos (mínimo diâmetro e máxima largura de chapa) para espessuras com valores menores que 100 mm. ⁽¹⁾

ESPESSURA DO TUBO (mm)	DIÂMETRO INTERNO MÍNIMO (mm)	LARGURA MÁXIMA (mm)	ESPESSURA DO TUBO (mm)	DIÂMETRO INTERNO MÍNIMO (mm)	LARGURA MÁXIMA (mm)
4.7-9.0	304.8	2.438	18.0-22.0	650	3.000
4.7	355.6	3.000	22.0-30.0	550	3.000
6.3-7.9	355.6	3.000	30.0-35.0	575	1.500
4.7-9.0	457.2	4.672	30.0-35.0	625	3.000
11.1-2.7	406.4	3.000	35.0-40.0	625	1.000
15.8	406.4	2.438	35.0-40.0	725	3.000
19.0	406.4	1.828	40.0-50.0	850	3.000
22.2	406.4	1.219	40.0-50.0	900	3.500
25.4	406.4	0.914	50.0-55.0	1050	3.500
15.8-9.0	457.2	2.438	55.0-65.0	1250	3.500
22.2	457.2	1.524	65.0-70.0	1250	3.000
25.4	457.2	1.219	70.0-80.0	1400	2.000
9.0-18.0	500	4.267	80.0-90.0	1600	1.500
18.0-22.0	600	2.000	90.0-100.0	1800	1.000

tabela 2.1 - Capacidades típicas de calandragem de tubos

2.5.3 MÉTODOS DE SOLDAGEM

Existe um grande número de processos de soldagem atualmente em uso, contudo, dentre os existentes, os mais utilizados na indústria *Offshore* são os de fluxo protegido. Dentre estes estão MMA (Manual metal Arc), FCAW (Flux Cored Arc) e processos de arco submerso.

Na fabricação de juntas tubulares soldadas, são frequentemente utilizados os processos MMA e FCAW. O processo de arco submerso é mais aplicado nas soldas longitudinais e circunferenciais, quando da fabricação dos tubos primários e secundários, por ser mais apropriado para soldas simples (longas e de curvaturas suaves), e onde se necessita de alta produtividade. Já os processos MMA e FCAW são mais versáteis e portanto mais indicados nos procedimentos de união dos tubos primário e secundário. Nestas uniões, as soldas são de difícil acesso, o que também requer uma grande habilidade do soldador.

É sabido que para se obter uma soldagem perfeita é fundamental que se proteja a poça de solda da atmosfera local envolvente. Os processos de fluxo protegido diferem basicamente na maneira como se provém esta proteção.

No processo MMA, utiliza-se de um eletrodo em forma de haste, finito, recoberto com um material sólido que, no momento da fusão, se transforma no fluxo protetor da poça de solda. Este material tornar-se-á basicamente escória, que permanecerá solidificada na superfície e será posteriormente retirada.

O processo FCAW é semelhante ao processo MIG. Para este último, o eletrodo é contínuo, podendo ser recoberto ou não por material de proteção. Utiliza-se, também, como proteção para a poça de solda no processo MIG, um fluxo de gás que pode ser Dióxido de Carbono ou uma mistura Argônio e Oxigênio, dependendo do metal a ser soldado. No processo FCAW utiliza-se tão somente de eletrodos recobertos.

Muitas variáveis podem influenciar na qualidade da soldagem, para um dado processo e um dado tipo de consumível escolhido, sendo as mais importantes a corrente elétrica, a voltagem, a velocidade de soldagem, e a energia introduzida. Valores apropriados destas variáveis devem ser estimados em testes anteriores à produção das juntas para que se possa obter na região da solda, as propriedades mecânicas adequadas

(dureza, ductilidade, resistências à fratura etc).

A posição em que a solda é realizada também é de grande importância para a sua qualidade e deve ser considerada. Existem vários procedimentos de soldagem, sendo que os resultados de melhor qualidade e maior grau de deposição da solda são obtidos com os processos mais simples. Nestes, o metal pode moldar-se por si, com o auxílio da gravidade.

Por fim, também é muito importante lembrar que procedimentos de qualificação sejam adotados para com a mão de obra utilizada, a fim de se obter o grau de qualidade nas soldas exigido pelo projeto.

2.5.3.1 CONSUMÍVEIS

Muitos tipos de consumíveis estão à disposição do fabricante para a construção de juntas tubulares soldadas, seja utilizando-se dos métodos MMA, FCAW, arco submerso, ou mesmo de outros métodos de fluxo protegido. Porém, estes devem ser escolhidos de forma a se obter uma soldagem que apresente propriedades mecânicas compatíveis com a do material utilizado para a fabricação das juntas.

Na fabricação de estruturas *offshore*, são geralmente utilizados eletrodos de *carbono-manganês* com baixa concentração de hidrogênio, e eventualmente, com algum elemento de liga, no intuito de melhorar as propriedades mecânicas da solda.

O revestimento do eletrodo é um fator muitíssimo importante para o bom resultado de uma soldagem, pois além do papel de proteção da poça de solda, é também possível adicionar-lhe elementos de liga, de forma a aprimorar as características mecânicas e metalúrgicas da região de intersecção das juntas. Além disso, o revestimento desempenha um importante papel na estabilização do arco e também colabora para modelar apropriadamente o cordão de solda.

A difusão de Hidrogênio na solda pode alterar muito as propriedades do metal e, como é sabido, a maior fonte deste elemento encontra-se na umidade existente na atmosfera local e também nos próprios eletrodos. Portanto, um adequado armazenamento destes, seja em estufas apropriadas ou local isento de umidade, é fundamental para se evitar as conseqüências da inclusão deste elemento na solda.

2.5.3.2 PREPARAÇÃO DOS CHANFROS DE UNIÃO DOS TUBOS

Conforme mencionado nos itens 2.5.1, o preparo dos chanfros de união da extremidade do tubo secundário a ser soldados sobre o primário são ditados pela norma que estiver sendo utilizada ou mesmo por testes de procedimento de qualificação. Estas normas (API, AWS e BS, para citar algumas) sugerem geralmente as dimensões e tolerâncias apropriadas, e são usualmente seguidas pelos fabricantes.

Um parâmetro fundamental para a definição da geometria dos chanfros, na região de união dos tubos é o **ângulo diedral local** (Ψ). Este ângulo é definido como sendo o formado pela superfície externa do tubo primário com a superfície externa do tubo secundário, tendo-se, ainda, que Ψ varia em função da posição em questão, ao longo da linha de intersecção entre os tubos. Este ângulo é fundamental para a definição dos parâmetros geométricos dos chanfros (*gap*, *ângulo* e *face da raiz*), e portanto da sua geometria geral ao longo de toda a linha de intersecção.^[15] Veja, também, *figura 2.10*.

Um exemplo de preparação destes chanfros, para uma junta tubular com *overlap*, é mostrada na *figura 2.17*.

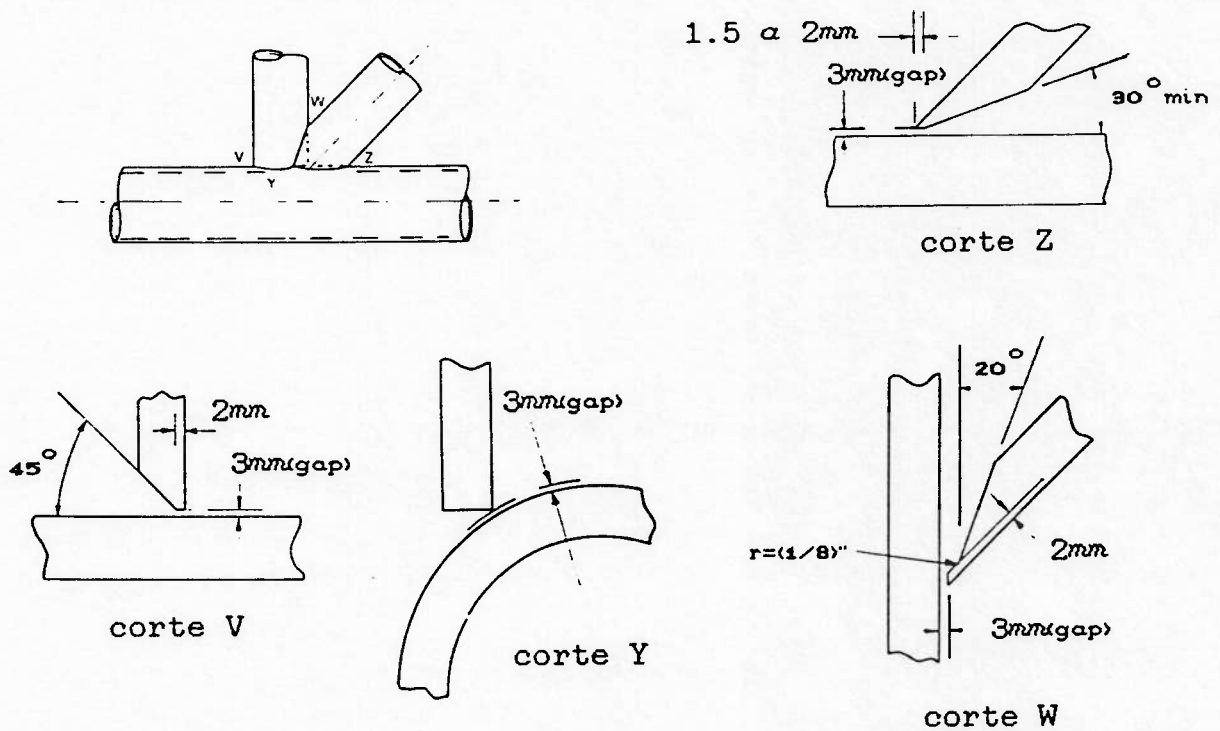


figura 2.17 - Preparações de chanfros no tubo secundário para uma junta tipo YT apresentando overlap

2.5.3.3 DEFEITOS PROVOCADOS PELA SOLDAGEM

Muitos elementos estruturais, assim como as juntas tubulares soldadas, podem tolerar certos tipos e tamanhos de defeitos, e é errado pensar que um defeito de soldagem resulta obrigatoriamente em uma estrutura insatisfatória, mesmo porque é impossível se conseguir uma junta tubular sem sequer um único defeito em suas soldas.

A mais significativa influência que um defeito de soldagem pode causar na região da intersecção da junta soldada é sobre a sua vida em fadiga, e por conseguinte, no desempenho global da estrutura. Tais falhas são pontos altamente prováveis de iniciação dos processos de fadiga, pois estão geralmente localizados em região de alta concentração de tensão.

Alguns tipos de defeitos de soldagem que comumente podem ocorrer na fabricação destas juntas são comentados a seguir.

Bolças (ou copos) de Hidrogênio: O aparecimento das bolças ou copos de hidrogênio é um dos defeitos mais comuns na soldagem. Usualmente se formam trincas na *Zona termicamente Afetada* (ZTA) a partir destas bolças, em pontos onde existe concentração de tensões. O hidrogênio que pode estar presente, tanto no revestimento dos eletrodos como na pintura, gordura ou ferrugem existentes na superfície do metal, é absorvido por ocasião da soldagem e então se difunde na ZTA. A combinação de vários fatores, incluindo a concentração de hidrogênio dissolvido e a microestrutura local na ZTA, resultam na formação das bolças de hidrogênio.

Na prática, este tipo de defeito pode ser prevenido pelo uso de eletrodos com baixo teor de hidrogênio ou reduzindo a taxa de resfriamento na junta durante a soldagem. Este efeito pode ser conseguido, aumentando-se o calor introduzido pela soldagem ou pelo pré-aquecimento da junta.

Um adequado controle da umidade local e a manutenção dos eletrodos em estufas antes da utilização são também providências possíveis para se evitar, ou minimizar este problema.

Falha devido à tensão térmica: O rápido resfriamento de uma soldagem pode causar o aparecimento de trincas por contração do material.

Eventualmente, torna-se necessário fornecer calor para controlar a taxa de resfriamento durante a soldagem ou pré-aquecimento para controlar a difusão de hidrogênio. Entretanto, um excessivo pré-aquecimento ou o elevado gradiente de temperatura entre um passe e outro na soldagem, podem causar trincas. Naturalmente, um compromisso entre aqueles fatores pode minimizar o problema.

Falta de Fusão: Falta de fusão forma-se quando o metal base é fundido pelo arco e não é subsequencialmente preenchido pela solda. Isto pode ser causado pela velocidade incorreta de soldagem, ângulo inapropriado do eletrodo ou corrente excessiva (figura 2.18).

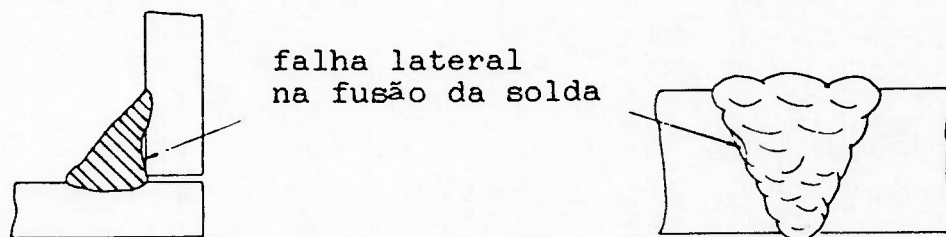


figura 2.18. - Defeitos de fusão na soldagem

Penetração incompleta: Penetração incompleta (figura 2.19) é devida à falha que acontece quando o metal fundido durante a soldagem não preenche completamente a raiz. A penetração incompleta pode ser causada quando da utilização de eletrodos com diâmetro maior que o indicado, corrente insuficiente, ou ainda, passes desalinhados.

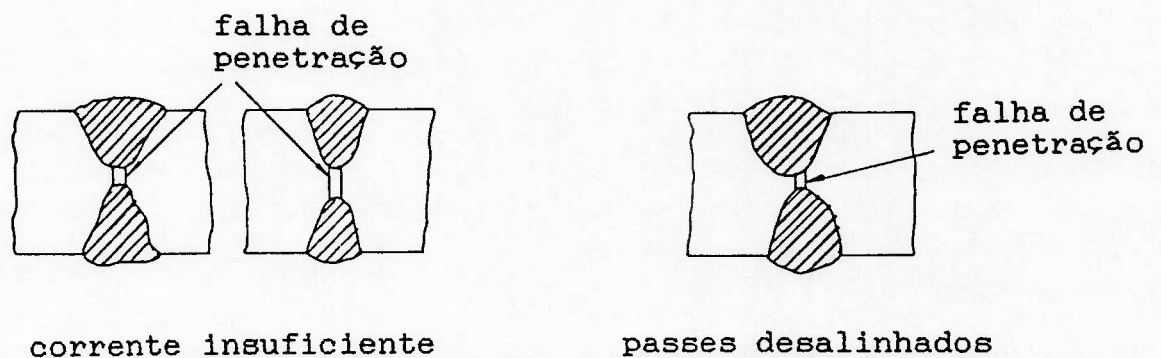


figura 2.19 - Defeito na soldagem devido à falta de penetração

Porosidade: As porosidades são geralmente causadas por geração de gases no metal base devido às reações químicas presentes durante a soldagem, ou à expulsão de gases dissolvidos na solda provenientes de passes anteriores. Este defeito é de difícil prevenção, devendo-se atentar para as suas causas na tentativa de evitá-las.

Inclusões: A inclusão é definida como qualquer material não metálico presente na solda ou no material base. A inclusão de escória é o defeito mais comum, particularmente pelo processo MMA, pois são necessárias muitas interrupções na soldagem devido ao tamanho finito dos eletrodos. O motivo mais freqüente de inclusões é a má limpeza do cordão de solda entre um passe e outro. É, portanto, de grande importância que os passes sejam feitos de tal forma a produzirem superfícies sem cavidades e de fácil limpeza, possibilitando assim a remoção da escória remanescente.

2.6 CONSIDERAÇÕES SOBRE A SELEÇÃO DO MATERIAL

Os materiais utilizados para a construções de estruturas *Offshore*, o que inclui as juntas tubulares soldadas, são selecionados com base em suas propriedades mecânicas e metalúrgicas, preço e também pela sua disponibilidade no mercado.

Os aspectos mais importantes na seleção do material são: assegurar que este possua adequadas propriedades de soldabilidade e resistência à fratura, além de adequada resistência à fadiga, resistência à tração (limites de escoamento e ruptura), resistência à fadiga em atmosfera agressiva e resistência à corrosão.

As propriedades mecânicas e metalúrgicas do material podem ser encaradas dos pontos de vista do projeto da estrutura, fabricação ou da operação. Do ponto de vista do projeto da estrutura, são propriedades importantes a tensão de escoamento, a tensão de ruptura, a densidade, o módulo de elasticidade, o coeficiente de *poisson*, a resistência à fadiga e à fratura, bem como a disponibilidade de espessuras apropriadas do material no mercado. Do ponto de vista da fabricação, são importantes a ductilidade, facilidade de conformação do material, sua malhabilidade e soldabilidade. Em serviço, são características importantes a resistência à corrosão, a resistência à

corrosão sob tensão e a resistência à fadiga na presença de atmosfera corrosiva, dentre outros.

Todos estes itens acima mencionados devem ser observados na escolha do material para a fabricação das juntas e, combinados de forma a se obter o melhor para cada uma das características. Geralmente, normas como a BS, API e ASTM orientam o projetista na escolha do aço estrutural, dando indicações dos requisitos mínimos para propriedades como ruptura, escoamento, composição química, etc.

A tensão de escoamento do material se apresenta como uma característica muito importante para o projeto das juntas. Esta deve ser alta o bastante para resistir às cargas de projeto resultantes da ação ambiental (ondas, correntes, tempestades etc), com as adequadas margens de segurança exigidas pelo critério de projeto. A resistência do material também tem uma influência muito grande no peso final da estrutura. Com efeito, materiais mais resistentes (com tensões de escoamento e de ruptura mais elevadas) podem vir a diminuir o peso próprio da estrutura, ou ainda permitir que carregamentos mais severos possam ser admitidos para o projeto, sem incremento de peso. Mesmo assim, aços mais resistentes podem não oferecer vantagens sobre aços convencionais, em circunstâncias nas quais a fadiga se mostra o fator condicionante de projeto.

Conforme é mostrado na referência [17], pode-se conseguir, em geral, uma melhora da resistência à fadiga do aço, mediante um aumento de sua tensão de escoamento, utiliza-se para isto, quase sempre aços - carbono de baixa liga no lugar de aço carbono comum. Porém, esta melhora ocorre de maneira significativa nas juntas tubulares, apenas para valores de σ_e até aproximadamente 400 N/mm^2 . Para aços com σ_e maiores que este valor, portanto isto não mais se observa.

Este comportamento de razoável invariância da resistência à fadiga com a tensão de escoamento do material, tem importantes implicações no projeto da estrutura soldada. A razão fundamental para se utilizar um aço de alta resistência seria a possibilidade de se trabalhar com tensões admissíveis mais elevadas e, portanto, estruturas mais leves, como já foi dito. No entanto, como conseqüência do aumento das tensões admissíveis do projeto, tem-se a diminuição da vida em fadiga da junta, e desta forma pode-se concluir que a partir de um certo valor de σ_e , aços de alta resistência podem

causar uma diminuição da vida em fadiga.

Outro importante aspecto a que está ligado à característica de resistência do aço é a sua soldabilidade, à qual confere-se também grande importância na seleção do material. Esta pode ser definida como a facilidade com a qual um particular aço pode ser soldado sem que se tome precauções especiais para evitar o aparecimento de trincas na *Zona termicamente Afetada (ZTA)*, ou no material base.^[1,16]

Normalmente, pode-se encontrar nas especificações de um projeto de juntas tubulares soldadas, a utilização de formulações para a soldabilidade, em termos do que se convencionou chamar de *número de carbono equivalente* ou simplesmente de *carbono equivalente (CE)*.

estas fórmulas se apresentam como função da percentagem de Carbono e de vários outros elementos de liga existentes no aço. Como exemplo de uma destas formulações, tem-se a equação [2.4] abaixo, que é sugerida pelas normas API, BS e DnV.

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5} + \frac{(Ni + Cu)}{15} \quad [2.4]$$

Como se pode notar pela fórmula 2.4, quanto maior a quantidade de elementos de liga no aço, maior a sua resistência e conseqüentemente, maior será o valor do CE.

Por outro lado, a API, que classifica os aço estruturais em três grupos (Grupo I com $\sigma_e \leq 280$ MPa, Grupo II com $280 \leq \sigma_e \leq 360$ MPa e Grupo III com $\sigma_e \geq 360$ MPa), sugere que, para os aços do Grupo I, qualquer processo de soldagem é basicamente permitido; para os aços do Grupo II (onde estão incluídos os aços utilizados para a fabricação das juntas tubulares soldadas) sugere a utilização de eletrodos com baixo teor de Hidrogênio, e, finalmente, para os do Grupo III, a norma aconselha que investigações especiais sobre a soldabilidade do aço sejam efetuadas.

Desta forma, para números de CE baixos, as propriedades de soldabilidade do aço tendem a melhorar. Pode-se notar até aqui, que a resistência do aço e sua soldabilidade podem se mostrar requisitos conflitantes e devem ser observados conjuntamente na escolha do aço, tendo-se, ainda, que a soldabilidade depende fortemente da composição química e dos processos metalúrgicos de obtenção deste.

Pelo que foi visto, é de grande importância que aços com boas

características de soldabilidade sejam escolhidos para a construção de juntas tubulares soldadas, tendo em vista as dificuldades envolvidas em todo o processo de soldagem (item 2.5.3.3). Geralmente, são utilizados aços - carbono de baixa liga (como por exemplo, aços carbono - manganês, com tensão de escoamento por volta de 350 N/mm^2). Aços normalizados, que apresentam uma maior tensão de escoamento, são raramente utilizados devido às suas pobres propriedades de soldabilidade.

Evitar a fratura frágil em uma junta tubular é sem dúvida, um dos mais importantes itens para a integridade da estrutura como um todo, não obstante a estrutura ser redundante. Estruturas de *jaquetas*, ou outras construções soldadas encontradas na indústria *offshore*, correm particular risco de falharem por fratura frágil, já que a nucleação de trincas (devido à defeitos de fabricação ou nucleação por fadiga) encontram-se invariavelmente na região da solda ou na ZTA, que se apresentam como as regiões mais frágeis e de maiores concentrações de tensões na estrutura.

Em regiões de baixas temperaturas e grandes profundidades, onde os carregamentos ambientais são geralmente elevados, as espessuras das juntas têm aumentado significativamente, e por conseqüência também o risco de fratura. Em baixas temperaturas, a fratura frágil é muito mais provável de ocorrer, pois os altos níveis de concentração de tensão e as geometrias intrincadas, resultam em altas tensões de tração à frente da extremidade da trinca, que pode se propagar instavelmente, causando drásticos danos à estrutura.

No caso da aplicação de juntas tubulares soldadas às estruturas *offshore* que operam em regiões tropicais, onde as temperaturas médias são elevadas durante todo ano (caso de toda a costa brasileira), os problemas com a fratura frágil são muito menos prováveis.

Outra importante característica do material a ser selecionado é a sua resistência à corrosão. Observa-se que o agressivo ambiente marinho pode diminuir sensivelmente os limites de fadiga de uma estrutura soldada, ou mesmo eliminá-lo. Contudo, níveis adequados de proteção catódica podem restituir as características de resistência à fadiga originais (do ambiente aéreo).

Com efeito, a utilização de um sistema de proteção catódica, como por exemplo anodos de sacrifício ou corrente impressa, deve prevenir

as juntas soldadas contra a corrosão em partes submersas da estrutura. No entanto, a proteção catódica mostra-se muito pouco eficiente para partes da estrutura que se encontram na região de interface água/ar e, portanto, outras formas de proteção devem ser utilizadas.

Aços estruturais mais resistentes aos ataques ambientais, contendo elementos de liga como Cobre, Cromo, Fósforo e Silício, estão disponíveis no mercado para a utilização. Todavia, apesar destes aços apresentarem uma grande melhoria na resistência à corrosão em condições de atmosfera normal (não salina), não apresentam o mesmo desempenho na presença de água salgada. Um aço muito mais *ligado* seria necessário para trazer uma melhora substancial na resistência à corrosão em água salgada. Contudo, como já foi visto, isto teria um efeito adverso na soldabilidade, além do que, estes aços são economicamente pouco atrativos.

Uma alternativa freqüentemente preferível, e também utilizada em *raisers*, os quais também apresentam problemas críticos de corrosão, consiste em utilizar-se de um recobrimento superficial de material resistente à corrosão. Camadas de *Monel* têm sido utilizadas com certo sucesso em estruturas de juntas soldadas, na região de interface água/ar. Contudo, a utilização de uma película de *Neoprene* (borracha) tem se mostrado mais favorável que o *Monel* para outras localidades da estrutura. Pode ainda ser utilizado, eventualmente, uma cobertura protetora de *pixe* ou *epoxi*, sendo também uma alternativa usual, acrescentar nas espessuras das juntas, na fase do projeto, margens de segurança que darão conta das perdas por corrosão.

2.7 CARREGAMENTOS

Uma estrutura *offshore* está sujeita à um certo número de carregamentos durante a sua vida. Tais carregamentos podem ser divididos em categorias, conforme mostradas a seguir.

Carregamentos Permanentes: São os carregamentos não removíveis, tais como o peso da estrutura, peso de lastros permanentes e equipamentos, pressão hidrostática de natureza constante.

Cargas Vivas: São as cargas associadas com a operação e os

procedimentos normais da estrutura , tais como pesos variáveis, líquidos e equipamentos, operação de guindastes, helicópteros e amarração de outras embarcações.

Cargas de Deformações: São os carregamentos que estão relacionados com deformações impostas devido à pré-tensões e também devido à variações de temperatura.

Carregamentos Ambientais: São os carregamentos resultantes da ação de ventos, correntezas, gelo, neve, terremotos, ondas e outras possíveis ações ambientais.

Todos os tipos de carregamentos, cuja magnitude e/ou direção são variáveis, podem conduzir a estrutura à uma falha por fadiga. Destas acima apresentadas, os carregamentos ambientais são os mais relevantes para o cálculo da vida em fadiga da estrutura, e dentre estes, os resultantes da ação de ondas são, sem dúvida, os mais importantes.

Em geral, delega-se para os carregamentos devido às correntezas e ventos, uma pequena parcela de contribuição para o carregamento total, sendo freqüentemente desprezados em uma primeira análise.

2.7.1 ESPECTRO DE MAR

A descrição das ondas do mar, através de seu espectro de energia, constitui-se basicamente em uma análise harmônica do perfil aleatório da onda, observada na localidade de mar onde se deseja estudar o seu comportamento.

Efetuando-se tal análise harmônica, e sabendo-se que a energia de cada uma das suas componentes é proporcional ao quadrado de sua amplitude, pode-se construir um histograma de energia em função da frequência. Um posterior ajuste deste histograma por uma função estatística adequada, resulta em um espectro de energia das elevações da superfície do mar, para uma dada região. Para tal procedimento, é feita a hipótese de que o mar tem propriedades estatísticas estacionárias em curto prazo, isto é, em um pequeno intervalo de tempo, as propriedades estatísticas do mar podem ser consideradas constantes. Para isto, alguns termos estatísticos são também utilizados para descrever os estados de mar dentro da teoria

estocástica, tais como o período médio e a altura média da onda.

Portanto, para uma certa época do ano, uma localidade de mar pode ser descrita por funções estatísticas adequadas, onde parâmetros foram obtidos de ajustes anteriores, utilizando-se de observações efetuadas na localidade em questão. Este conjunto de curvas obtidas representam os espectros de energia das elevações da superfície do mar, para um período determinado (geralmente anual). Os espectros mais utilizados para o Mar do Norte, por exemplo, são os espectros de *Pierson-Moskowitz*^[3,6] e o espectro *JONSWAP*^[2].

2.7.2 FORÇAS HIDRODINÂMICAS

As forças hidrodinâmicas atuantes em uma estrutura *offshore* podem ser atribuídas basicamente a três causas. São elas as forças viscosas, as forças de inércia e as forças devido à difração. Em corpos de pequeno volume, os efeitos viscosos e de inércia são mais relevantes que os efeitos de difração, o contrário acontecendo com corpos de maior volume. As estruturas tubulares do tipo *Jaqueta* ou plataformas auto-eleváveis (*jack-up*), são exemplos de corpos de pequeno volume, sendo navios, exemplos de corpos de maior volume.

No cálculo das forças hidrodinâmicas para corpos de pequeno volume, onde os efeitos viscosos e de inércia são mais relevantes, pode-se utilizar a formulação de *Morison* que normalmente é aplicada quando o comprimento da onda é cinco ou mais vezes o diâmetro típico de um membro da estrutura.

A equação de *Morison*^[2] é dividida em três termos que dão conta dos efeitos viscosos, de inércia e da massa adicional que computa os efeitos de acelerações relativas entre o corpo e o escoamento.

2.7.3 CARREGAMENTO ATUANTE NAS JUNTAS TUBULARES.

De posse do espectro de mar referente à localidade de operação da estrutura, e também das formulações utilizadas para descrever os carregamentos externos a serem aplicados no projeto (como, por exemplo, as forças de *Morison*), pode-se, através de um modelo global da estrutura (Modelo de Elementos Finitos), obter-se os coeficientes de influência para cada junta tubular da estrutura, ou para aquelas em

que se tem interesse em calcular a vida em fadiga. Com estes coeficientes de influência, pode-se obter os esforços na extremidade de cada junta e, portanto, as tensões nominais ali ocorrentes. Note que estas tensões nominais são obtidas de um modelo onde os membros da estrutura são encarados como vigas, conforme já abordado no item 2.4, tornando necessária a observação da inclusão de momentos devido às excentricidades.

Finalmente, de posse das tensões nominais e utilizando-se dos valores apropriados de FCT's, obtém-se os valores de tensões, apropriados para a utilização das curvas S-N. Tais valores de tensões, associados à frequência de cada amplitude de onda, são então utilizadas para a avaliação do *dano*, e portanto da vida em fadiga da junta em questão. Este procedimento é sucintamente abordado no item 2.8, a seguir.

2.8 MODELO DE ANÁLISE PARA A VIDA EM FADIGA

Conforme mencionado anteriormente, existem basicamente duas metodologias para a estima da vida em fadiga de uma junta tubular soldada, sendo a mais largamente utilizada as curvas S-N (diagramas de Wholer), disponíveis para os variados tipos de juntas soldadas. Tais curvas podem ser encontradas na literatura corrente e também em normas competentes, existindo desenvolvimentos bastante atualizados de autoria de diversos pesquisadores, publicados em forma de *papers*.

Sendo estas curvas, resultados de ensaios com protótipos de juntas tubulares soldadas, novos trabalhos têm sido freqüentemente publicados no sentido de enriquecer o conhecimento do comportamento à fadiga destas estruturas soldadas. Trabalhos de compilação geral de dados, já disponíveis na literatura, também têm colaborado bastante no sentido de se obter curvas S-N mais confiáveis.^[1,8]

Para se estimar a vida em fadiga de uma junta tubular soldada, utiliza-se de um modelo linear e cumulativo de *dano* e, em essência, assume-se que a cada ciclo, a estrutura agrega um *dano* irreversível (regra de *Palmgren-Miner*). Tais níveis de *dano* são continuamente acumulados até que a estrutura falhe.

A cada ciclo de carregamento que a junta experimenta, terá uma associada variação de tensão Δf . Para o i -ésimo ciclo de tensão com

valor Δf (Δf_i), um incremento de dano igual a $1/N_i$ ocorre, onde N_i é o número correspondente de ciclos de tensão para falhar sob constante amplitude de carregamento Δf_i .

A falha por fadiga ocorre, tão logo o dano cumulativo linear, de ciclos de várias amplitudes, atinja um nível pré-fixado. Isto pode ser mostrado pela equação [2.5],

$$\sum \frac{n_i}{N_i} \leq D_s \quad [2.5]$$

onde n_i é o número de ciclos de amplitude Δf_i no espectro de projeto que é assumido acontecer na vida pretendida para a estrutura, e N_i é o correspondente número de ciclos para falhar sob amplitude de carregamento constante, tirados das curva S-N apropriadas. D_s é o valor limite do dano.

O valor de D_s é freqüentemente tomado como a unidade. Todavia, não raramente, este valor é escolhido como um número menor que um, de forma a levar em conta certo fator de segurança. Isto pode ser adotado, por exemplo, quando a integridade da junta é imperativa para a integridade da estrutura como um todo, ou quando a inspeção da junta é muito difícil, ou até mesmo impossível.

No entanto, quando os dados disponíveis para algum tipo de junta é farto, pode ser mais conveniente e preciso adotar-se o limite de dano separadamente dos fatores de segurança.

2.9 TENSÕES E CRITÉRIOS DE FALHA

Conforme já foi dito, o valor de tensão utilizado para a avaliação da vida em fadiga é o obtido a partir de modelos globais da estrutura (tensões nominais, distantes da região de intersecção da junta), aplicando-se, então, os devidos FCT's. Isto possibilita a estima do máximo valor de tensão ocorrente na região da união dos membros da junta (tensão no *hot spot*), utilizando-os como os valores aplicáveis às curvas S-N disponíveis na literatura e nas normas.

Para os ensaios existentes na literatura, e para os quais foram elaboradas as curvas S-N disponíveis, três níveis de falha podem eventualmente ter sido considerados:^[1,8]

-
- N₁ Primeira falha superficial discernível visualmente, ou por meio de monitoração por *gages* adjacentes à posição do *hot spot*.
 - N₂ Primeira falha que provoque trinca passante na parede do(s) tubo(s), detectadas visualmente, ou por pressão de ar aplicada no interior da junta, ou ainda por monitoração por *gages*.
 - N₃ Fim do ensaio determinado por falha de larga extensão, limite do equipamento de ensaio, ruptura de algum membro, ou trinca superficial com aproximadamente 80% da superfície da junta.

O critério normalmente utilizado é N₂, por ser N₁ de difícil observação e ainda poder levar a estimativas de vida em fadiga com considerável margem de erro e dispersão. O valor N₃ não é geralmente utilizado pois supõe-se que a junta deva ser reparada muito antes desta falha ocorrer.

CAPÍTULO 3

ELABORAÇÃO DOS MODELOS DE ELEMENTOS FINITOS

3.1 INTRODUÇÃO

Com o objetivo de se obter uma coleção de formulações paramétricas para o cálculo dos FCT's de juntas tubulares soldadas simples tipos T e Y, utilizando-se como metodologia básica o MEF, algumas considerações devem ser feitas sobre o método e sobre as dificuldades e limitações na sua utilização.

A análise de tensões pelo MEF constitui-se em tarefa árdua e extensa, devendo ser cuidadosamente planejada com o objetivo de racionalizar os esforços: evitar erros e trabalhos desnecessários. Neste sentido, alguns aspectos são relevantes sumarizar

Deseja-se obter expressões para os FCT's que sejam funções dos parâmetros geométricos que definem as juntas. Para isto, um conjunto de malhas de elementos finitos, para as quais variam-se tais parâmetros, deve ser gerado, e uma nomenclatura própria escolhida, de forma a se identificar cada modelo e organizar os dados resultantes após os processamentos. Para cumprir esta tarefa foi desenvolvido um gerador automático de malhas (programa GERTUBO - Apêndice B), capaz de criar modelos de juntas com a geometria apropriada, em cada um dos casos a serem analisados.

Para cada modelo de junta processado pelo MEF, com o programa ANSY-PC, obtém-se dois resultados representativos: FCT₁ e FCT₂, respectivamente. Após o processamento de um conjunto de modelos de juntas, tem-se uma coleção de dados (FCT₁ e FCT₂ para cada junta) e, com eles, obtém-se as suas expressões paramétricas, por regressão.

É importante ressaltar que esse procedimento é realizado para cada carregamento aplicado às juntas, já definidos como Força no Plano (FN), Momento no Plano (MP) e um Momento Fora do Plano (MP), que podem ser vistos na *figura* 3.3. Um teste de convergência de malha típica também é realizado, de modo a se verificar a qualidade dos resultados obtidos.

3.2 CONSIDERAÇÕES GERAIS PARA A MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS.

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma técnica de análise estrutural já consagrada nos meios científicos, tendo obtido rápido desenvolvimento nos últimos anos. Uma detalhada descrição das técnicas e teorias relacionadas ao Método dos Elementos Finitos não se insere no escopo deste trabalho, estando ao alcance do leitor farta literatura especializada. Contudo, alguns aspectos sobre modelagem pelo MEF, envolvendo as juntas tubulares, devem ser abordados a fim de se ter presente as limitações inerentes ao procedimento de análise de tensões do presente trabalho.

O Método dos Elementos Finitos é, possivelmente, a única metodologia factível na análise de juntas tubulares soldadas, por serem estas, estruturas com comportamento local substancialmente intrincado de modo a inviabilizar um confiável tratamento por modelos analíticos convencionais.

Os elementos de placa plana são largamente aplicados no cálculo das juntas tubulares, podendo, no entanto, introduzir erros na descrição da geometria da junta. Também, o acoplamento existente entre os esforços de membrana e os de flexão não são geralmente introduzidos na sua formulação. Por estes motivos, pode ser eventualmente mais adequada a utilização de elementos curvos, de formulações mais sofisticadas.

O mais amplamente difundido, no entanto, é a utilização de elementos de placa cuja formulação pré supõe a hipótese de Kirchoff da teoria simples de cascas finas. Em particular, considerando-se que o cordão de solda não é efetivamente simulado em um modelo de placas planas, o estado tridimensional da tensão, na região de intersecção, não é representado em toda a sua essência real. No modelo, flexões locais espúrias nas paredes dos membros podem ocorrer, além do possível aparecimento de incompatibilidades nas componentes de deslocamentos. Em geral, são feitas recomendações para que o cálculo do FCT seja realizado por extrapolações das tensões calculadas a uma certa distância da linha de intersecção.^[1,26]

Com a intenção de contornar o possível problema das flexões espúrias locais na intersecção modelada com elementos de placa, o que pode levar a diferenças significativas entre os valores de tensões

calculadas e observadas na prática, encontram-se, ainda, recomendações no sentido destes elementos não serem utilizados para juntas tubulares nas quais o valor de β seja superior a 0.8. Para tais casos, a bibliografia recomenda a utilização de elemento sólidos.¹¹

Pode-se utilizar de elementos sólidos para melhorar a modelagem na região de intersecção entre os tubos primário e secundário, ou até utilizá-los para modelar toda a junta. No entanto, estes elementos se mostram ineficientes para situações de flexão muito localizada. Com a utilização de elementos sólidos contudo, poder-se-á superar em grande parte os problemas associados aos elementos de placa na região de intersecção das juntas, sendo aqueles, essenciais para determinadas aplicações, tais como o estudo da mecânica das fraturas de pequenos defeitos na junta. É importante salientar, no entanto, os altos custos envolvidos em análises extensivas utilizando-se destes elementos.

Uma maneira eficiente e menos custosa para a aplicação dos elementos sólidos na modelagem de juntas tubulares, reside em combiná-los com os elementos de placa, de forma a estes serem utilizados tão somente para modelar porções mais distantes da intersecção, restando para os elementos sólidos apenas a tarefa de modelar o cordão de solda e proximidades.

Como uma tentativa de melhorar a performance na flexão de elementos sólidos, algumas técnicas tais como a dos *modos incompatíveis* são freqüentemente utilizadas. Embora esta técnica possa melhorar o desempenho dos elementos em problemas simples, para casos de geometrias mais complexas, a convergência da malha pode não ser satisfatoriamente garantida.

Por fim, muitos dos problemas discutidos até aqui podem ser grandemente reduzidos se formulações de ordem mais elevadas (quadrática ou maior) forem utilizadas, tornando menos necessários os outros artifícios para melhorar a performance dos elementos.

A elaboração da malha de MEF tem uma importante influência na precisão e qualidade dos resultados. Um princípio já conhecido do MEF é que a convergência para a solução exata é gradualmente atingida pela diminuição progressiva do tamanho dos elementos e, portanto, uma solução mais precisa é obtida quando menores elementos são utilizados. Existem, no entanto, muitas estratégias de convergência que podem ser adotadas, incluindo o refinamento uniforme ou não uniforme da malha,

ou mesmo variantes que envolvam elementos de diferentes ordens polinomiais ou combinações destas alternativas. A malha final escolhida para análise, contudo, deve ser um compromisso entre as necessidades de precisão dos resultados e do desejável baixo custo, geralmente conflitantes.

Neste contexto, alguns aspectos básicos quanto ao custo envolvido na modelagem, devem ser observados:

- (a) O custo geralmente aumenta com o número de elementos, com sua sofisticação e com o número de graus de liberdade.
- (b) Um menor número de elementos mais sofisticados pode fornecer um melhor resultado (custo/benefício) que um grande número de elementos menos sofisticados. Cabe ao projetista avaliar e decidir pela melhor proposta.
- (c) Uma grande parte do custo de uma análise pelo MEF deve-se à preparação de dados das malhas. Programas visando a automatização deste processo podem ser convenientes.
- (d) Testes com modelos ou protótipos podem ser menos custosos que a análise pelo MEF.

Por fim, muitas orientações podem ser obtidas de trabalhos e artigos publicados em veículos especializados, onde resultados de análises semelhantes, utilizando o MEF, são comparados com testes em laboratório de modelos ou protótipos de juntas tubulares soldadas.

A fim de se obter uma análise econômica, técnicas de simetria e anti-simetria devem ser observadas por ocasião da elaboração do modelo. Condições de contorno apropriadas (*figura 3.1*), aplicadas aos planos de simetria, podem reduzir pela metade, um quarto ou um oitavo, o tamanho do modelo.

Métodos envolvendo as técnicas de subestruturação ou super elementos podem resultar em economia adicional se uma determinada parte do modelo (subestrutura) puder ser utilizada mais que uma única vez dentro da análise. Dividir a malha de MEF em subestruturas, as quais não serão utilizadas mais que uma única vez, não resulta em redução do trabalho, economia, ou na otimização da capacidade de armazenamento da máquina. Para o casos de utilização desta técnica, cuidados especiais devem ser tomados para assegurar a compatibilidade entre diferentes elementos na interface dos superelementos.⁽²⁵⁾

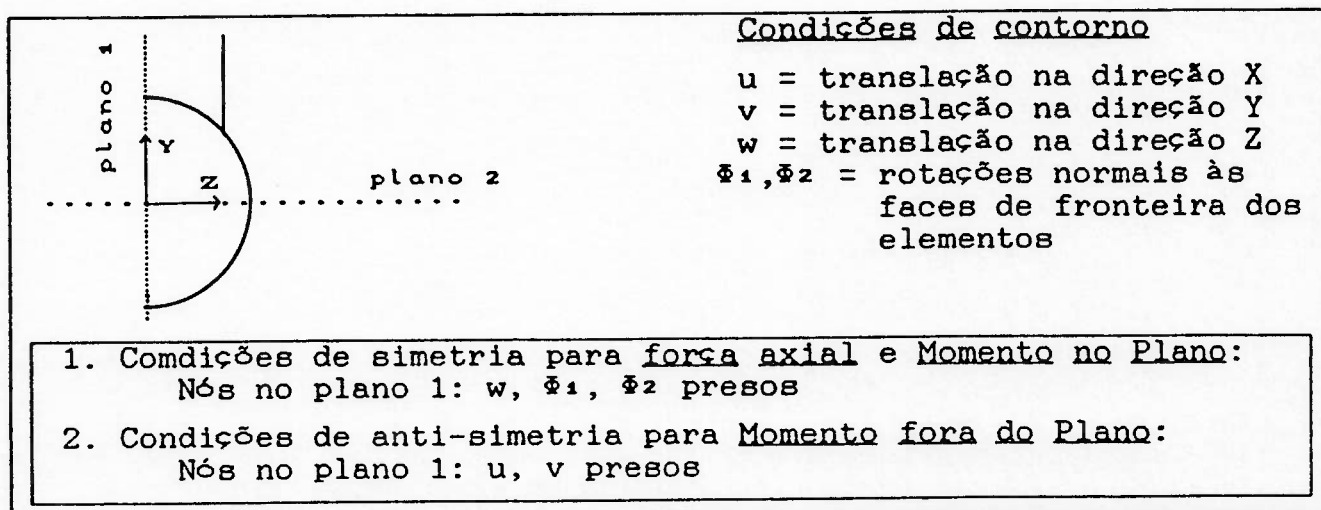


figura 3.1. - Esquema geral das condições de contorno para os modelos de Elementos Finitos de placa das Juntas Tubulares para condições de simetria e anti-simetria.

3.3 MODELAGEM DE JUNTA TUBULAR SOLDADA, UTILIZANDO-SE DE ELEMENTOS FINITOS DE PLACA

Para proceder à investigação dos FCT's para um número elevado de modelos de juntas, elaborou-se neste trabalho várias malhas de Elementos Finitos, nas quais foram utilizados elementos de placa.

A modelagem por Elementos Finitos que objetiva idealizar a realidade, introduz limitações decorrentes (conforme já mencionado) da formulação do elemento e das hipóteses nela envolvidas, do tamanho do modelo elaborado, bem como do grau de refinamento da malha, das condições de contorno, do tempo de processamento, etc.

Neste trabalho, o programa utilizado para a análise das juntas soldadas foi o ANSYS-PC/LINEAR, versão 4.3A, por ser este um software moderno e já consagrado, além da disponibilidade de uma versão para máquinas do tipo PC386. O elemento empregado foi o STIF 63 - elemento de placa plana - com quatro nós em seus vértices, seis graus de liberdade por nó (três deslocamentos e três rotações), isoparamétrico e com modos incompatíveis, podendo, ainda, ser reduzido à elemento triangular com as mesmas características. As coordenadas locais do elemento são definidas segundo sua incidência (veja figura 3.2), com eixos (X) e (Y) contidos no seu plano. O eixo (X) tem a direção da

reta que une os nós I e J, o eixo (Y) à 90° deste e no mesmo plano. O eixo (Z) faz 90° com o plano do elemento, sendo este de orientação positiva na direção da sua incidência (utiliza-se para os nós I, J, K, L a regra da mão direita).

A representação de um elemento de placa plana considera sua resposta à flexão, basicamente, pelo plano da meia espessura, analogamente ao que é feito com o elemento de viga, que é representado por uma linha (eixo neutro ou linha elástica da viga). Por este motivo, o cordão de solda fica representado apenas por uma linha poligonal de intersecção entre os tubos, com conseqüências já discutidas. No capítulo 5 é desenvolvido um modelo de Elementos Finitos de estado plano de deformação, no intuito de se averiguar os efeitos relativos à utilização dos modelos representando as meias espessuras das paredes dos tubos.

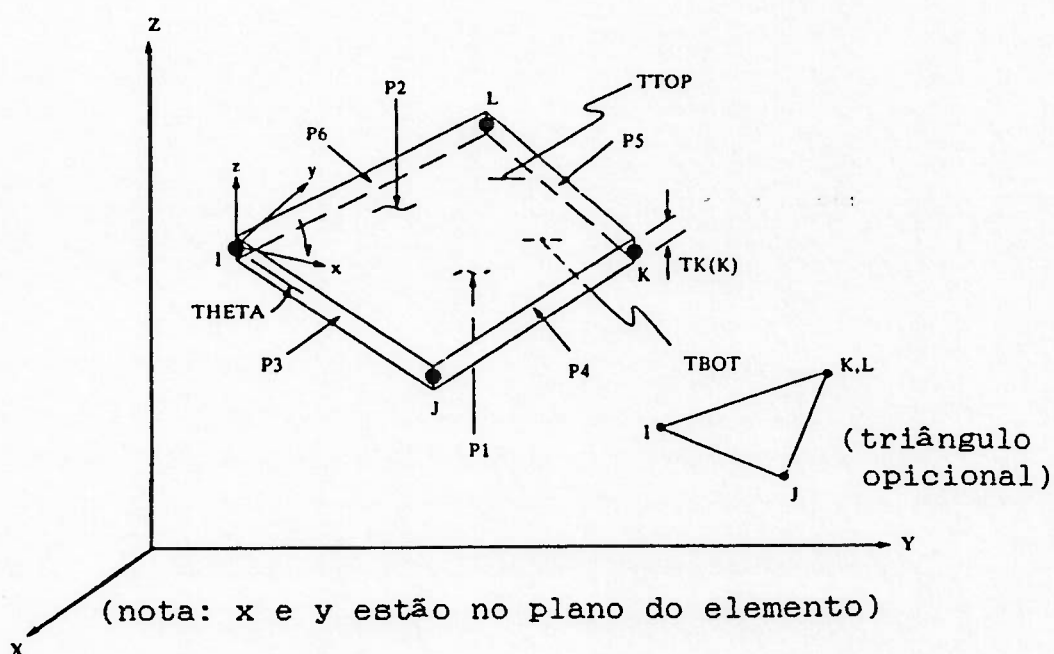


figura 3.2 - Esquema do elemento de placa do programa ANSYS (STIF 63), utilizado para a elaboração dos modelos das juntas

3.4 CARREGAMENTOS E CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA OS CASOS ANALISADOS

Com o objetivo de se desenvolver formulações paramétricas para os FCT's, deve-se estabelecer quais os carregamentos e as condições de contorno a serem aplicadas aos modelos. Com a utilização de um programa dedicado à geração de malhas (GERTUBO), os dados referentes

aos carregamentos e às condições de contorno são gerados automaticamente e armazenados juntamente com todos os outros dados que definem a malha (arquivo DADOS.ANS). Veja Apêndice B.

Considerando-se que uma junta tubular em operação está sujeita a toda sorte de carregamentos, e também que na análise de tensões pelo MEF tem-se, como hipótese básica, a linearidade do comportamento da estrutura, deve-se eleger um conjunto de cargas para as quais serão calculadas as tensões. Estas cargas devem possibilitar, através de uma combinação linear, a obtenção de um carregamento qualquer que, supostamente, esteja ocorrendo na junta em operação. Para isto, escolheu-se como representativos, os carregamentos de Força no Plano (FN), Momento no Plano (MP) e Momento Fora do Plano (MF), que estão mostrados na *figura 3.3*. Estas cargas, introduzidas nos modelos de Elementos Finitos através de forças nodais, devem resultar em tensão nominal unitária ao longo, no tubo secundário, de forma a atender a especificação de cálculo dos FCT's.

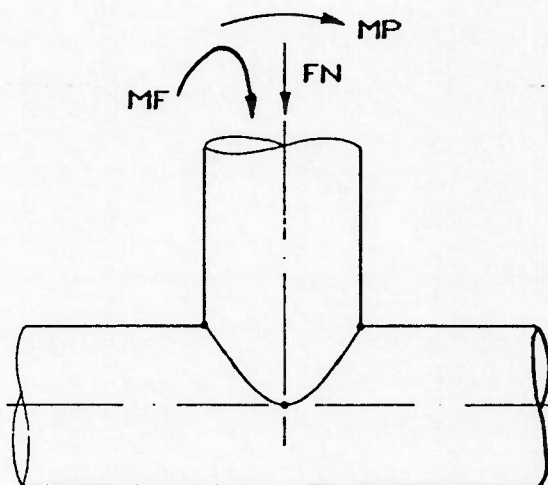


figura 3.3 - Esquema geral de aplicação de cargas (MP, MF, FN), utilizado nos modelos de juntas calculadas pelo MEF.

Com relação às condições de contorno nas extremidades dos tubos primários, optou-se, neste trabalho, pelo engastamento nos 81 casos calculados, tendo-se em vista a facilidade da modelagem.

Em análise destas juntas pelo MEF (ou mesmo experimentalmente), é muito difícil simular as verdadeiras condições de contorno atuantes em uma junta em operação. Gibstein analisou um lote de juntas tubulares

tipo T e concluiu que, para os casos de carga FN, a diferença existente entre os resultados obtidos, para um modelo com extremidades do primário engastadas e apoiadas, é da ordem de 5%. Para os outros casos de carga (MF e MP), Gibstein concluiu não haver praticamente diferenças.

Na referência [2], contudo, Gibstein sugere que a adoção de extremidades apoiadas para o tubo primário pode ser aconselhável, sobretudo por esta se apresentar uma opção mais conservadora.

3.5 PROGRAMAÇÃO DOS CASOS DE JUNTAS ANALISADAS.

Para proceder-se à derivação das fórmulas paramétricas dos FCT's para cada um dos três carregamentos já mencionados (Força no Plano, Momento no Plano e Momento Fora do Plano), deve-se escolher geometrias diferentes de juntas, dentro das faixas de variação dos parâmetros escolhidos para o estudo.

O procedimento se resume em, primeiramente, decidir-se quais parâmetros dimensionais serão escolhidos para descrever o comportamento do FCT. Em seguida, determina-se um planejamento de casos a serem analisados, cada um representando um modelo de elementos finitos de uma junta tubular com uma dada geometria, definida por um conjunto determinado de dimensionais.

Com o planejamento estabelecido, as malhas dos modelos de elementos finitos são elaboradas e estes modelos calculados, obtendo-se, assim, os *hot spots* e, portanto, as *tensões de hot spot*, das quais diretamente resultam os valores dos FCT's. Com estes dados em mãos, e observando-se o comportamento desses valores, faz-se a escolha da função a ser ajustada a eles. Logicamente, sendo o FCT função de várias variáveis, trata-se do ajuste de uma função com múltiplas variáveis. Para levar a cabo tal procedimento, deve-se abordar alguns aspectos importantes.

Primeiramente é importante que se defina as variáveis com as quais se promoverá os ajustes, para que sejam estas objetos de variação no decorrer das análises por Elementos Finitos. Normalmente, é de interesse que uma boa abrangência nas formulações seja obtida, à semelhança das formulações disponíveis na literatura, para juntas soldadas simples (T e/ou Y).^(1,2,7,10)

Julgou-se, portanto, baseado em estudos de atual interesse da indústria e pesquisa brasileira, restringir a variação apenas aos parâmetros β , τ e θ e fixar-se os parâmetros γ e α em valores com significado prático. Tais valores foram inspirados em estudos de uma classe de juntas, levados a cabo pela Fundação Brasileira de Tecnologia de Soldagem (FBTS), em conjunto com o CENPES/Petrobras e com o CENO - Centro de Estruturas Navais e Oceânicas do Departamento de Engenharia Naval da Escola Politécnica da USP.^[20] Tais estudos delineiam faixas de variação para os parâmetros β , τ e θ e também fixam os valores de γ e α de tal sorte a se obter juntas largamente aplicadas na construção *offshore* para a costa brasileira.

O domínio de validade das expressões de FCT_1 e FCT_2 dependem diretamente das faixas de variação de β , τ e θ e estão, neste presente estudo, basicamente concordantes com a grande maioria dos trabalhos constantes da bibliografia, sendo no entanto aqui, a variação de β mais restrita ($0.5 \leq \beta \leq 0.95$).

Dentro deste espírito, escolheu-se os dados básicos dos modelos a serem analisados, conforme mostra a *tabela 3.1*. Nela, pode-se ver os 81 casos planejados, onde são observadas as faixas de variação dos parâmetros escolhidos (β , τ e θ). Estes 81 casos estão divididos em 3 grupos de 27 casos, destinados aos três carregamento propostos.

β	θ		
	27°	60°	90°
0,50	■	■	
0,60	■	■	■
0,70	■		
0,80		■	■
0,95			■

OBS:

- i) para cada combinação da tabela ao lado, três relações de espessuras:
 $\tau = 0.32; 0.45; 0.60$
- ii) cargas aplicadas na extremidade do membro secundário, produzindo tensão de membrana máxima unitária.
- iii) membro principal com comprimento $L = 4,5 D$, ficando as extremidades engastadas.

tabela 3.1 - Programação dos casos de juntas a serem analisados

É ainda fundamental que se defina o tipo de função que se deseja obter para as formulações dos FCT 's. Obviamente, o tipo adequado com o qual se deseja aproximar uma gama de valores, deve variar segundo a própria distribuição destes. Assim, deve haver uma função que melhor represente esta distribuição de pontos, de tal forma que a

investigação se resume em encontrar alguns poucos coeficientes, não obstante, observar-se na literatura uma certa variedade de funções utilizadas para a regressão de resultados experimentais.

A escolha deve, portanto, se basear no comportamento dos resultados experimentais, tentando-se reproduzir separadamente os efeitos de cada uma dos parâmetros, no valor final da função.

Gibstein^[2] sugere que o comportamento do FCT é crescente com τ e também pode ser bem descrito por este fator, elevado a uma potência, aparentemente próxima de um. Já o comportamento de β , em toda a sua faixa de variação ($0 \leq \beta \leq 1$), se mostra parabólico, apresentando um máximo para valores de β próximos de meio. Sendo a faixa de variação de β adotada neste trabalho de $0.5 \leq \beta \leq 0.95$, é razoável que se suponha uma função decrescente de FCT com β neste trecho. Desta forma, uma dependência também em forma de potência do FCT com β é bem aceita, devendo-se esperar um número negativo como seu expoente (resultado a se confirmar posteriormente com as regressões).

Portanto, baseado no que foi analisado, é conveniente que se utilize de uma formulação do tipo (veja apêndice A)

$$\text{FCT} = A \prod_{i=1}^n x_i^{b_i} \quad [3.1]$$

onde (x_i) são parâmetros adimensionais, em função dos quais se deseja obter a formulação do FCT, (b_i) os expoentes a serem encontrados e (A) uma constante que pode levar em conta a influência de eventuais parâmetros que não foram incluídos entre os (x_i). O valor de (n) depende do número de parâmetros incluídos na formulação.

Conforme já foi mencionado, os parâmetros $\alpha = (2L/D)$ e $\gamma = (D/2T)$ foram mantidos constantes, e para tal, o diâmetro D e a espessura T do tubo principal também foram mantidos constantes, enquanto o diâmetro d e a espessura t do tubo secundário foram variados. Para efeito de geração das malhas, também foi utilizado pelo programa GERTUBO a relação $L = 4.5D$ (veja Apêndice B). Os valores mantidos constantes foram $D = 863.6 \text{ mm}$ (diâmetro externo) e $T = 38.1 \text{ mm}$.

Portanto, os parâmetros utilizados na obtenção das formulações dos FCT's foram: a relação entre diâmetros externos dos tubos $\beta = (d/D)$, com D fixo; a relação entre as espessuras $\tau = (t/T)$, com T fixo; e o ângulo (θ) de inclinação entre os tubos. As formulações se

resumem, portanto, na forma geral mostrada em [3.2].

$$FCT = A (\text{sen } \theta)^{b_1} (\beta)^{b_2} (\tau)^{b_3} \quad [3.2]$$

para cada condição de carregamento (FN,MP,MF).

As faixas de variação utilizadas para os diversos parâmetros foram:

$$0.50 \leq \beta \leq 0.95 \quad [3.3]$$

$$0.32 \leq \tau \leq 0.60 \quad [3.4]$$

$$27^\circ \leq \theta \leq 90^\circ \quad [3.5]$$

Para a indentificação dos diversos casos, foi utilizado o seguinte código:

EEDDAACC

onde

EE: relação de espessuras τ x 100.

DD: relação de diâmetros β x 100.

AA: Ângulo de intersecção (θ) em graus.

CC: carregamento no secundário =

MP: Momento no Plano de simetria.

MF: Momento Fora do Plano de simetria.

FN: Força Normal.

Como exemplo ilustrativo tem-se, para um certo modelo: EEDDAACC = 325027MP, donde: $\tau = 0.32$, $\beta = 0.50$, $\theta = 27^\circ$ e, como carregamento, Momento no Plano.

3.6 GERAÇÃO AUTOMÁTICA DAS MALHAS.

Em uma análise estrutural pelo Método dos Elementos Finitos, a preparação dos dados de entrada é a etapa do processo que demanda os maiores esforços, sendo ela demorada, detalhada e por isso sujeita a muitos erros. No caso deste trabalho em particular, pelo fato de haver um número elevado de modelos a serem analisados, tornou-se necessário a automatização do processo, desenvolvendo-se um programa para microcomputador que tornasse a geração dos dados rápida e segura.

Foi elaborado, portanto, o programa GERTUBO que se encontra detalhado no Apêndice B. O programa GERTUBO gera as malhas para as

juntas tipo Y e T desejadas e, também, os dados de entrada para os programas de Elementos Finitos ANSYS-PC e/ou NAVSAP (versão do programa SAP IV utilizado no Departamento de Engenharia Naval da EPUSP), gerando inclusive dados para desenhos de pré-processamento, realizados aqui com a ajuda do programa NAVGRAF.⁽²⁴⁾ Estes desenhos podem ser vistos no Apêndice C e três destas malhas típicas são mostradas com detalhes no item 3.7.

Os dados de entrada para o GERTUBO são as características geométricas básicas da junta, tais como a relação de diâmetros externos dos tubos (β), a relação de espessuras (τ), o ângulo da intersecção (θ), etc. Os dados de entrada, as limitações, e o interfaceamento com o programa ANSYS, são mostrados no Apêndice B.

Como os modelos são gerados nas superfícies de meia espessura das paredes tubulares, fica evidente que a variação do parâmetro $\tau = t/T$ não influencia na geometria da malha, sendo estes valores (T e t) inseridos apenas como dados de entrada para o programa ANSYS.

Portanto, para os 81 modelos gerados, a configuração de suas malhas diferem apenas pelos parâmetros β e θ , sendo então necessários apenas 9 desenhos de malhas para identificá-los. Como pode ser visto no Apêndice C, a identificação dos desenhos é feita utilizando-se o código EEDDAACC (item 3.5), onde se aproveita apenas os índices DDAA. Um exemplo é o desenho da malha com código DDAA = 5027 que representa a geometria de todas as malhas com $\beta = 0.50$ e $\theta = 27^\circ$.

Finalizando, é importante salientar que para todos os modelos calculados, o programa GERTUBO gera o carregamento na extremidade do tubo secundário de forma a lá produzir uma tensão nominal unitária. Desta maneira, o valor máximo de tensão encontrado na região da intersecção da junta será o próprio FCT.

3.7 DESENHOS DE PRÉ-PROCESSAMENTO DE MALHAS TÍPICAS.

Com o objetivo de se obter as formulações para os FCT's, é necessário estabelecer um planejamento de casos a serem analisados, como visto no item 3.5 e especificado na *tabela* 3.2. Deste planejamento, em uma totalidade de 81 casos diferentes a serem calculados com o programa ANSYS-PC, escolheu-se, para efeito de ilustração, três, considerados típicos (*figura* 3.4).

CÓDIGOS*						DES.**
Nº	$\tau = 0.32$	Nº	$\tau = 0.45$	Nº	$\tau = 0.60$	
01	325027MP	28	455027MP	55	605027MP	1 5027
02	325027MF	29	455027MF	56	605027MF	
03	325027FN	30	455027FN	57	605027FN	2 6060
04	326060MP	31	456060MP	58	606060MP	
05	326060MF	32	456060MF	59	606060MF	3 9590
06	326060FN	33	456060FN	60	606060FN	
07	329590MP	34	459590MP	61	609590MP	4 5060
08	329590MF	35	459590MF	62	609590MF	
09	329590FN	36	459590FN	63	609590FN	5 6027
10	325060MP	37	455060MP	64	605060MP	
11	325060MF	38	455060MF	65	605060MF	6 6090
12	325060FN	39	455060FN	66	605060FN	
13	326027MP	40	456027MP	67	606027MP	7 7027
14	326027MF	41	456027MF	68	606027MF	
15	326027FN	42	456027FN	69	606027FN	8 8060
16	326090MP	43	456090MP	70	606090MP	
17	326090MF	44	456090MF	71	606090MF	9 8090
18	326090FN	45	456090FN	72	606090FN	
19	327027MP	46	457027MP	73	607027MP	
20	327027MF	47	457027MF	74	607027MF	
21	327027FN	48	457027FN	75	607027FN	
22	328060MP	49	458060MP	76	608060MP	
23	328060MF	50	458060MF	77	608060MF	
24	328060FN	51	458060FN	78	608060FN	
25	328090MP	52	458090MP	79	608090MP	
26	328090MF	53	458090MF	80	608090MF	
27	328090FN	54	458090FN	81	608090FN	

Obs: (*) CÓDIGO: EEDDAACC
onde:

EE: relação de espessuras (τ) x 100.
DD: relação de diâmetros (β) x 100.
AA: Ângulo de intersecção (θ) em graus.
CC: carregamento no secundário.

MP: Momento no Plano de simetria.
MF: Momento Fora do Plano de simetria.
FN: Força Normal.

(**) Identificação dos desenhos de pré-processamento (Apêndice C).

tabela 3.2 - Programação de corridas com o programa ANSYS-PC, para os 81 casos de juntas.

Todas as demais malhas são semelhantes, visto que os critérios geométricos utilizados para a discretização mantiveram-se para todos os casos, mediante a utilização do programa GERTUBO.

Sabe-se que o cuidado em se obter uma malha de Elementos Finitos a mais regular possível é desejável e, também, que elementos com fator de forma próximos da unidade são aconselháveis. Estes critérios, à medida do possível, foram observados. Também, o fato de as tensões nas proximidades da intersecção entre o primário e o secundário variarem mais rapidamente, justifica o refinamento das malhas nesta região.

Nas figuras 3.4.1 a 3.4.12 mostram-se os desenhos das malhas para estes três casos típicos (casos 19, 45 e 59 da tabela 3.2). Neles pode-se ver desenhos em perspectiva e também desenhos dos tubos primário e secundário expandidos (planificados).

Aspectos como a numeração de nós ou de elementos, não relevantes para o entendimento deste trabalho, não são, portanto, apresentados aqui. Contudo, tais numerações, para regiões das malhas próximas da intersecção, podem ser vistas nos desenhos do Apêndice C.

Vale ainda ressaltar que o programa GERTUBO gera arquivos de pré-processamento para o programa gráfico NAVGRAF^[24] e este, por sua vez, produz os desenhos de pré-processamento das malhas para monitor de vídeo, impressora ou ploter, de onde foram extraídas as figuras aqui apresentadas.

3.8 TESTE DE CONVERGÊNCIA DE UMA MALHA TÍPICA

O elemento de placa do programa ANSYS, que foi utilizado em todos os modelos calculados para a obtenção dos FCT's (STIF-63), é isoparamétrico e também dotado de modos incompatíveis na sua formulação, podendo-se, assim, conseguir melhores resultados com uma malha menos refinada. Contudo, tais elementos não convergem monotonicamente - o que acontece com elementos compatíveis - e, portanto, é conveniente que se realize um teste de convergência com o grau de refinamento da malha, para que se possa avaliar e validar a qualidade dos resultados.

Para a execução do teste, foi utilizado o caso 10 (325060MP), cujas características são $\tau = 0.32$, $\beta = 0.50$ e $\theta = 60^\circ$, com o carregamento Momento no Plano (MP). Foram processadas três malhas com

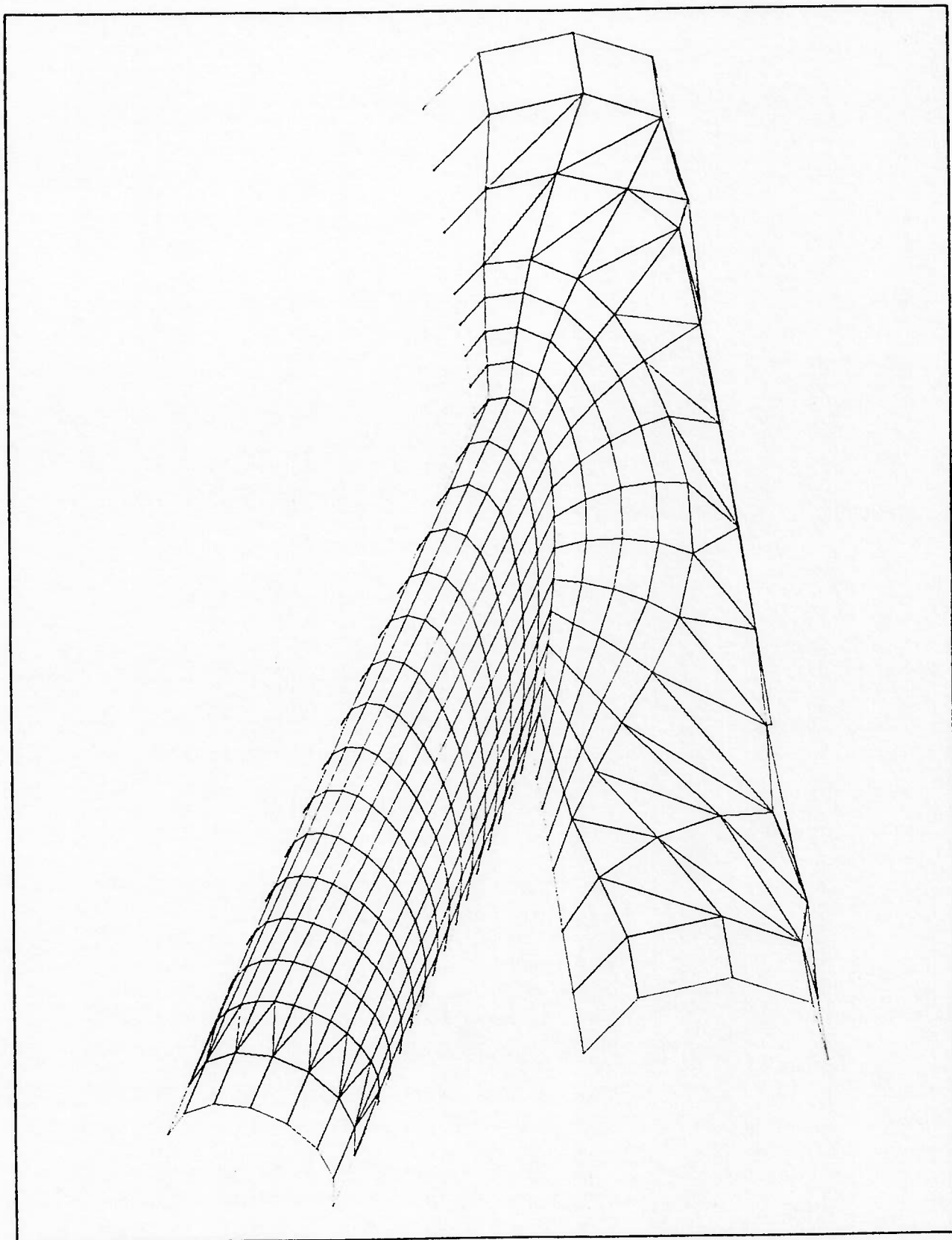


figura 3.4.1 - Caso 19 (MP327027) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.

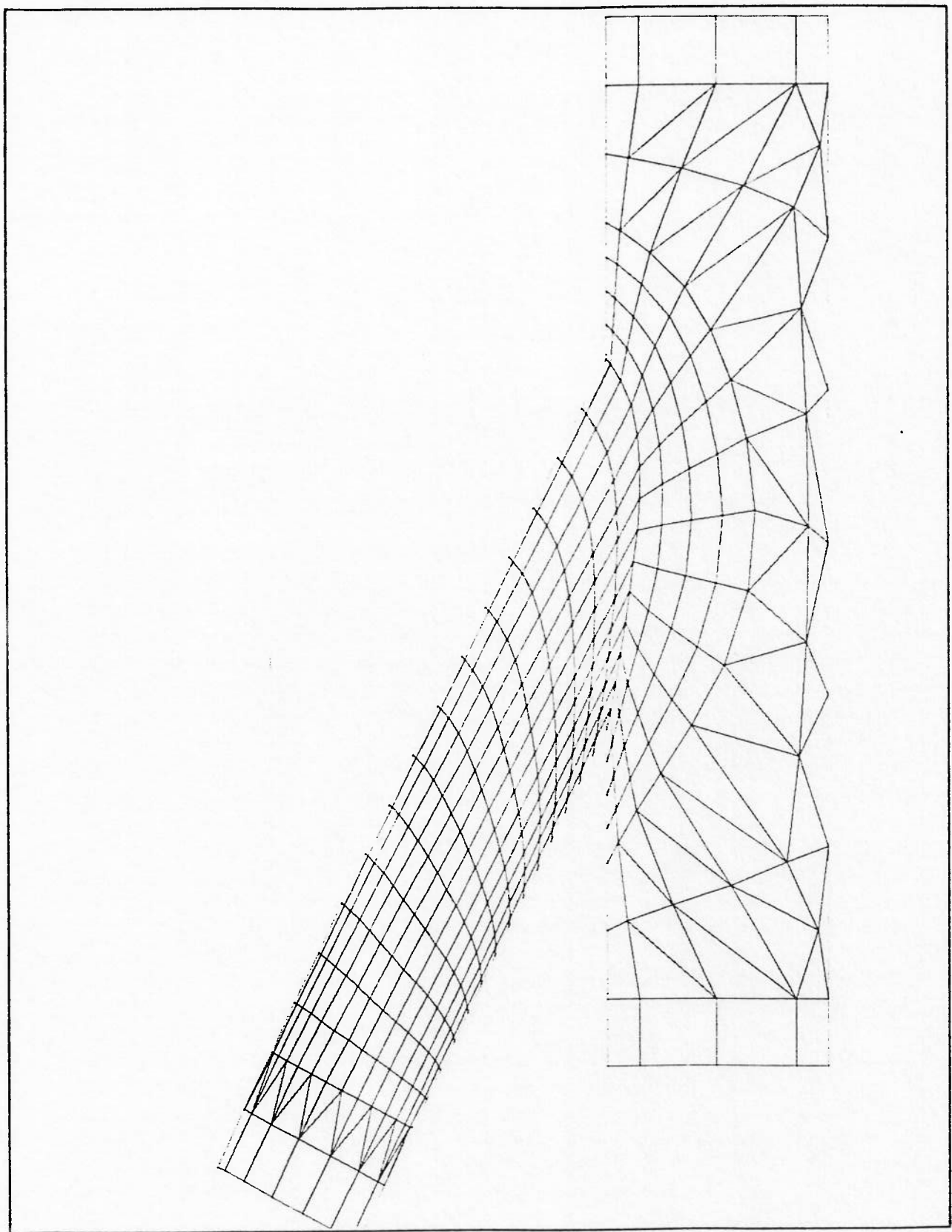


figura 3.4.2 - Caso 19 (MP327027) - Vista lateral do tubo principal e secundário juntos.

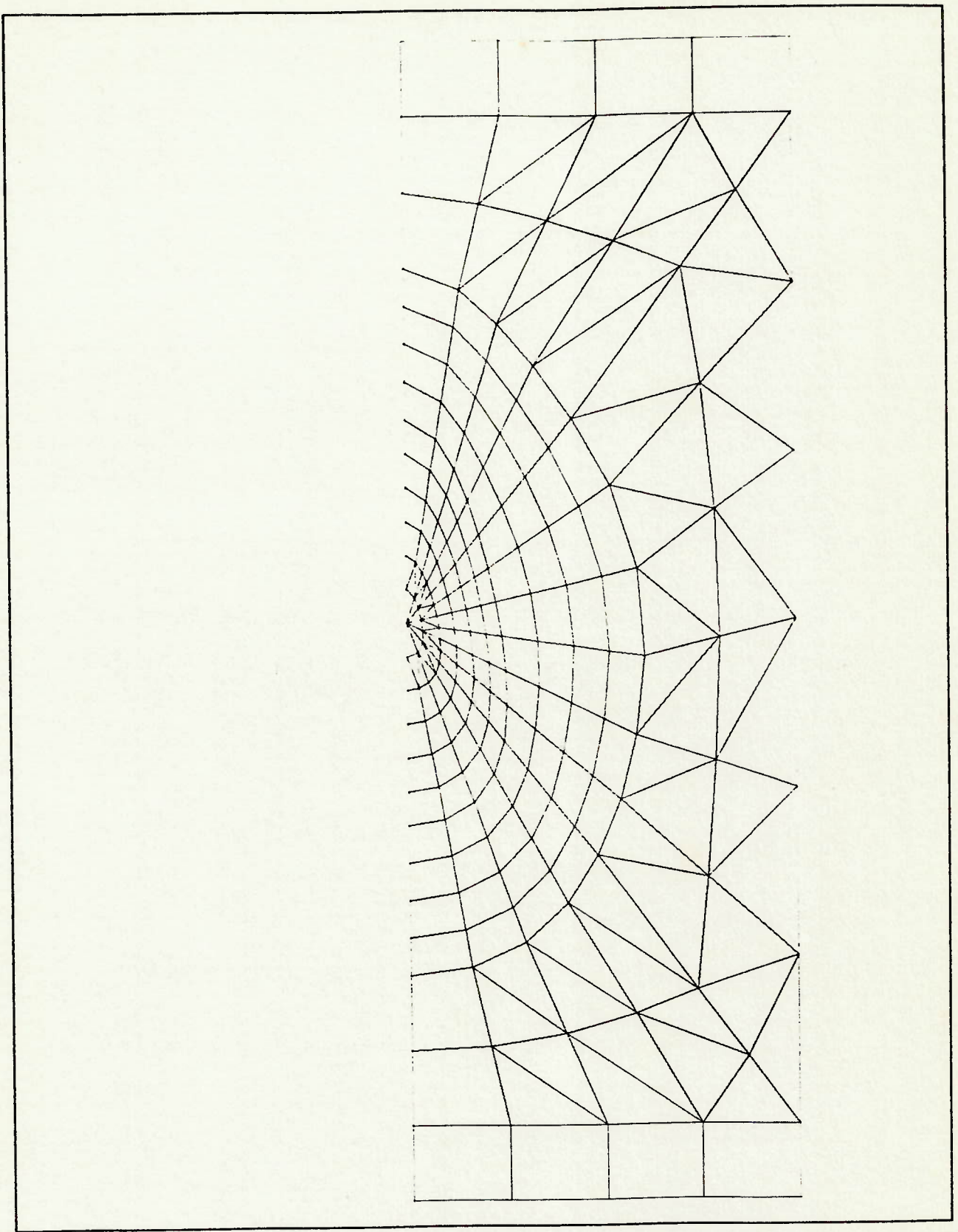


figura 3.4.3 - Caso 19 (MP327027)-Vista expandida do tubo primário.

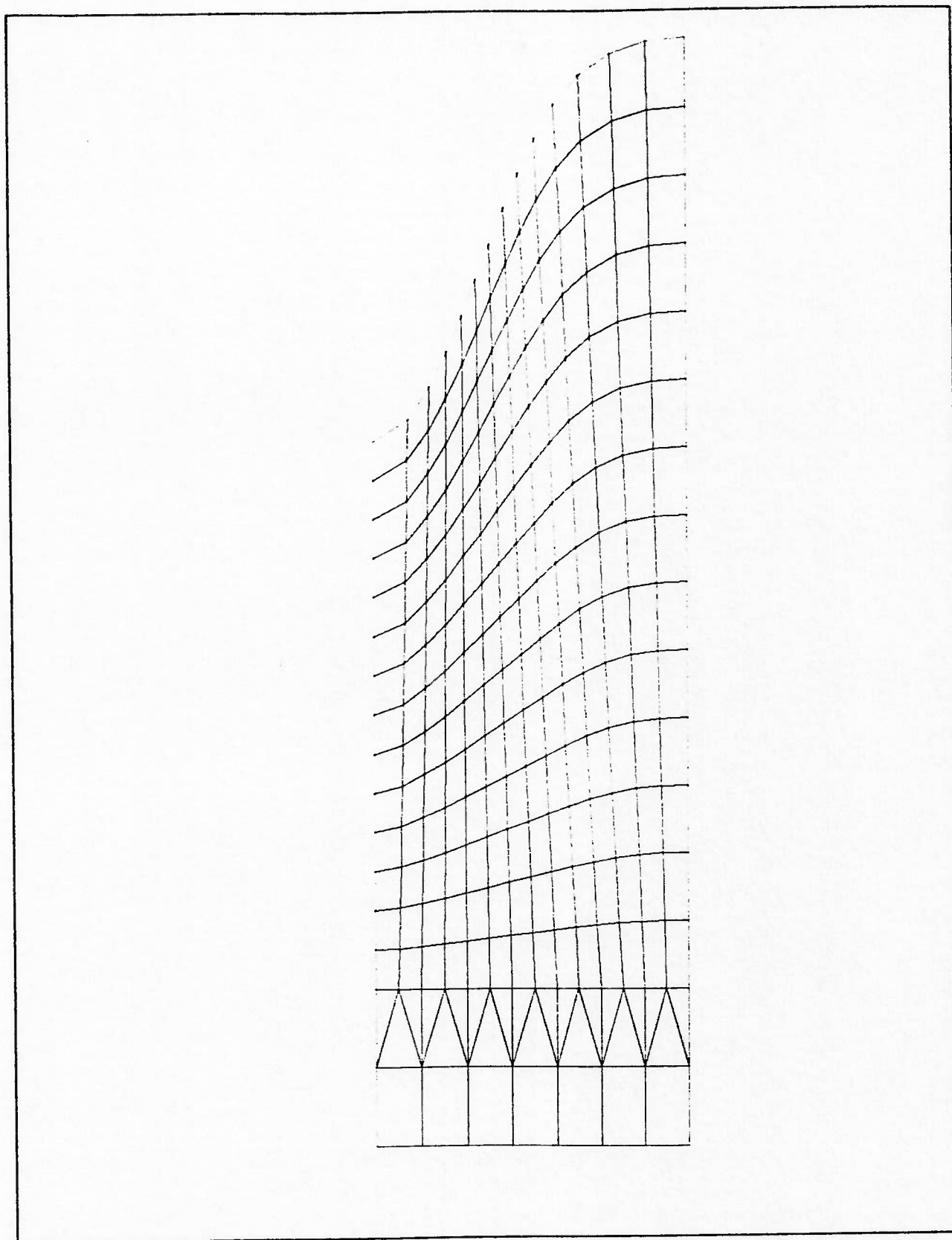


figura 3.4.4 - Caso 19 (MP327027)-Vista expandida do tubo secundário.

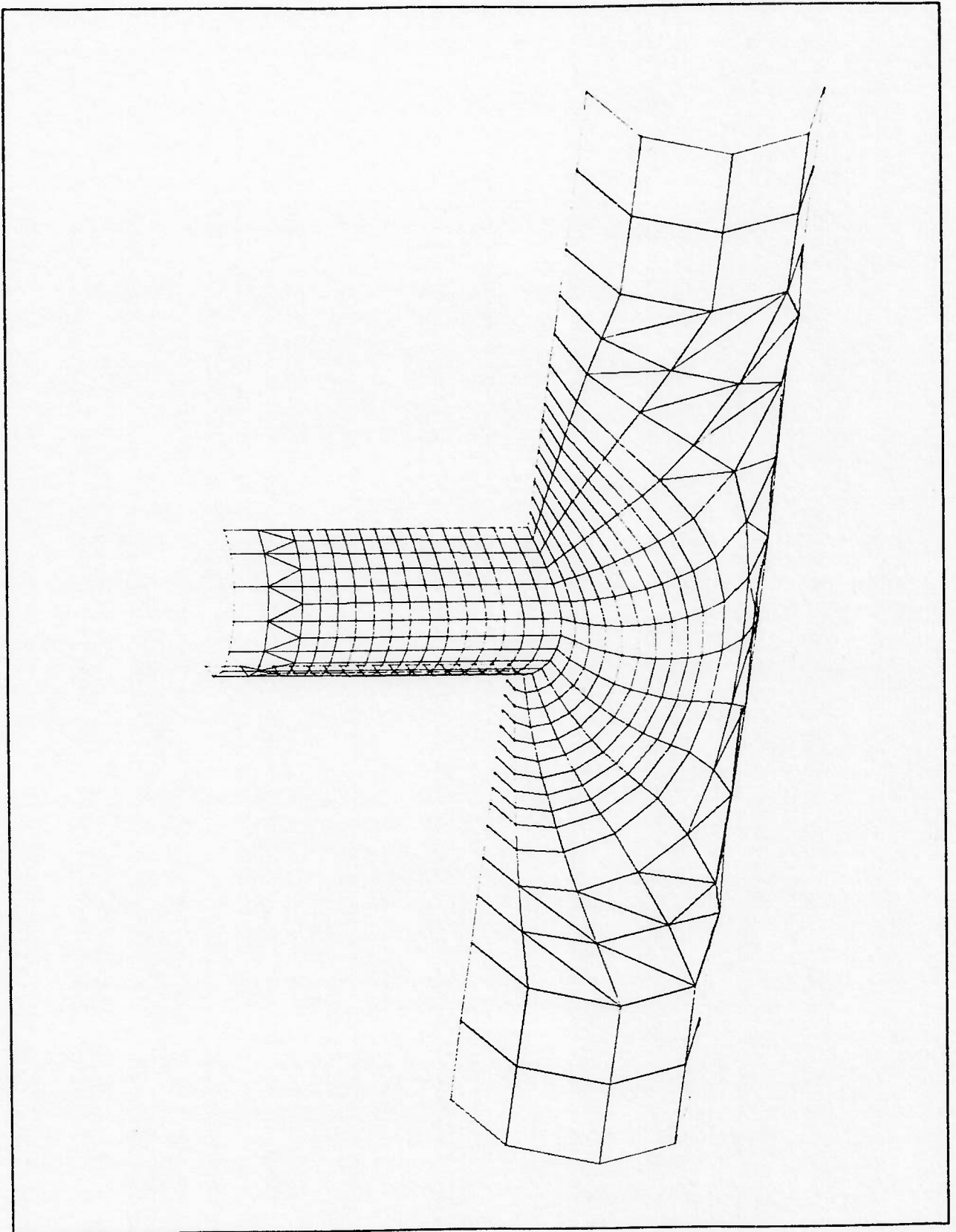


figura 3.4.5 *Caso 45 (FN456090) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.*

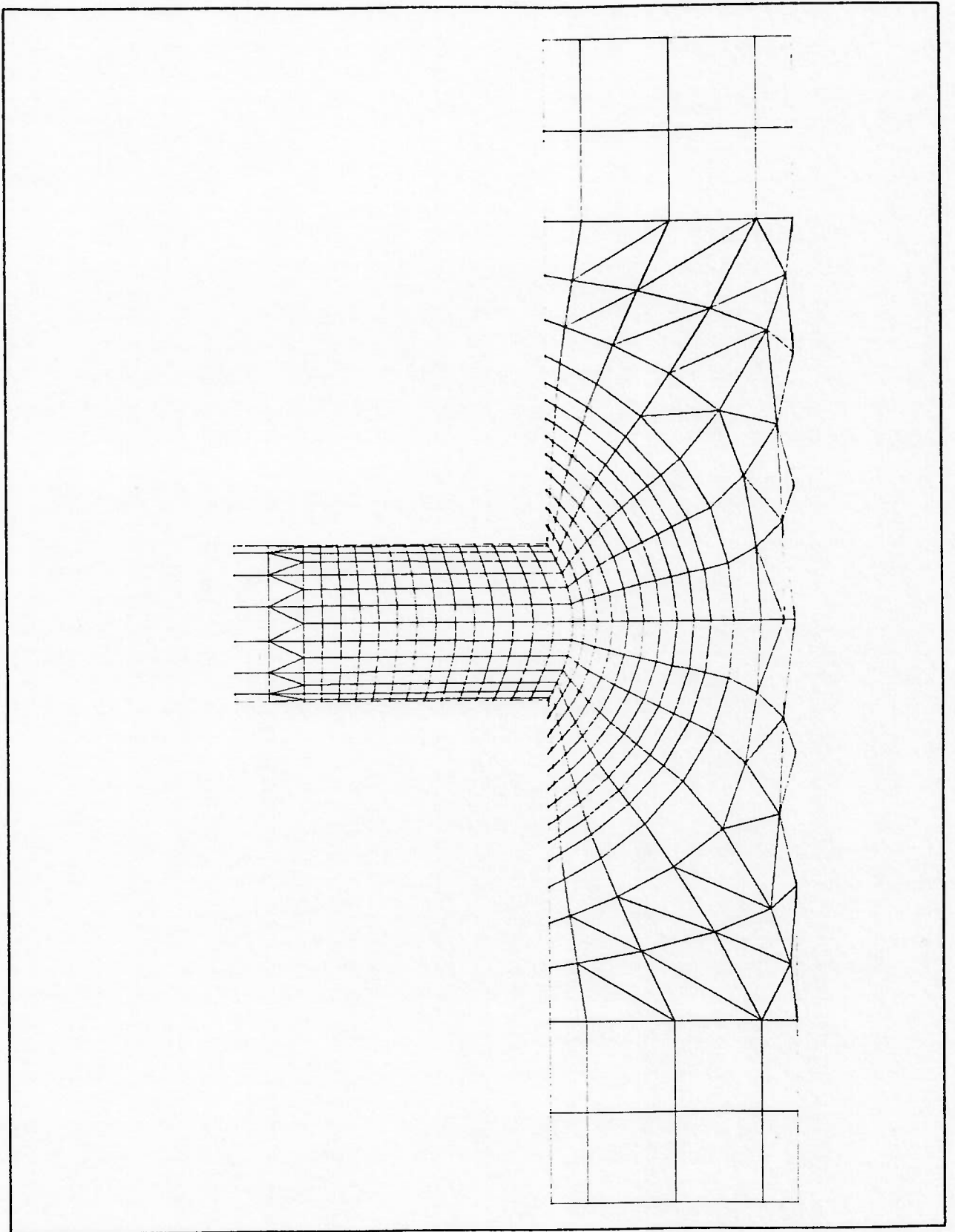


figura 3.4.6 - Caso 45 (FN456090) - Vista lateral
do tubo principal e secundário juntos.

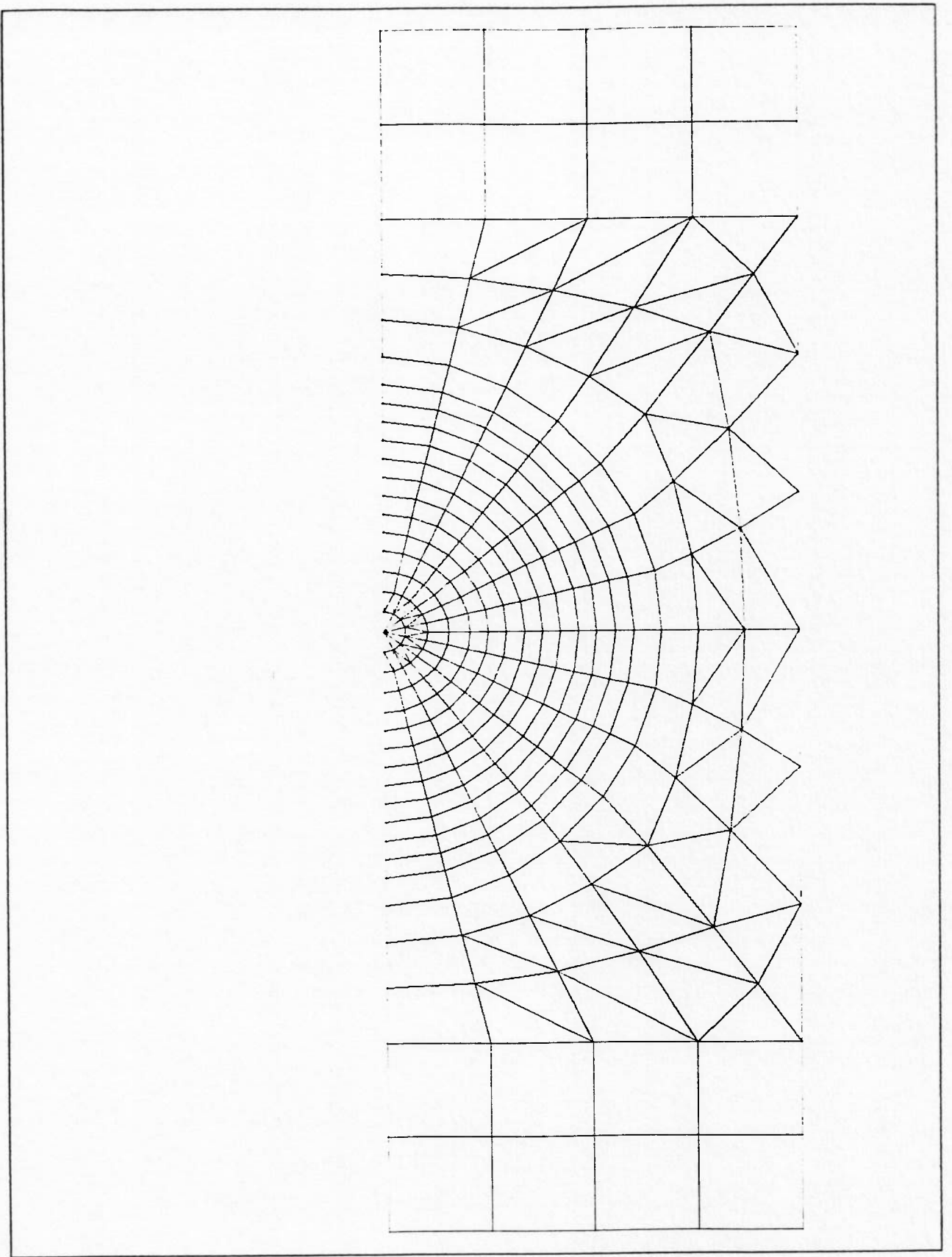


figura 3.4.7 - Caso 45 (FN456090) - Vista expandida do tubo primário.

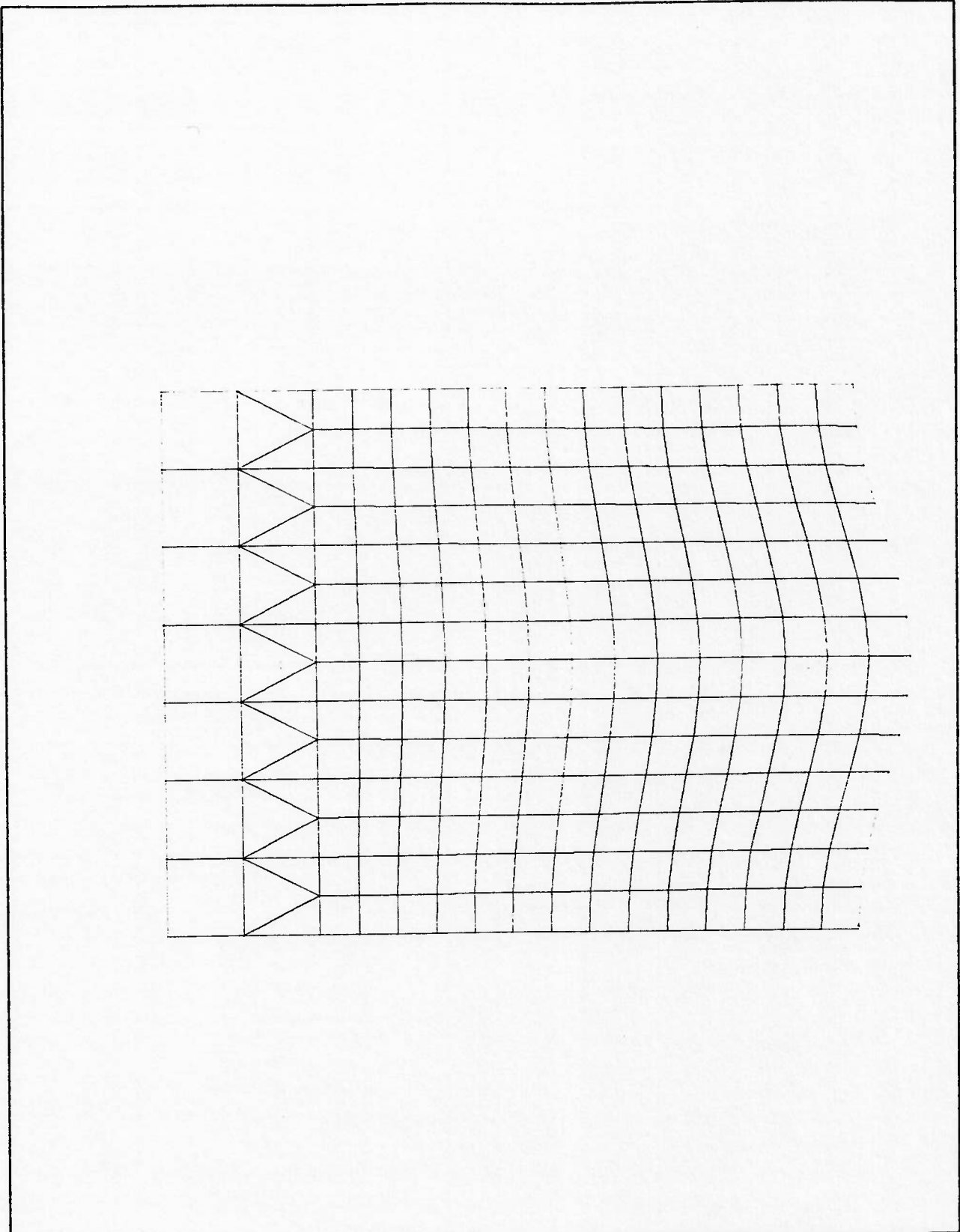


figura 3.4.8 - Caso 45 (FN456090)-Vista expandida do tubo secundário.

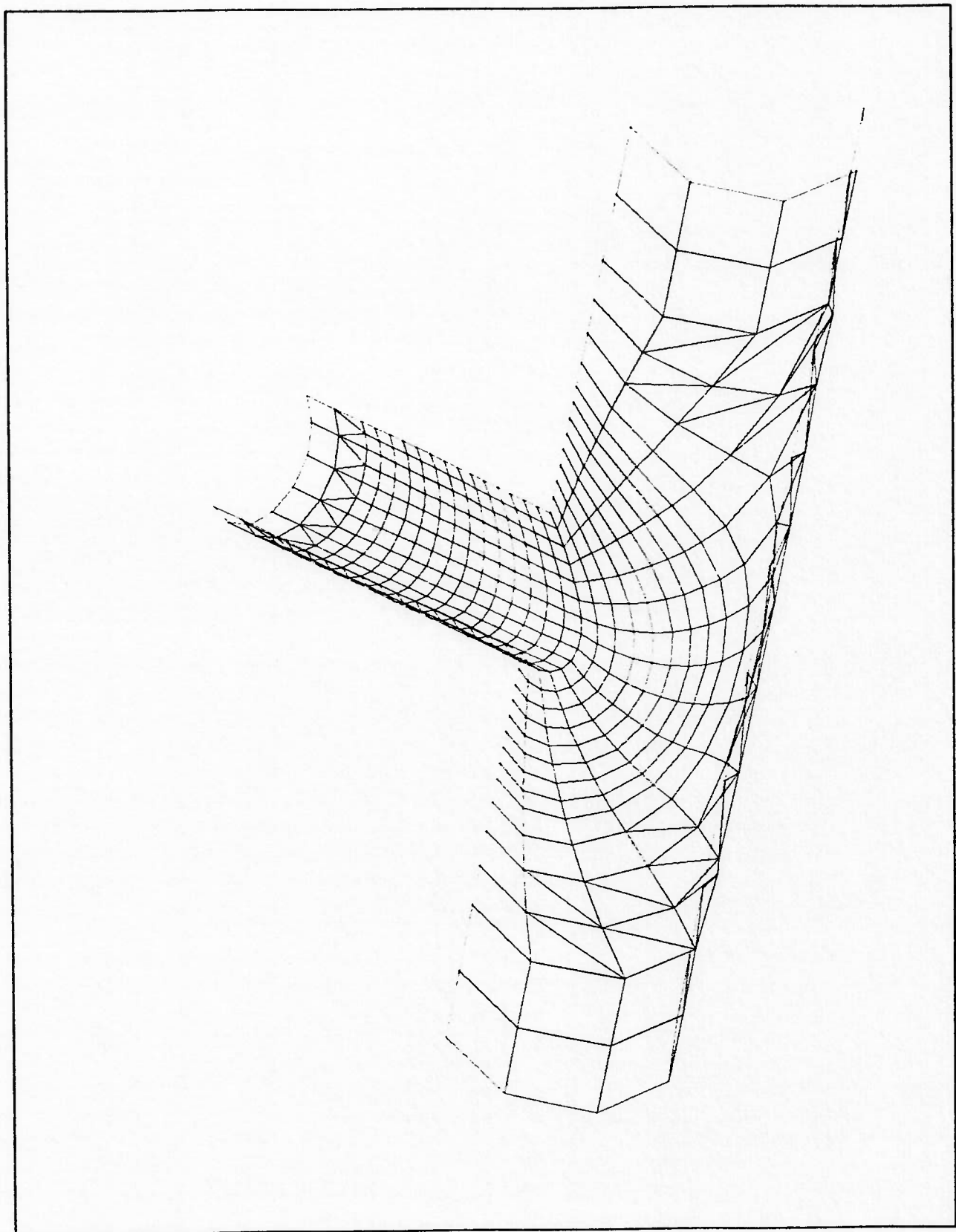


figura 3.4.9 - Caso 59 (MF606060) - Vista em perspectiva do tubo principal e secundário juntos.

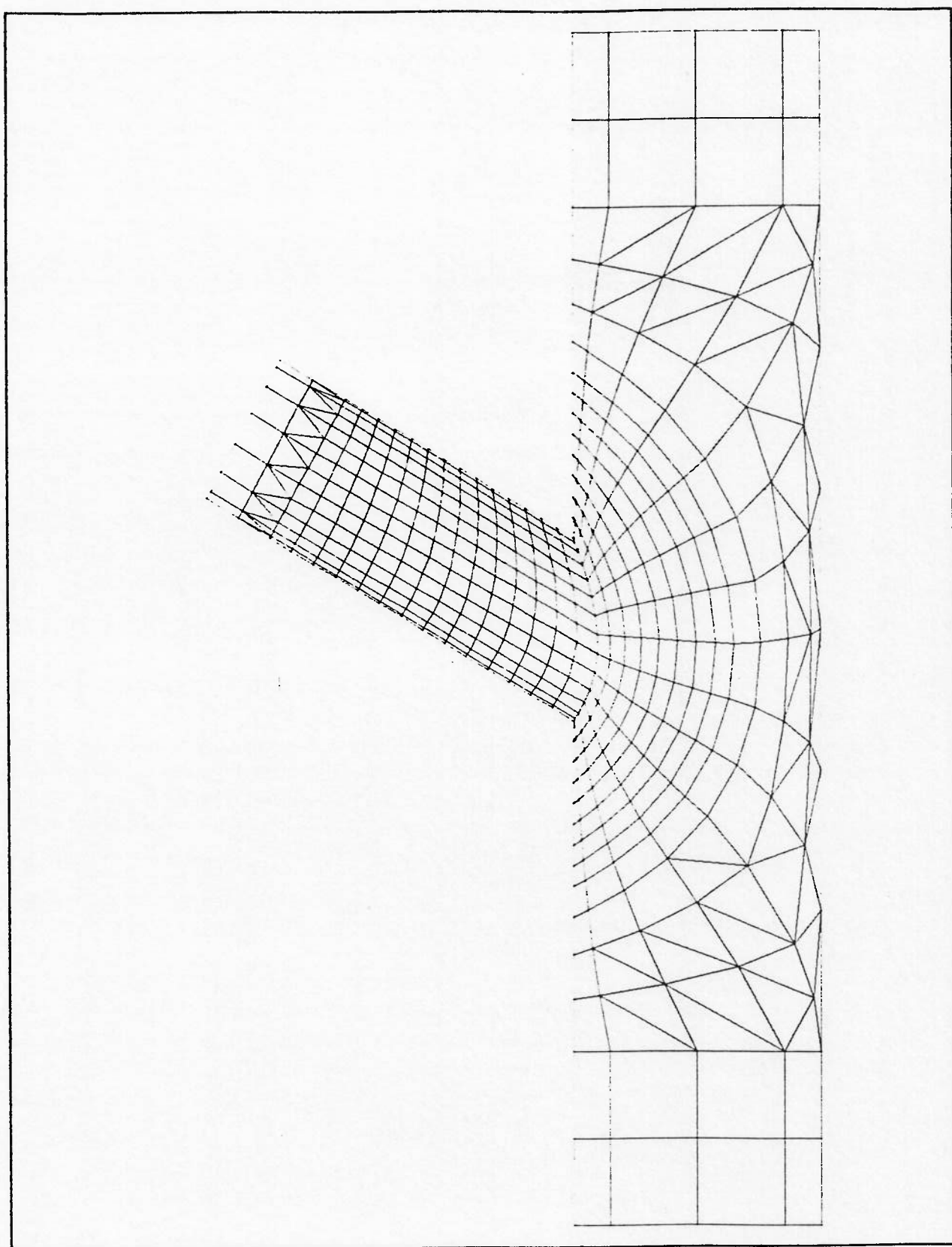


figura 3.4.10 - Caso 59 (MF606060) - Vista lateral do tubo principal e secundário juntos.

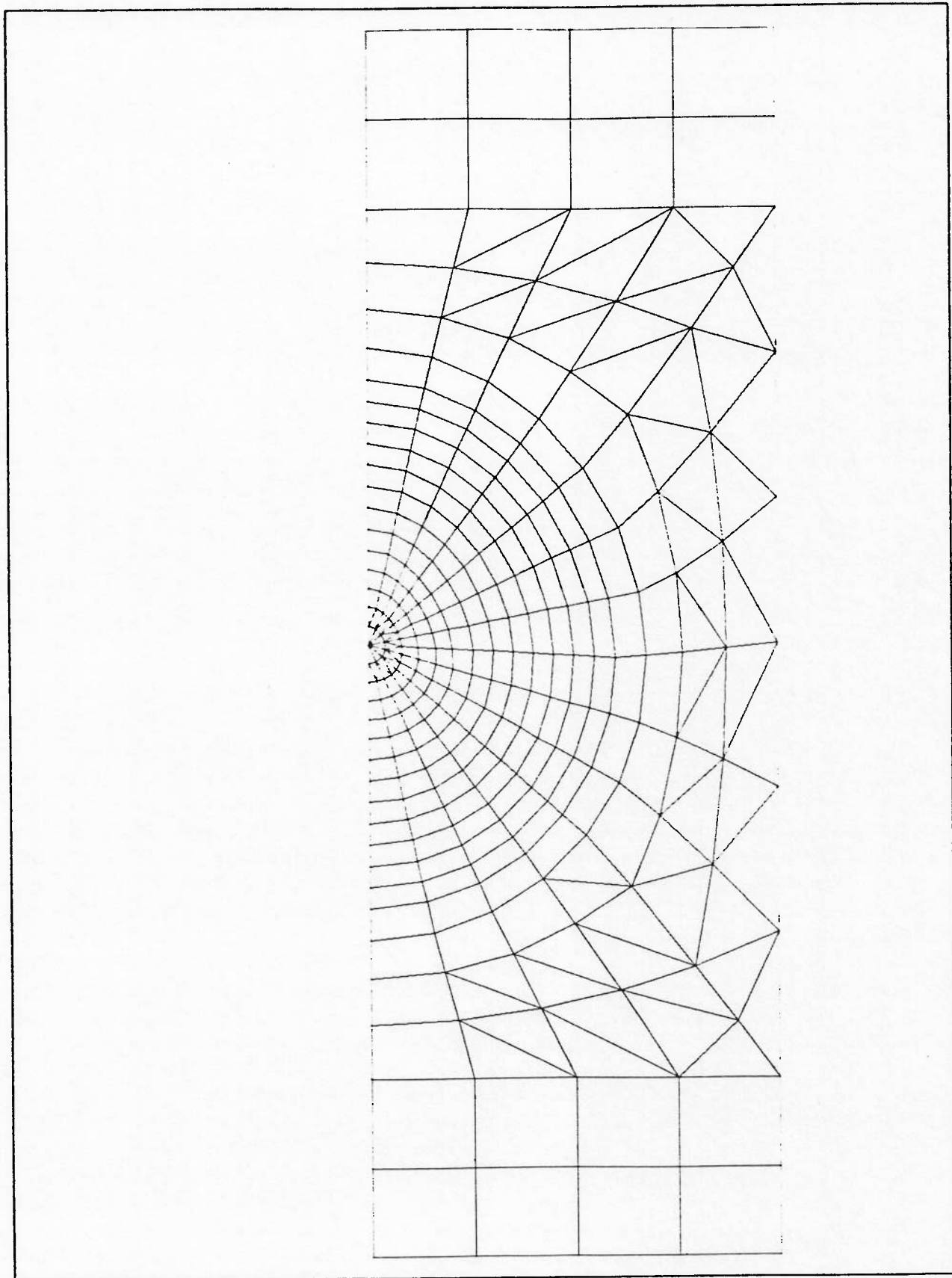


figura 3.4.11 - Caso 59 (MF606060)-Vista expandida do tubo principal.

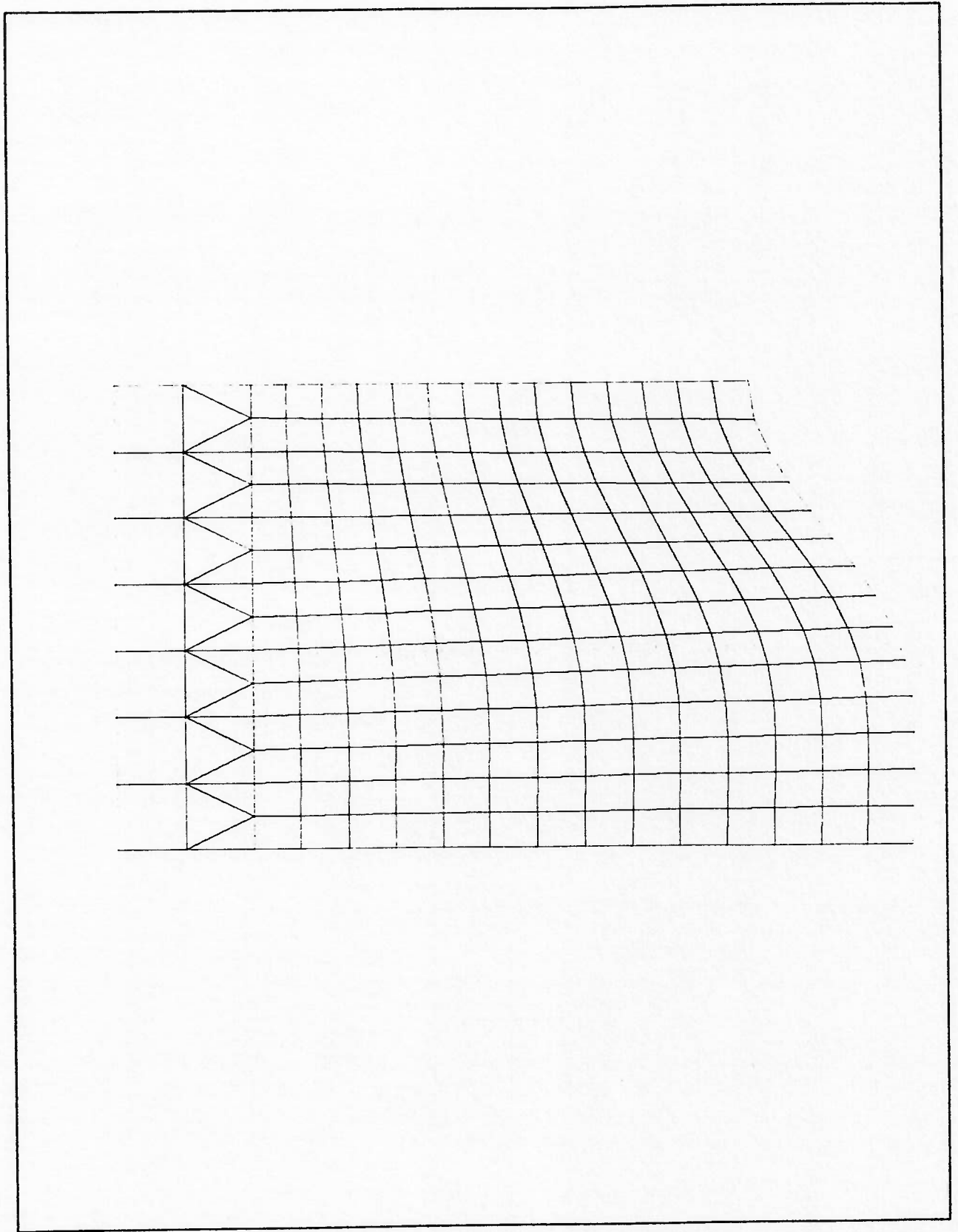


figura 3.4.12 - Caso 59 (MF606060)-Vista expandida do tubo secundário.

diferentes graus de refinamento. A primeira com 535 elementos e com 14 divisões (elementos) na linha de intersecção dos tubos; a segunda malha com 850 elementos e 18 divisões da intersecção; uma terceira malha com 1065 elementos e 20 divisões na intersecção (veja *tabela 3.3*). As três malhas foram calculadas com o programa de elementos finitos NAVSAP, instalado no computador BORROUGHS 7900 do Centro de Computação Eletrônica da Escola politécnica da Universidade de São Paulo (CCE/EPUSP).

O elemento de placa do programa NAVSAP é semelhante ao do programa ANSYS-PC, porém este primeiro não dispõe de modos incompatíveis na sua formulação, devendo portanto, apresentar basicamente convergência monotônica.

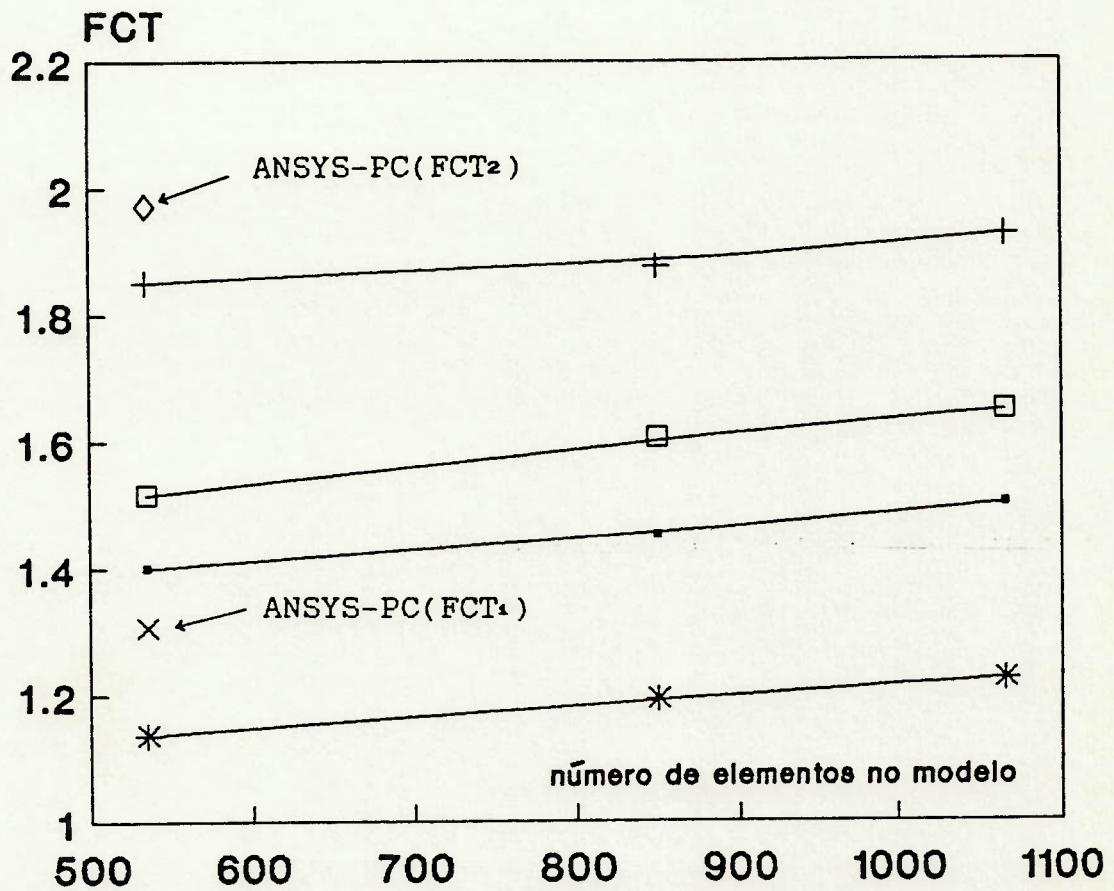
Como o elemento da placa do NAVSAP fornece como resultado as tensões no seu centro, faz-se necessário extrapolar estas tensões até a intersecção dos tubos principal e secundário, de modo a se obter valores máximos dos FCT's. As extrapolações foram feitas na direção perpendicular à linha de intersecção dos tubos, tanto para o FCT₁ como para o FCT₂.

Os resultados dos cálculos efetuados pelo programa NAVSAP para as malhas (com resultados extrapolados e não extrapolados), e também os resultados da malha com 535 elementos calculada pelo programa ANSYS-PC, estão mostrados na *tabela 3.3* e no gráfico da *figura 3.5*. Através da observação destes resultados, pode-se notar a convergência monotônica das malhas calculadas pelo programa NAVSAP, e também que a malha utilizada no cálculo realizado pelo programa ANSYS-PC (535 elementos e utilizando-se de modos incompatíveis), pode ser utilizada com confiabilidade, visto que o seu valor já se encontra próximo da tendência da convergência, e se mostra ainda melhor que o resultado da mesma malha (535 elementos) calculada pelo NAVSAP.

Vale ainda salientar que no programa ANSYS-PC, as tensões são fornecidas para os nós, não sendo necessário, portanto, cálculos de extrapolações como foi feito para o NAVSAP. Este fato vai contra a orientação encontrada na bibliografia, no sentido de que as tensões sejam observadas, no modelo, a uma certa distância da linha de intersecção primário/secundário. No entanto, pode-se observar pelo gráfico da *figura 3.5* que o comportamento da tensão de *hot spot* nesta região apresenta uma evolução suave e assintótica, não dando mostras

de grandes saltos, tampouco de divergências. Este fato pode também ser observado no item 4.3.2, que mostra a evolução das tensões para várias posições ao longo da linha de intersecção dos tubos primário e secundário, para três casos típicos.

GRÁFICO DEMONSTRATIVO DA CONVERGÊNCIA* MODELO JUNTA 10 (325060MP)



- FCT1 (s)
- +— FCT2 (s)
- *— FCT1 (n)
- FCT2 (n)
- X— FCT1 ansys
- ◇— FCT2 ansys

Valores obtidos da tabela 3.3, para tensão principal. Na legenda do gráfico, tem-se para extrapolação: (S/N)= Sim ou Não.
*Curvas feitas a partir do programa NAVSAP

figura 3.5 - Gráfico de evolução das tensões (convergência) em função do número de elementos dos modelos.

CASO	PROGRAMA UTILIZADO	Nº ELEM. TOTAL	DIVISÃO DA INTERSECÇÃO
A	NAVSAP	535	14
B	NAVSAP	850	18
C	NAVSAP	1065	20
D	ANSYS-PC	535	14

CASO		T E N S Õ E S					
		LOCAL		PRINCIPAL		EQUIVALENTE	
		FCT ₁	FCT ₂	FCT ₁	FCT ₂	FCT ₁	FCT ₂
A	N	1,134	1,449	1,136	1,516	1,047	1,352
	S	1,400	1,675	1,400	1,850	-	-
B	N	1,191	1,570	1,192	1,605	1,096	1,421
	S	1,450	1,910	1,450	1,875	-	-
C	N	1,222	1,618	1,223	1,647	1,122	1,463
	S	1,470	2,000	1,500	1,925	-	-
D	N	1,384	1,901	1,306	1,971	1,268	1,729
	S	-	-	-	-	-	-

S: utilizou-se extrapolação dos resultados
N: não utilizou-se extrapolação dos resultados

Observações:

- (1) O cálculo foi realizado de modo a se ter tensões de valor unitário ao longe, no secundário, Portanto, as tensões máximas são os próprios FCT's.
- (2) A coluna "DIVISÃO NA INTERSECÇÃO" discrimina o número de elementos existentes na intersecção dos dois tubos (primário e secundário). A importância deste número é esclarecida no item (3.9) - limitações do programa ANSYS-PC.
- (3) As tensões equivalentes para o programa NAVSAP não foram extrapoladas para a raiz da solda.

tabela 3.3 - Tabela comparativa de convergência de malha típica, onde utilizou-se o caso 10 (325060MP).

3.9 LIMITAÇÕES DO PROGRAMA ANSYS PARA MICRO COMPUTADORES.

Um programa de elementos finitos, quando de sua aplicação na análise estática, tem como primeira atribuição o cálculo dos deslocamentos da estrutura modelada (modelo discretizado) para os seus nós. Para tanto, deve-se resolver, basicamente, a equação matricial:

$$\{P\}=[K].\{\delta\} \quad [3.6]$$

onde:

[K] é a matriz de rigidez em coordenadas globais da estrutura discretizada (modelo).

{ δ } é o vetor deslocamento da estrutura e a incógnita do problema.

{P} é o vetor dos carregamentos externos, imposto ao modelo.

Obviamente que, por motivos operacionais e de custo, não se inverte a matriz de rigidez [K] para se obter a solução do sistema de equações algébricas. Métodos mais eficientes são utilizados para a solução da equação 3.6, tal como a fatoração da matriz [K]^[22].

A opção de se operar com matrizes de grande dimensão, totalmente alocadas na memória principal da máquina, tornaria um programa de elementos finitos para microcomputadores muito limitado. Para contornar este problema, o programa ANSYS-PC não se utiliza das matrizes por inteiro na memória do computador, mas sim, de um método baseado em um conceito que se denominou de *frente de onda* (*wave front*). Este método permite que a equação matricial da estrutura seja montada na mesma seqüência de numeração de elementos e, logo em seguida, seja resolvida. Isto é feito de tal maneira a excluir equações referentes a graus de liberdades que não serão mais necessários adiante no cálculo, e incluindo equações referentes a graus de liberdade de novos elementos. Desta maneira, não se limita a resolução de um modelo pelo seu tamanho (número de nós ou número de elementos) mas sim, pelo número de elementos com graus de liberdade interdependentes (máxima frente de onda).

A limitação, portanto, para elaborar uma malha com características básicas que pudesse ao mesmo tempo ser eficiente e

atendesse à restrição da frente de onda, levou à concepção de modelos do tipo mostrado no item 3.7, com 14 elementos na região da intersecção, obtendo-se desta forma, um número de equações máximo na frente de onda próximo ao limite de 200 (limitação da versão do programa ANSYS utilizada). Deve-se ainda ressaltar que, de modo a extrair o maior rendimento do programa, é de suma importância que se observem as características de simetria da estrutura (como já abordado no item 3.2).

CAPÍTULO 4

FORMULAÇÕES PARAMÉTRICAS DOS FCT'S

4.1 INTRODUÇÃO

Este capítulo tem por objetivo a análise dos resultados dos processamentos dos 81 modelos propostos no capítulo 3. Todas as malhas de Elementos Finitos, selecionadas no item 3.5, foram calculadas pelo programa ANSYS e, utilizando-se destes resultados (tensões de *hot spot*), obtiveram-se as formulações paramétricas para os FCT's, através de regressões apropriadas.

Primeiramente, aborda-se alguns aspectos teóricos das regressões (consolidados no Apêndice A) e, em seguida, apresenta-se os resultados obtidos, juntamente com as fórmulas para os FCT's. São, também, elaborados alguns desenhos de isotensão para três casos típicos de juntas e uma posterior análise das posições de ocorrência dos *hot spot*, para todos os 81 casos analisados.

Por fim, discorre-se sobre a validade das formulações obtidas, faz-se algumas observações e comentários gerais.

4.2 FUNDAMENTO TEÓRICO DA REGRESSÃO

Com o objetivo de se encontrar uma formulação que represente da melhor maneira possível o comportamento dos FCT's em função de um grupo de parâmetros independentes, fez-se uma regressão linear múltipla. Este tipo de regressão consiste em ajustar a função linear de n variáveis independentes^[23] do tipo

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = a + \sum_{i=1}^n b_i x_i \quad [4.1]$$

utilizando-se de algum critério com o qual se possa quantificar a qualidade do ajuste.

Como exemplo, faça $n = 1$:

$$f(x_1) = a + b_1 x_1 \quad [4.2]$$

e o problema se reduz ao ajuste de uma reta para um sistema de eixos ortogonal no plano.

Suponha-se, ainda para o mesmo exemplo, que existe um conjunto de dados experimentais tais que, para valores de \bar{x}_i , tem-se valores distintos de \bar{y}_i . Então, quanto menor for a somatória [4.3],

$$\sum_{i=1}^k [\bar{y}_i - f(x_{1i})]^2 \quad [4.3]$$

onde k é o número de pares (\bar{x}, \bar{y}) , melhor será o ajuste desses dados a uma função do tipo de [4.2].

Este é o método dos mínimos quadrados e pode, analogamente, ser aplicado a um conjunto de dados do tipo $(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$ independentes, para se ajustar uma função linear do tipo mostrado pela equação [4.1].

Para o ajuste dos FTC's, foi utilizada uma função do tipo

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = a x_1^{b_1} x_2^{b_2} \dots x_n^{b_n} \quad [4.4]$$

onde, aplicando-se o logaritmo natural, nos dois lados da equação [4.4], obtém-se:

$$\ln [f(x_1, x_2, \dots, x_n)] = \ln a + \sum_{i=1}^n b_i \ln x_i \quad [4.5]$$

ou:

$$F(X_1, X_2, \dots, X_n) = A + \sum_{i=1}^n b_i X_i \quad [4.6]$$

onde foi feito

$$\ln f(x_1, x_2, \dots, x_n) = F(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad [4.7]$$

$$\ln a = A \quad [4.8]$$

$$\ln x_i = X_i \quad [4.9]$$

podendo-se, então, proceder a uma regressão linear múltipla.

No apêndice A está detalhado um algoritmo de regressão linear múltipla em potência, como resultado do que ora discutimos.

Para os objetivos deste trabalho, foi elaborado um programa (em Turbo Pascal) para aplicação em microcomputador da linha PC. Este programa utiliza como dados de entrada os arquivos de saída do programa ANSYS, nos quais estão listadas as tensões para cada modelo de junta calculada. Tal programa encontra o valor da *tensão de hot spot* em cada arquivo (referente a cada modelo), a posição na junta onde ocorre o *hot spot* (qual elemento do modelo ele acontece), e em que face do elemento ocorre (o que define a superfície interna ou externa do tubo primário ou secundário).

Tal programa, após levantar os valores de *tensão de hot spot*, efetua a regressão linear múltipla, conforme mostrado no apêndice A, fornecendo, então, os coeficientes das regressões, com os quais obtém-se, finalmente, as funções $FCT = f(\tau, \beta, \theta)$ para os três casos de carregamento (FN, MP, MF), cujos resultados ver-se-á mais adiante.

4.3 VALORES DOS FCT'S OBTIDOS PELO MEF E RESULTADOS DAS REGRESSÕES

Seguindo, portanto, o que se viu no item anterior, as expressões paramétricas dos FCT's, nos três casos de carregamentos, foram obtidas por regressões lineares na forma de produtos de potências do tipo

$$FCT = A (\text{sen}\theta)^{b_1} (\beta)^{b_2} (\tau)^{b_3} \quad [4.10]$$

onde A , b_1 , b_2 , b_3 são os coeficientes de ajuste sobre os resultados das análises por MEF, mostrados na tabela 4.1.

Nas tabelas 4.2.1 a 4.2.3, são mostrados os dados utilizados para as regressões. Nelas têm-se, na primeira coluna, o número de identificação do modelo (ou do caso), na segunda coluna os códigos EEDDAACC (veja item 3.5) que definem os parâmetros geométricos da junta em questão e os seus carregamentos.

Nas colunas onde ao alto encontram-se FCT_1 e FCT_2 , estão os valores dos FCT's do primário e secundário respectivamente. Por fim, nas colunas onde ao alto se lê "DES", estão discriminados os códigos

de identificação dos desenhos da malha (veja Apêndice C).

É importante lembrar que os valores dos FCT's ali mostrados, foram calculados utilizando-se as tensões principais máximas para o cômputo da tensão de *hot spot*.

Nas tabelas 4.3.1, 4.3.2 e 4.3.3, estão mostrados valores de FCT₁ e FCT₂ para todos os 81 casos, agora calculados com as formulações obtidas pelas regressões (tabela 4.1), e também os respectivos desvios percentuais dos valores calculados pelo MEF. As colunas onde há o símbolo de percentagem (%) ao alto, mostram o desvio do valor de FCT calculado pelas formulações 4.1 do valor de FCT calculado pelo MEF.

4.3.1 GRÁFICOS DE ISOTENSÃO PARA TRÊS CASOS TÍPICOS.

Para que se possa observar o comportamento qualitativo das tensões nos modelos utilizados, lançou-se mão de curvas de isotensão, e para isso, escolheu-se três modelos típicos, que representam cada caso de carregamento (MP, MF, FN). Estes três casos diferem, ainda, nas relações de diâmetro, de espessuras e no ângulo de inclinação. São eles os casos 19 (327027MP), 45 (456090FN) e 59 (606060MF).

Nos gráficos de isotensão (figuras 4.1.1 a 4.1.16), são mostrados, principalmente, os trechos das estruturas onde aparecem os valores mais críticos de tensão, tanto para as faces internas quanto para as faces externas dos tubos. Estas regiões, como se pode observar nos desenhos, estão bastante próximas da linha de intersecção dos tubos, onde se espera que ocorram os *hot spots*.

Pode-se também notar nestas regiões, a presença de um grande gradiente de tensão, provocado basicamente pelo aparecimento das deformações localizadas das paredes dos tubos (flexões), as quais se apresentam como o principal responsável pela amplificação da tensão na região de intersecção.

As faixas de tensão, assim como o passo utilizados para as curvas de isotensão, estão representadas nos desenhos, por um terno de números do tipo (Q_1, Q_2, Q_3), significando que os valores vão desde Q_1 até Q_2 com um passo de Q_3 . Tem-se ainda as letras P que representa o tubo primário, S secundário, E lado externo do tubo e I lado interno. Pode-se, contudo, interpretar estas curvas como sendo curvas de mesmo FCT, visto que foi imposta tensão unitária ao longe, no secundário.

FORMULAÇÕES PARAMÉTRICAS PARA OS FCT' B				
<u>FORÇA NO PLANO (FN)</u>				
FCT ₁ = 5.2863 (sen θ)	1. 1348	-0. 9644	1. 1068	[R = 0.9752]
	β		τ	
FCT ₂ = 5.2398 (sen θ)	1. 9149	-1. 0424	0. 7402	[R = 0.9564]
	β		τ	
<u>MOMENTO NO PLANO (MP)</u>				
FCT ₁ = 3.3788 (sen θ)	0. 5590	-0. 2266	0. 8744	[R = 0.9970]
	β		τ	
FCT ₂ = 2.6259 (sen θ)	0. 1418	-0. 4979	0. 4707	[R = 0.9595]
	β		τ	
<u>MOMENTO FORA DO PLANO (MF)</u>				
FCT ₁ = 6.2265 (sen θ)	1. 5864	-0. 8929	1. 1210	[R = 0.9740]
	β		τ	
FCT ₂ = 6.9920 (sen θ)	1. 7425	-0. 3618	0. 6908	[R = 0.9783]
	β		τ	
<u>Observações:</u>				
i) [R =] Coeficiente de correlação da regressão				
ii) FCT _i onde i=1 é para o Primário				
i=2 é para o Secundário				
iii) θ = é ângulo de inclinação entre os tubos				
β = (d/D)				
τ = (t/T)				

tabela 4.1 - Resultados das regressões para as expressões paramétricas dos Fatores de Concentração de Tensão (FCT)

		$\tau = 0.32$		
N ^o	CÓDIGO*	FCT ₁	FCT ₂	DES.**
01	325027MP	0.9225	1.9451	1
02	325027MF	0.8284	1.1176	5027
03	325027FN	1.1188	1.5524	
04	326060MP	1.2763	1.7989	2
05	326060MF	2.2171	2.9235	6060
06	326060FN	2.0171	3.0264	
07	329590MP	1.2808	1.5521	3
08	329590MF	1.3316	2.4751	9590
09	329590FN	1.5781	1.8484	
10	325060MP	1.3060	1.9716	4
11	325060MF	2.1899	2.8175	5060
12	325060FN	2.2114	3.3485	
13	326027MP	0.9146	1.7883	5
14	326027MF	0.8032	1.1349	6027
15	326027FN	1.1022	1.6141	
16	326090MP	1.3842	2.0140	6
17	326090MF	2.9091	3.9253	6090
18	326090FN	2.5171	3.9713	
19	327027MP	0.9125	1.6568	7
20	327027MF	0.7480	1.1543	7027
21	327027FN	1.0563	1.6389	
22	328060MP	1.2111	1.5340	8
23	328060MF	1.7849	2.6603	8060
24	328060FN	1.5659	2.3001	
25	328090MP	1.3282	1.7342	9
26	328090MF	2.3483	3.5720	8090
27	328090FN	1.7034	2.8825	

Obs: (*) CÓDIGO: EEDDAACC

onde:

EE: relação de espessuras (τ) x 100.

DD: relação de diâmetros (β) x 100.

AA: ângulo de intersecção (θ) em graus.

CC: carregamento no secundário.

MP: Momento no Plano de simetria.

MF: Momento Fora do Plano de simetria.

FN: Força Normal.

(**) Identificação dos desenhos de pré-processamento (Apêndice C).

tabela 4.2.1 - Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 1 a 27, com $\tau = 0.32$.

		$\tau = 0.45$		
Nº	CÓDIGO*	FCT ₁	FCT ₂	DES.**
28	455027MP	1.2524	2.2115	1
29	455027MF	1.1598	1.0606	5027
30	455027FN	1.5216	1.7955	
31	456060MP	1.7353	2.0908	2
32	456060MF	3.2591	3.9968	6060
33	456060FN	3.1070	4.2056	
34	459590MP	1.6749	1.8471	3
35	459590MF	2.0028	3.3456	9590
36	459590FN	2.0365	2.5138	
37	455060MP	1.8315	2.3228	4
38	455060MF	3.2033	3.7757	5060
39	455060FN	3.4579	4.6259	
40	456027MP	1.2289	2.0223	5
41	456027MF	1.1298	1.1204	6027
42	456027FN	1.4765	1.6647	
43	456090MP	1.8826	2.3929	6
44	456090MF	4.2713	5.3090	6090
45	456090FN	4.1266	5.6735	
46	457027MP	1.2212	1.8589	7
47	457027MF	1.0456	1.1149	7027
48	457027FN	1.4095	1.5514	
49	458060MP	1.6091	1.8350	8
50	458060MF	2.7052	3.7158	8060
51	458060FN	2.2480	3.1509	
52	458090MP	1.7658	2.0576	9
53	458090MF	3.5907	4.9258	8090
54	458090FN	2.6493	4.1811	

Obs: (*) CÓDIGO: EEDDAACC

onde:

EE: relação de espessuras (τ) x 100.

DD: relação de diâmetros (β) x 100.

AA: ângulo de intersecção (θ) em graus.

CC: carregamento no secundário.

MP: Momento no Plano de simetria.

MF: Momento Fora do Plano de simetria.

FN: Força Normal.

(**) Identificação dos desenhos de pré-processamento (Apêndice C).

Tabela 4.2.2 - Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 28 a 54, com $\tau = 0.45$.

$\tau = 0.60$				
N ^o	CÓDIGO*	FCT ₁	FCT ₂	DES.**
55	605027MP	1.6242	2.4000	1
56	605027MF	1.5445	1.3469	5027
57	605027FN	2.0238	2.2256	
58	606060MP	2.2816	2.4688	2
59	606060MF	4.5243	5.0190	6060
60	606060FN	4.5528	5.4761	
61	609590MP	2.1299	2.1576	3
62	609590MF	2.8553	4.2770	9590
63	609590FN	2.6130	3.0899	
64	605060MP	2.4405	2.6458	4
65	605060MF	4.3990	4.6625	5060
66	605060FN	5.0695	5.9692	
67	606027MP	1.4894	2.4293	5
68	606027MF	1.5190	1.4497	6027
69	606027FN	1.8007	1.9755	
70	606090MP	2.5079	2.7926	6
71	606090MF	5.8993	6.5773	6090
72	606090FN	6.1493	7.3568	
73	607027MP	1.5126	2.0320	7
74	607027MF	1.4266	1.4698	7027
75	607027FN	1.8373	1.8071	
76	608060MP	2.0712	2.1669	8
77	608060MF	3.8774	4.7906	8060
78	608060FN	3.2350	4.1147	
79	608090MP	2.2848	2.4222	9
80	608090MF	5.1321	6.2548	8090
81	608090FN	4.0356	5.5412	

Obs:(*) CÓDIGO: EEDDAACC

onde:

EE: relação de espessuras (τ) x 100.

DD: relação de diâmetros (β) x 100.

AA: ângulo de intersecção (θ) em graus.

CC: carregamento no secundário.

MP: Momento no Plano de simetria.

MF: Momento Fora do Plano de simetria.

FN: Força Normal.

(**) Identificação dos desenhos de pré-processamento (Apêndice C).

Tabela 4.2.3 - Resultados para os FCT's obtidos dos processamentos com o programa ANSYS. Casos 55 a 81, com $\tau = 0.60$

N ^o	EEDDAA*	FCT ₁	%	FCT ₂	%
1	325027	0.943	2.2	1.859	-4.4
4	326060	1.294	1.4	1.881	4.6
7	329590	1.262	-1.5	1.571	1.2
10	325060	1.348	3.2	2.038	3.4
13	326027	0.905	-1.0	1.717	-4.0
16	326090	1.401	1.2	1.920	-4.7
19	327027	0.874	-4.2	1.605	-3.1
22	328060	1.212	0.1	1.659	8.2
25	328090	1.312	-1.2	1.693	-2.4
28	455027	1.271	1.5	2.183	-1.3
31	456060	1.743	0.4	2.209	5.7
34	459590	1.700	1.5	1.844	-0.2
37	455060	1.816	-0.8	2.392	3.0
40	456027	1.219	-0.8	2.016	-0.3
43	456090	1.887	0.2	2.254	-5.8
46	457027	1.177	-3.6	1.884	1.4
49	458060	1.633	1.5	1.948	6.2
52	458090	1.768	0.1	1.988	-3.4
55	605027	1.634	0.6	2.500	4.2
58	606060	2.241	-1.8	2.529	2.5
61	609590	2.187	2.7	2.111	-2.1
64	605060	2.336	-4.3	2.739	3.5
67	606027	1.568	5.3	2.308	-5.0
70	606090	2.427	-3.2	2.581	-7.6
73	607027	1.514	0.1	2.158	6.2
76	608060	2.100	1.4	2.230	2.9
79	608090	2.274	-0.5	2.276	-6.0

tabela 4.3.1 - Casos com carregamento (MP): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.

(*) Veja código no item 3.5.

Nº	EEDDAA*	FCT ₁	%	FCT ₂	%
2	325027	0.883	6.6	1.033	-7.6
5	326060	2.114	-4.7	2.980	1.9
8	329590	1.812	36.0	3.242	31.0
11	325060	2.460	12.3	3.183	13.0
14	326027	0.759	-5.5	0.967	-14.8
17	326090	2.656	-8.7	3.828	-2.5
20	327027	0.667	-10.8	0.914	-20.8
23	328060	1.664	-6.8	2.685	0.9
26	328090	2.090	-11.0	3.450	-3.4
29	455027	1.294	11.6	1.307	23.3
32	456060	3.098	-5.0	3.771	-5.6
35	459590	2.655	32.6	4.103	22.6
38	455060	3.605	12.5	4.028	6.7
41	456027	1.112	-1.6	1.224	9.2
44	456090	3.892	-8.9	4.845	-8.7
47	457027	0.978	-6.5	1.157	3.8
50	458060	2.438	-9.9	3.398	-8.5
53	458090	3.063	-14.7	4.366	-11.4
56	605027	1.787	15.7	1.595	18.4
59	606060	4.277	-5.5	4.600	-8.3
62	609590	3.665	28.4	5.005	17.0
65	605060	4.977	13.1	4.914	5.4
68	606027	1.535	1.1	1.493	3.0
71	606090	5.373	-8.9	5.910	-10.1
74	607027	1.350	-5.3	1.412	-3.9
77	608060	3.366	-13.2	4.145	-13.5
80	608090	4.229	-17.6	5.326	-14.8

tabela 4.3.2 - Casos com carregamento (MF): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.

(*) Veja código no item 3.5.

Nº	EEDDAA*	FCT ₁	%	FCT ₂	%
3	325027	1.193	6.6	1.645	5.9
6	326060	2.082	3.2	3.178	5.0
9	329590	1.574	-0.3	2.378	28.7
12	325060	2.482	12.3	3.843	14.8
15	326027	1.000	-9.2	1.360	-15.7
18	326090	2.451	-2.6	3.840	-3.3
21	327027	0.862	-18.4	1.158	-29.3
24	328060	1.578	0.8	2.355	2.4
27	328090	1.857	9.0	2.845	-1.3
30	455027	1.740	14.3	2.117	17.9
33	456060	3.037	-2.3	4.090	-2.7
36	459590	2.295	12.7	3.061	21.8
39	455060	3.620	4.7	4.947	6.9
42	456027	1.459	-1.2	1.750	5.1
45	456090	3.575	-13.4	4.942	-12.9
48	457027	1.258	-10.8	1.491	-3.9
51	458060	2.301	2.4	3.031	-3.8
54	458090	2.709	2.2	3.661	-12.4
57	605027	2.392	18.2	2.619	17.7
60	606060	4.175	-8.3	5.061	-7.6
63	609590	3.156	20.8	3.787	22.6
66	605060	4.978	-1.8	6.121	2.5
69	606027	2.006	11.4	2.166	9.6
72	606090	4.915	-20.1	6.114	-16.9
75	607027	1.729	-5.9	1.844	2.1
78	608060	3.164	-2.2	3.750	-8.9
81	608090	3.724	-7.7	4.530	-18.2

tabela 4.3.3 - Casos com carregamento (FN): desvios percentuais entre os valores dos FCT's calculados utilizando-se as expressões da tabela 4.1 e os valores calculados nos modelos (MEF). As diferenças percentuais têm sinal positivo ou negativo conforme os valores calculados pelas expressões estão acima ou abaixo daqueles obtidos pelos modelos de elementos finitos.

(*) Veja código no item 3.5.

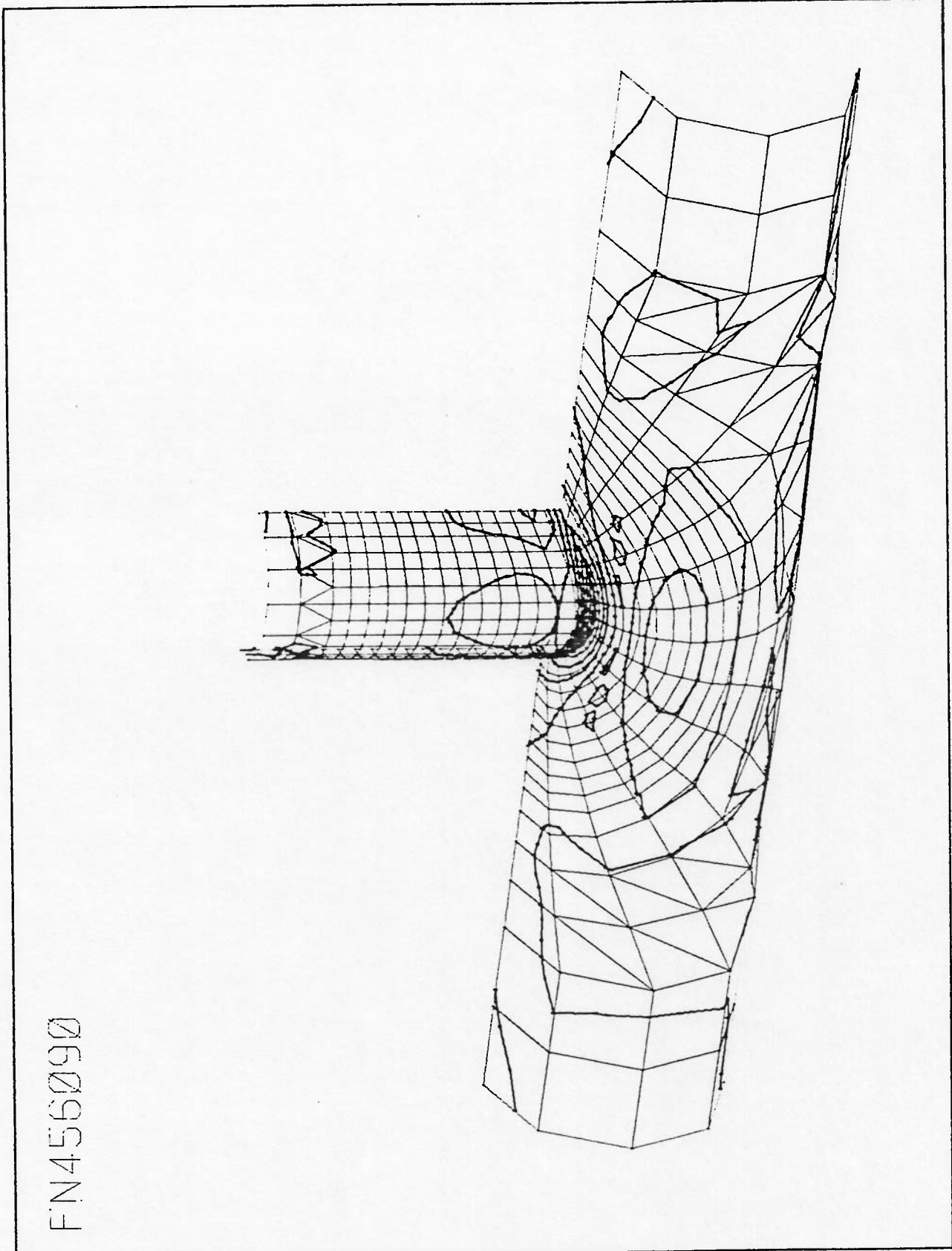


figura 4.1.1 - Vista geral das curvas de isotensão. Caso 45(FN456090).

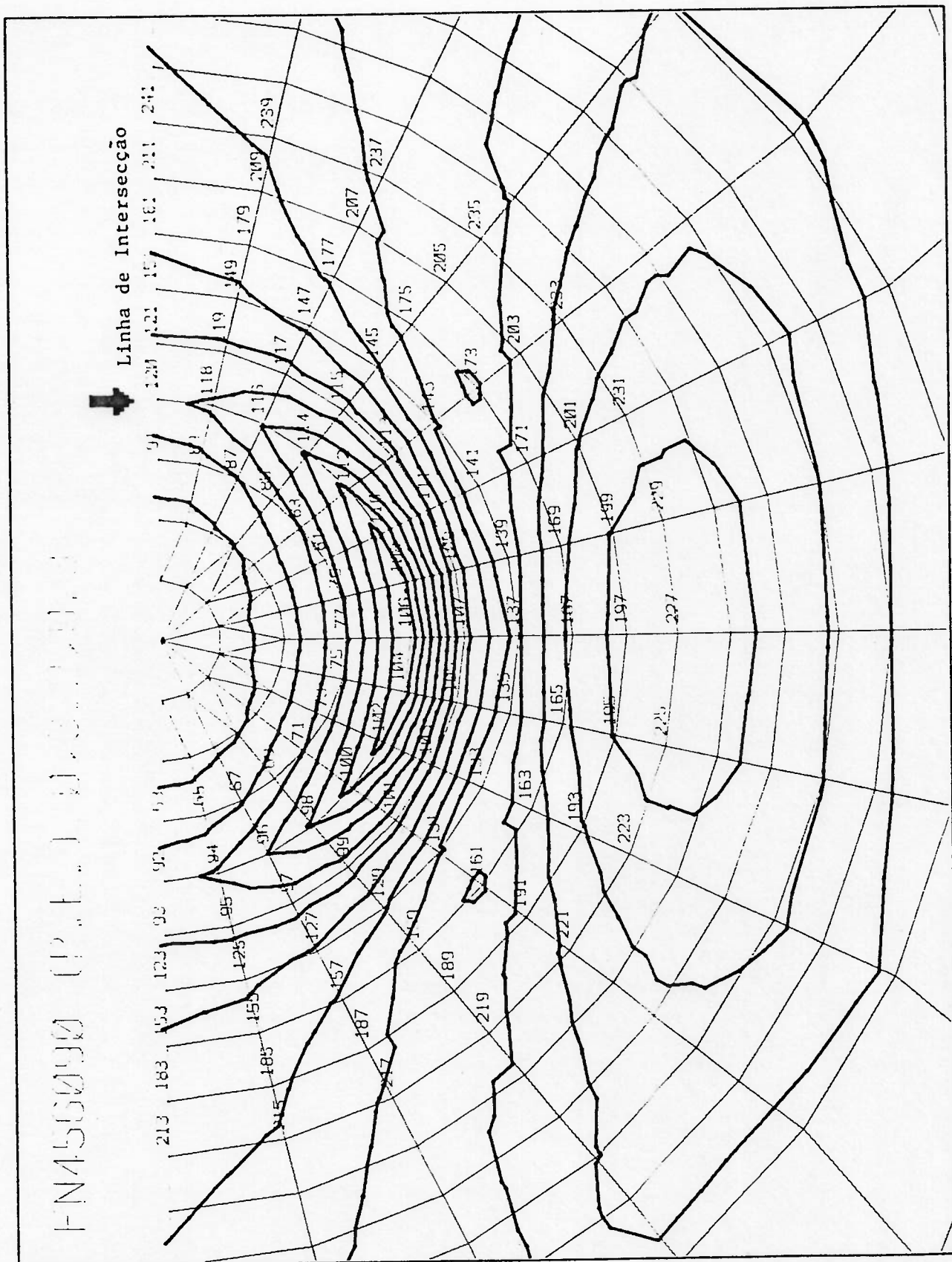


figura 4.1.2 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face externa. Caso 45 (FN456090).

FN456090 (P. I.) 0,2.3.0.2

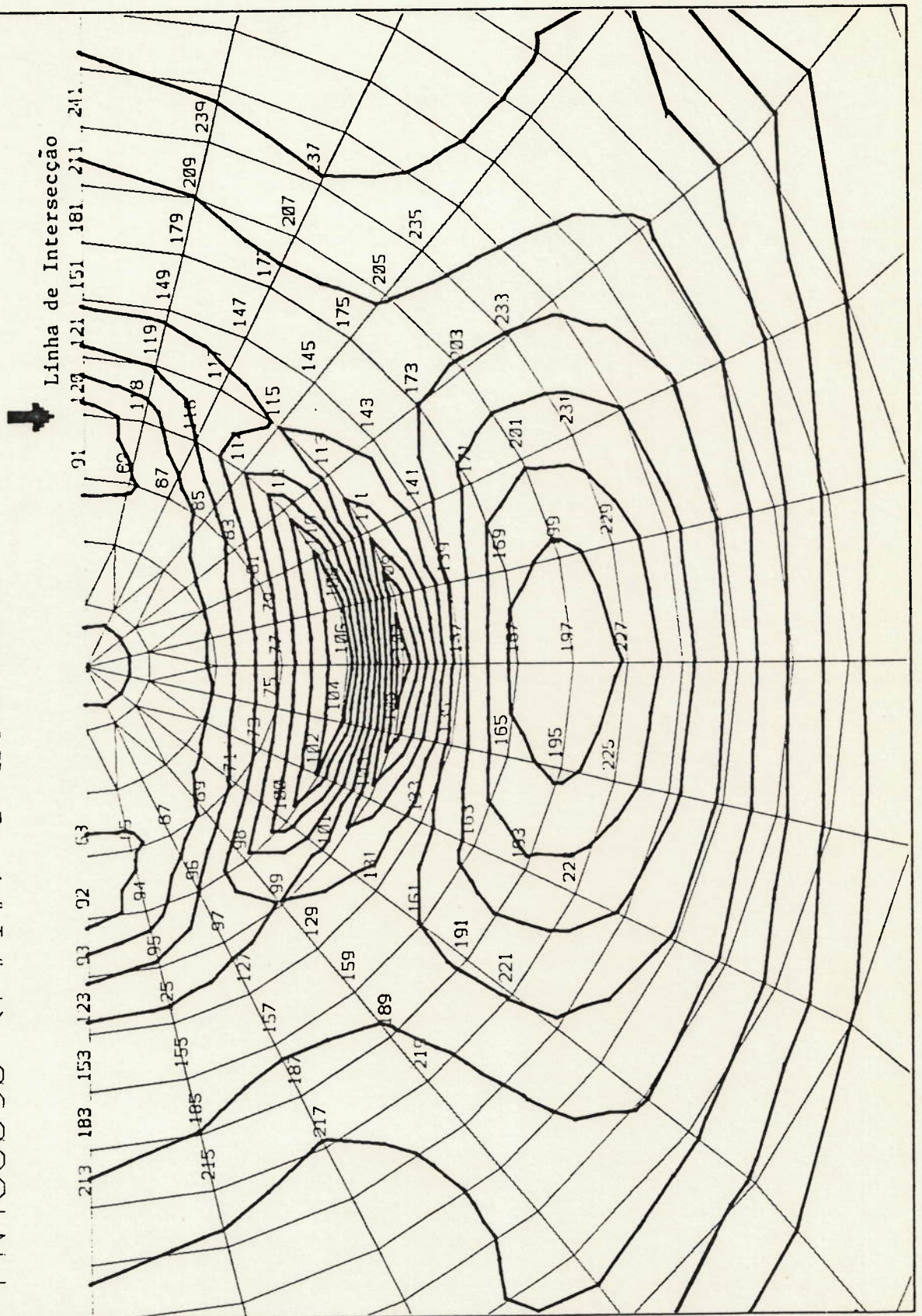


figura 4.1.3 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 45 (FN456090).

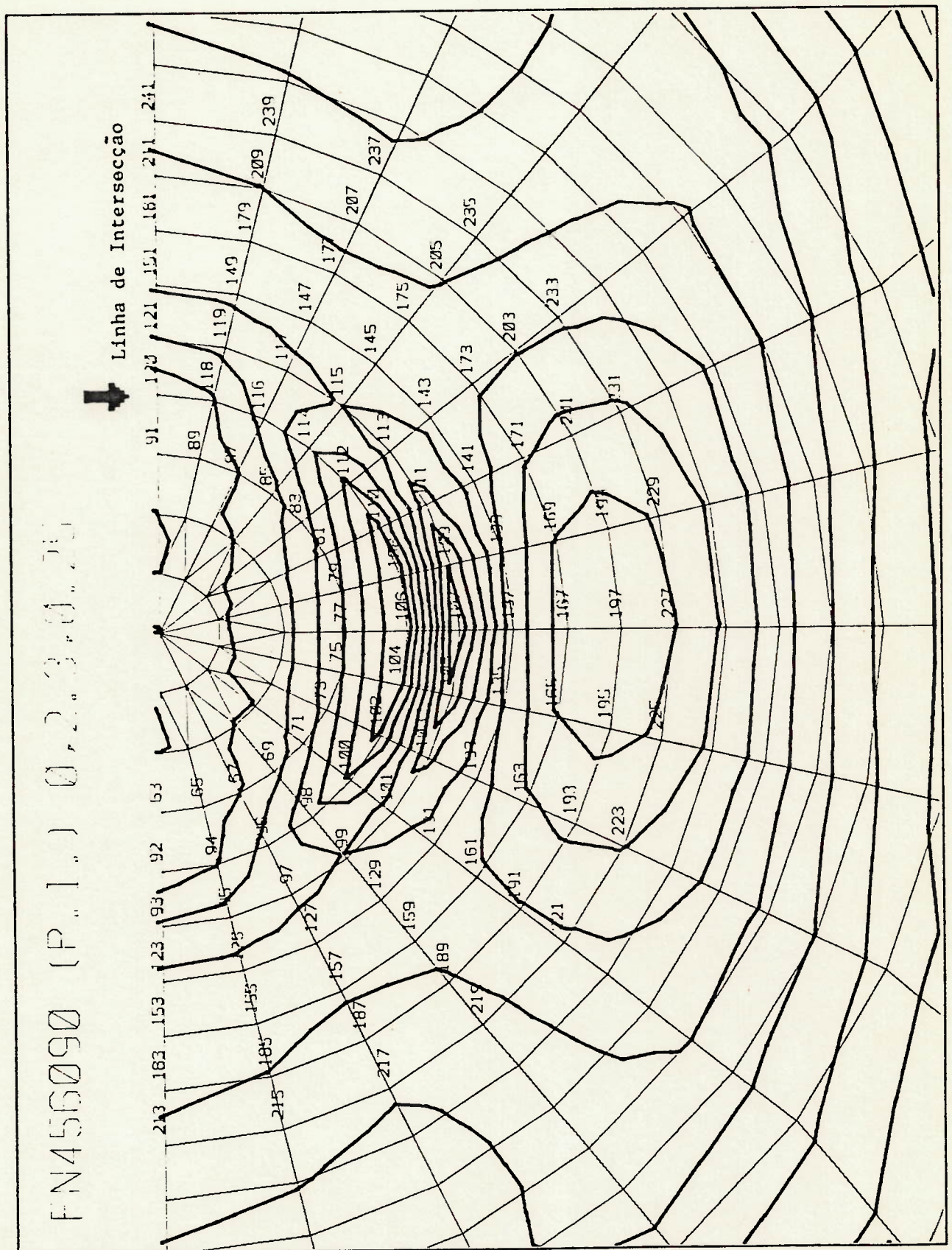
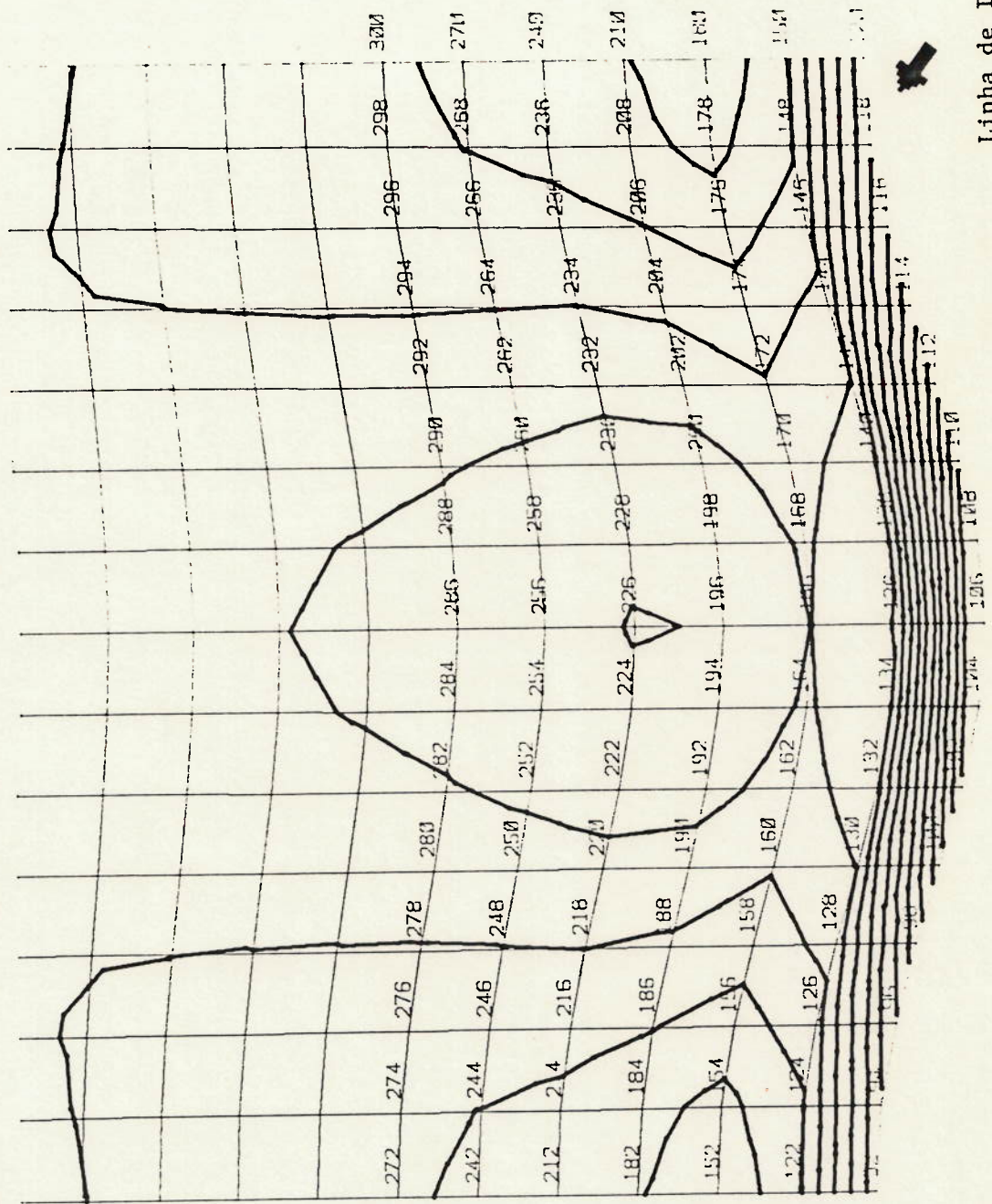


figura 4.1.4 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 45 (FN456090).

FN456090 (S.E.) Ø,4.3.0.3



Linha de Intersecção

figura 4.1.5 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 45 (FN456090).

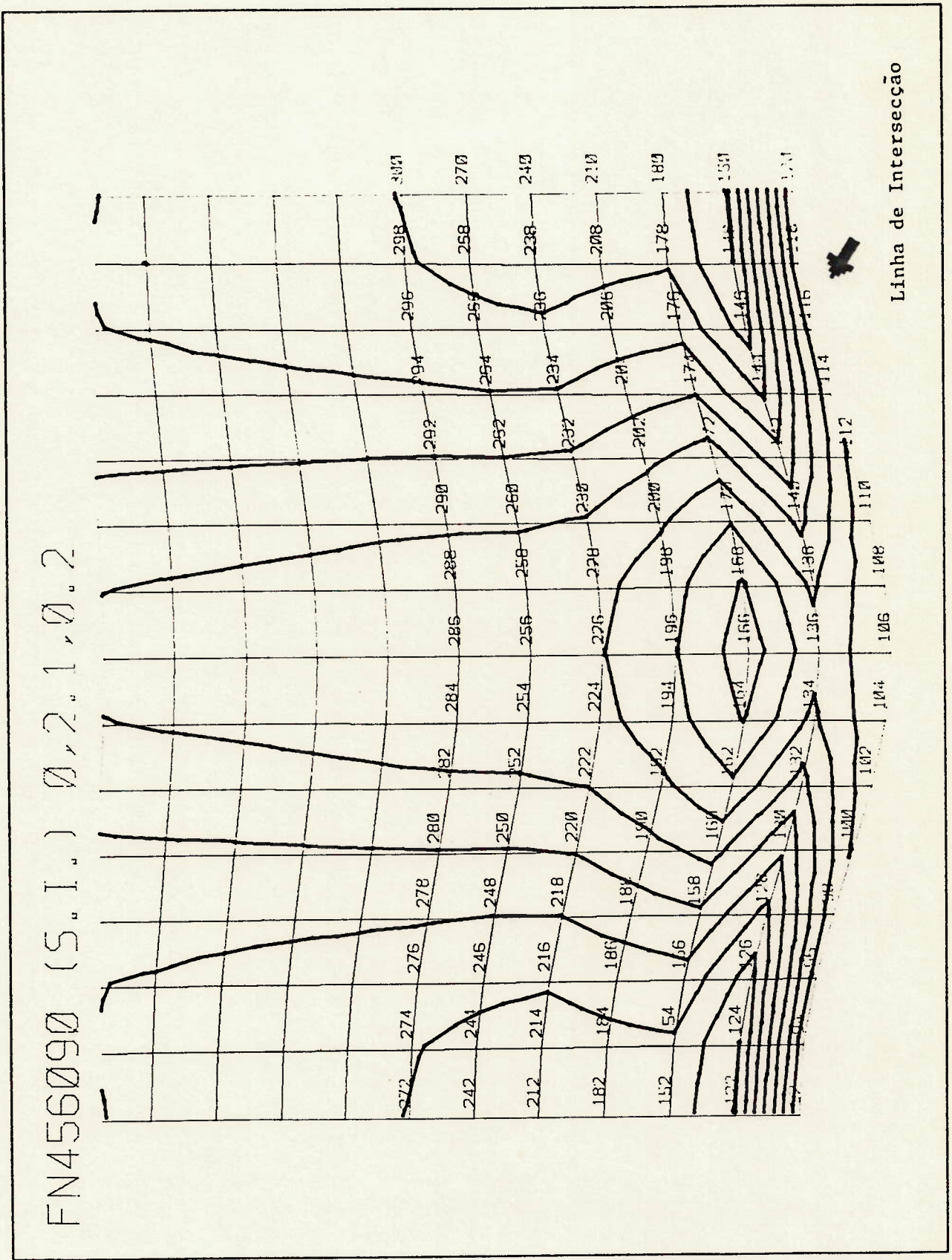


figura 4.1.6 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 45 (FN456090).

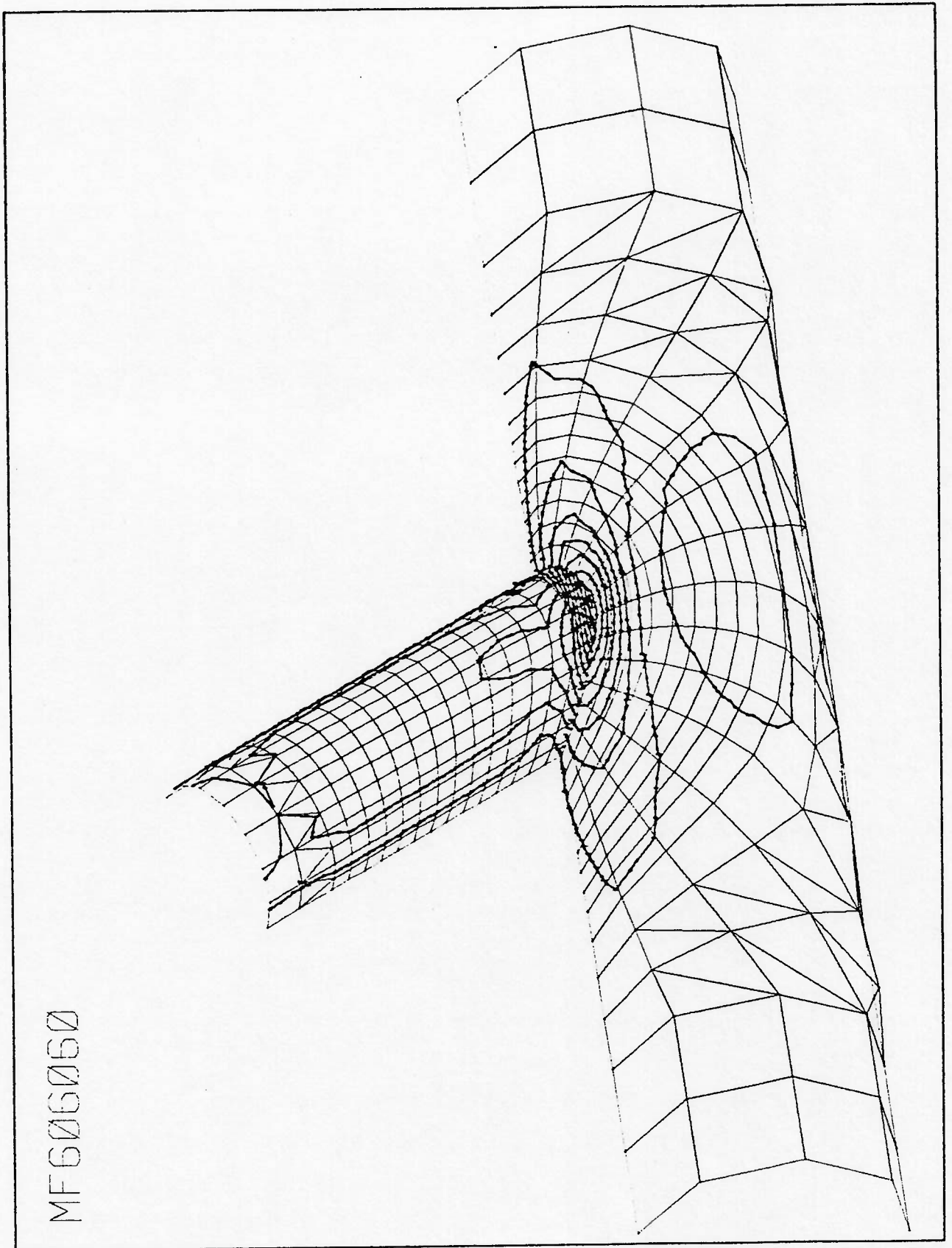


figura 4.1.7 - Vista geral das curvas de isotensão. Caso 59(MF606060).

MF606060 (P.E.) 0.3.3.0.2

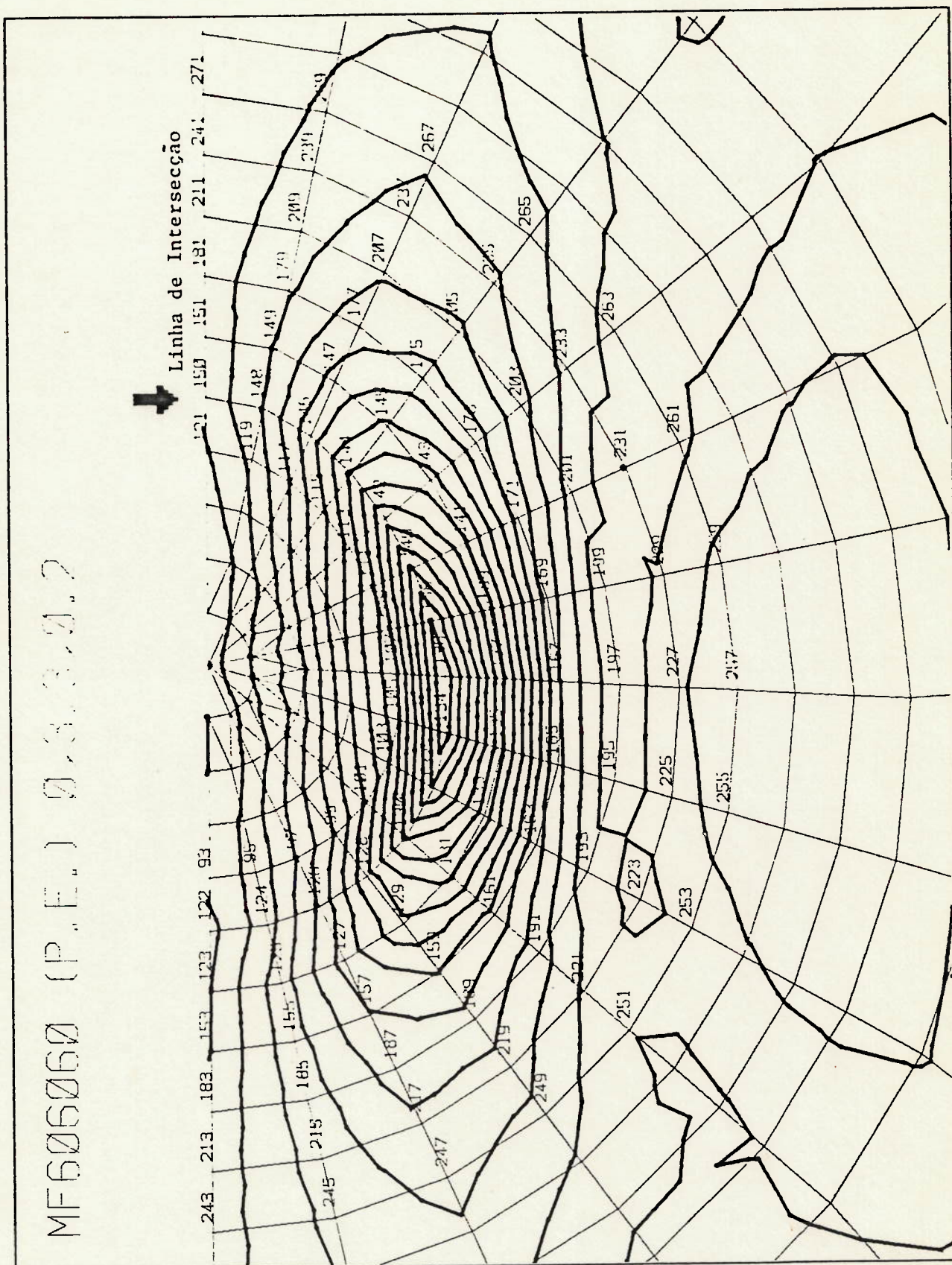


figura 4.1.8 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face externa. Caso 59 (MF606060).

MF606060 (P.L.) 0,2,9,0,2

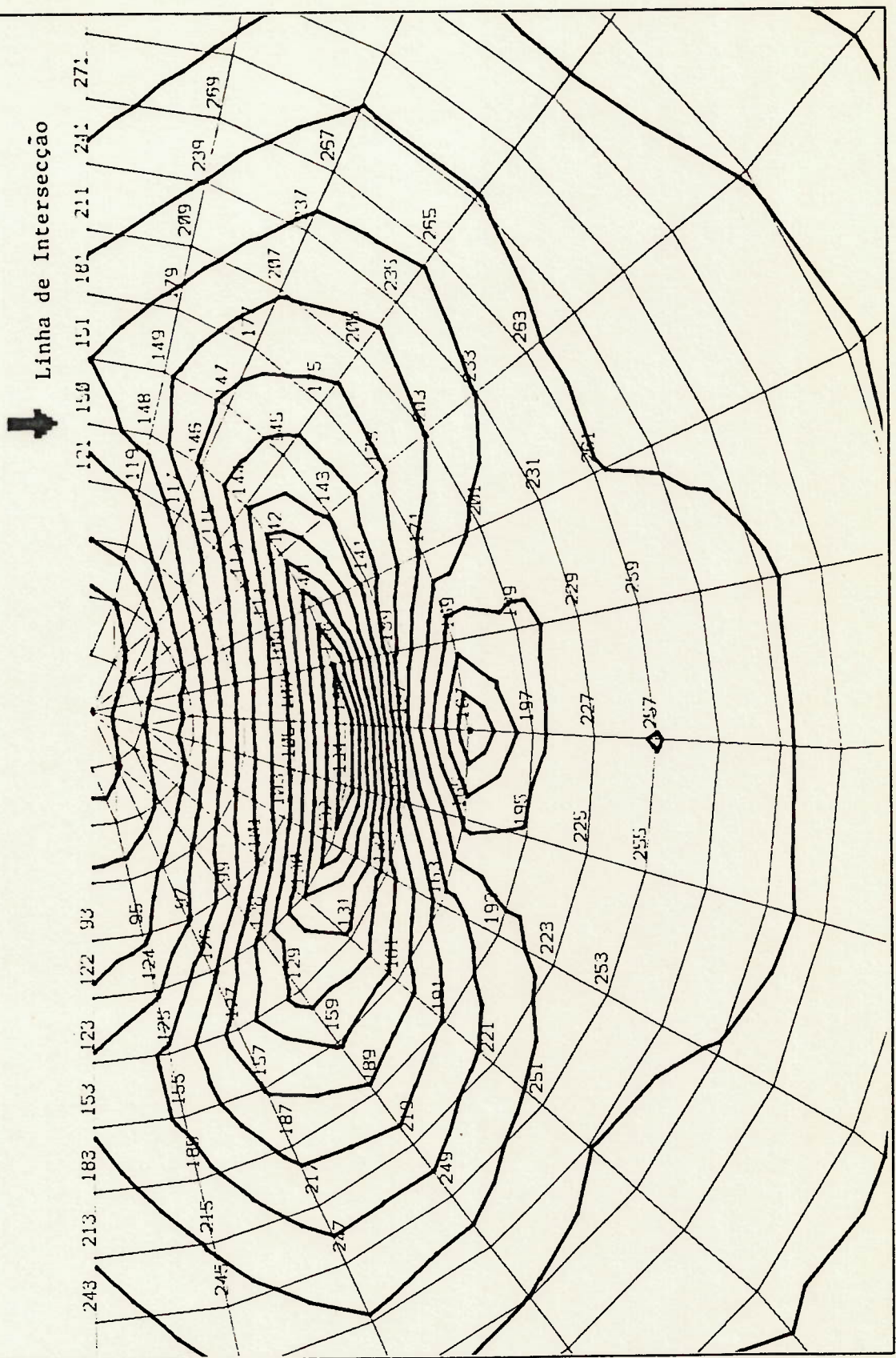


figura 4.1.9 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 59 (MF606060).

MF606060 (S.E.) Ø,4.4.Ø.3

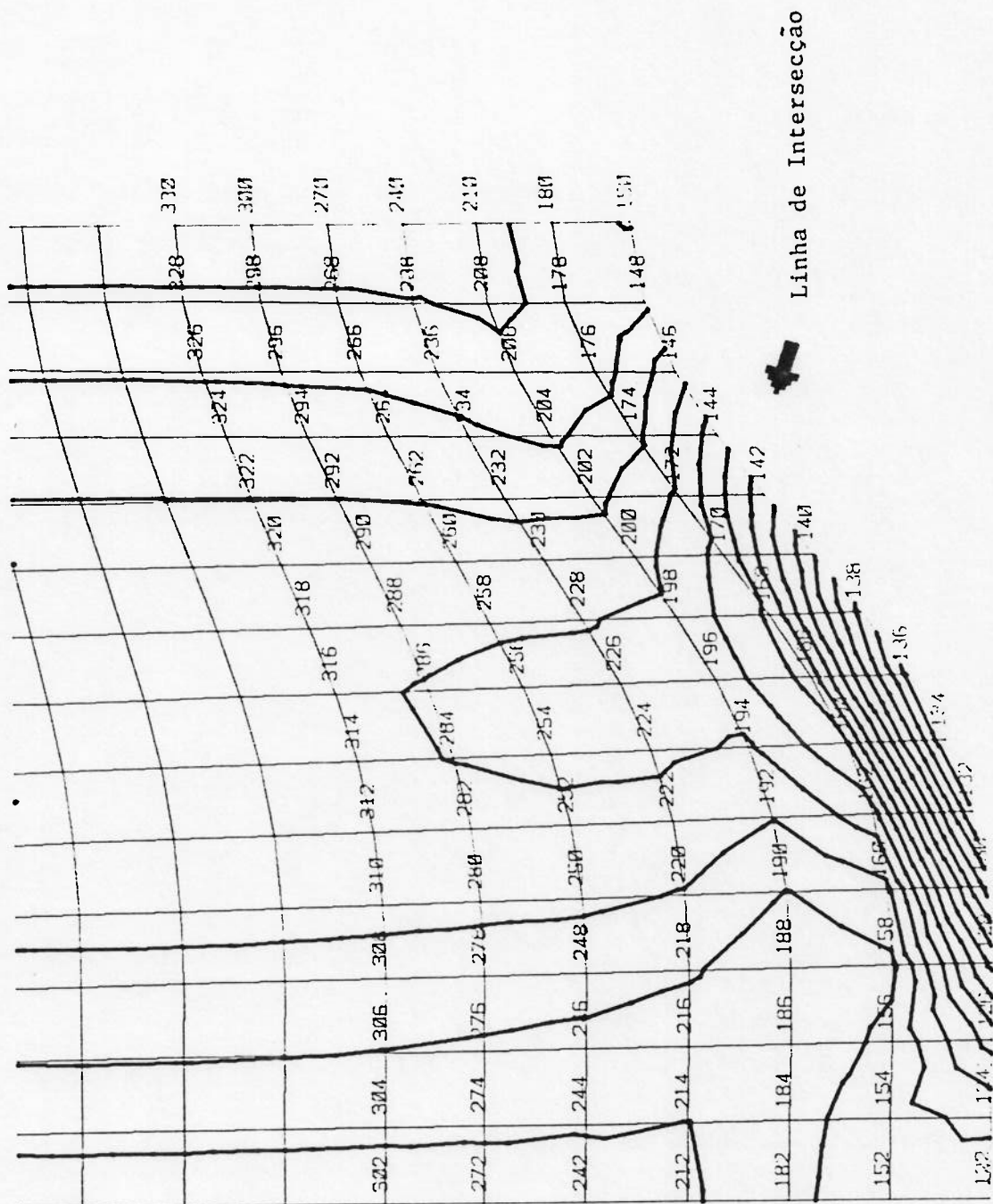


figura 4.1.10 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 59 (MF606060).

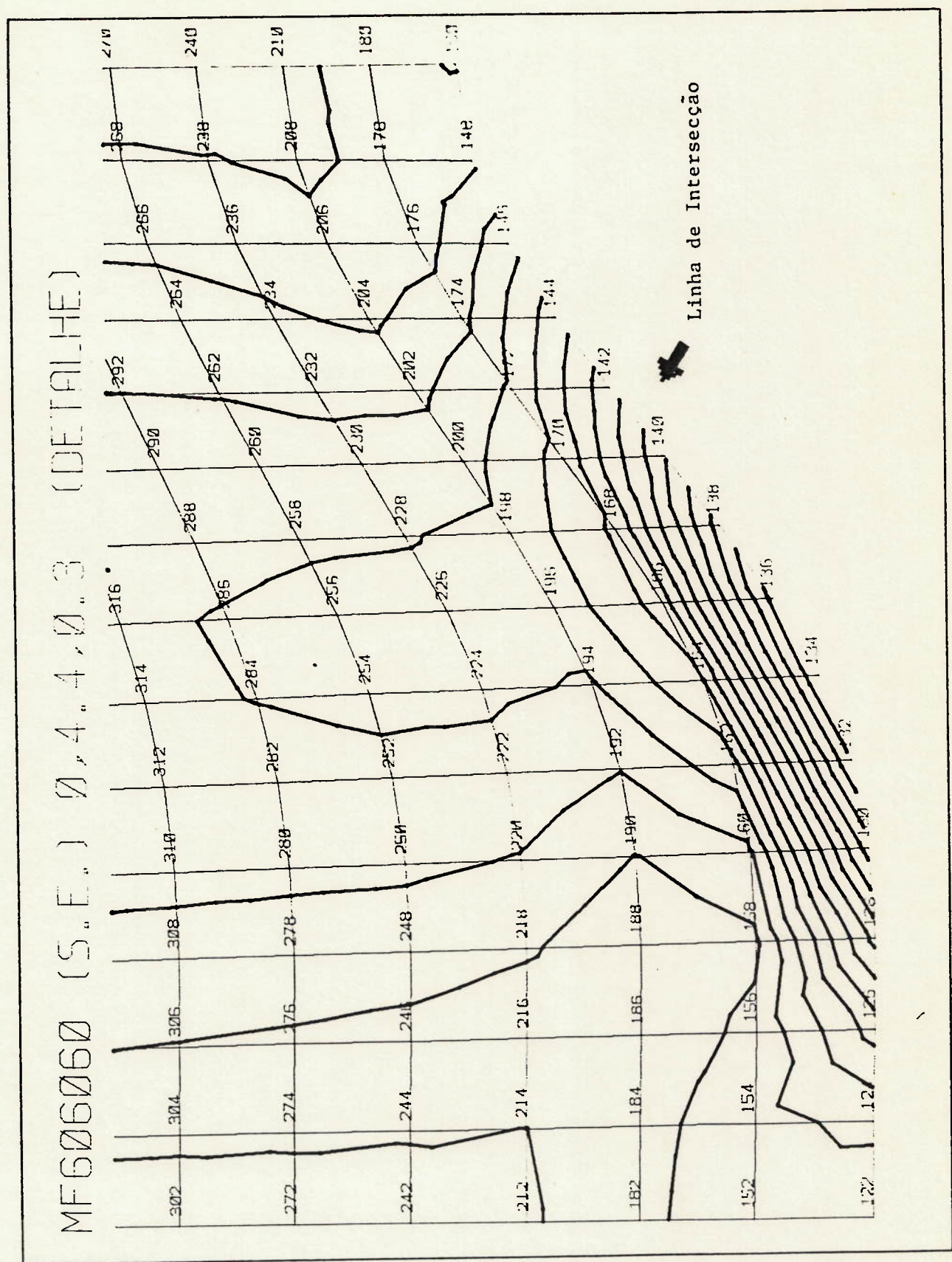


figura 4.1.11 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 59 (MF606060).

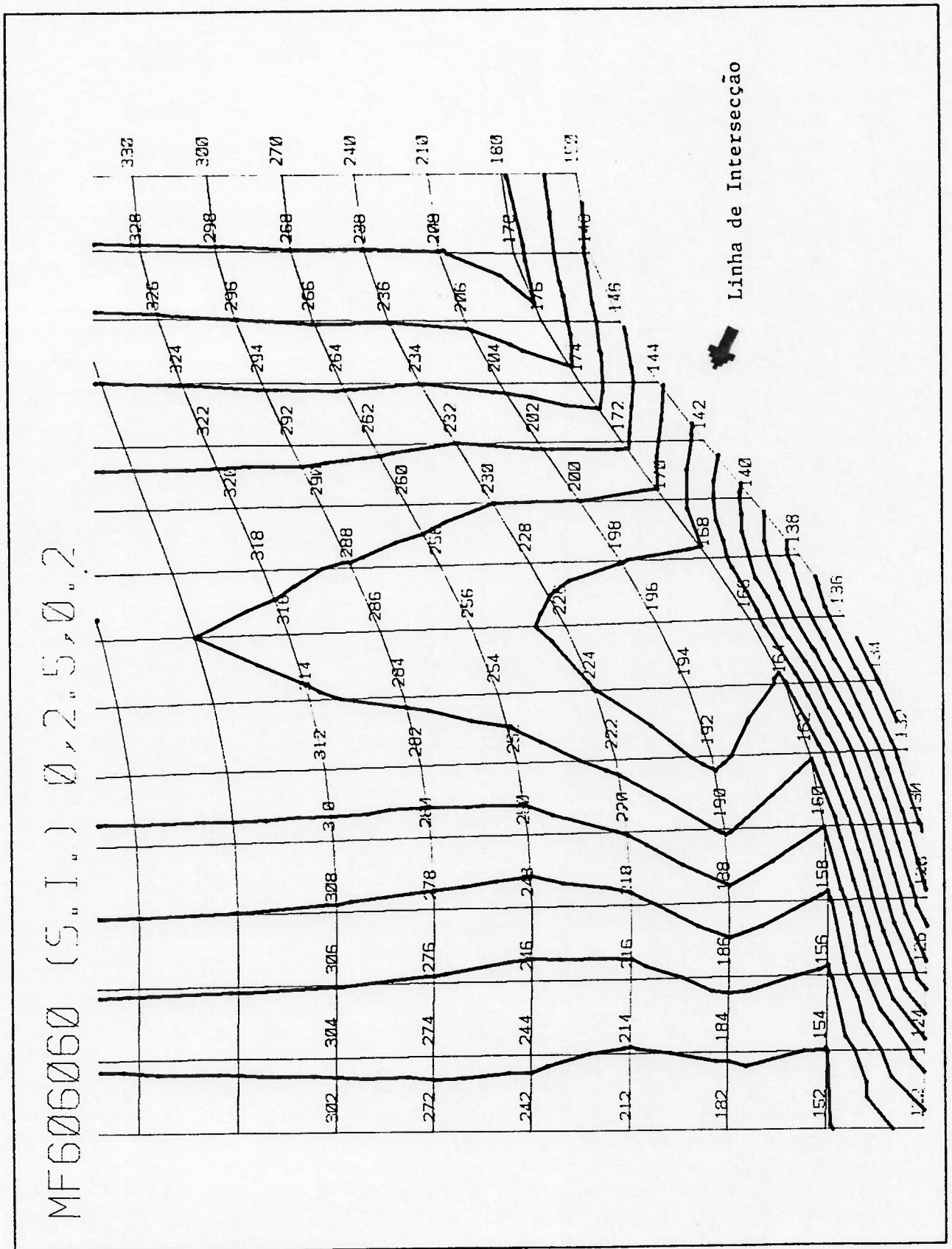


figura 4.1.12 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 59 (MF606060).

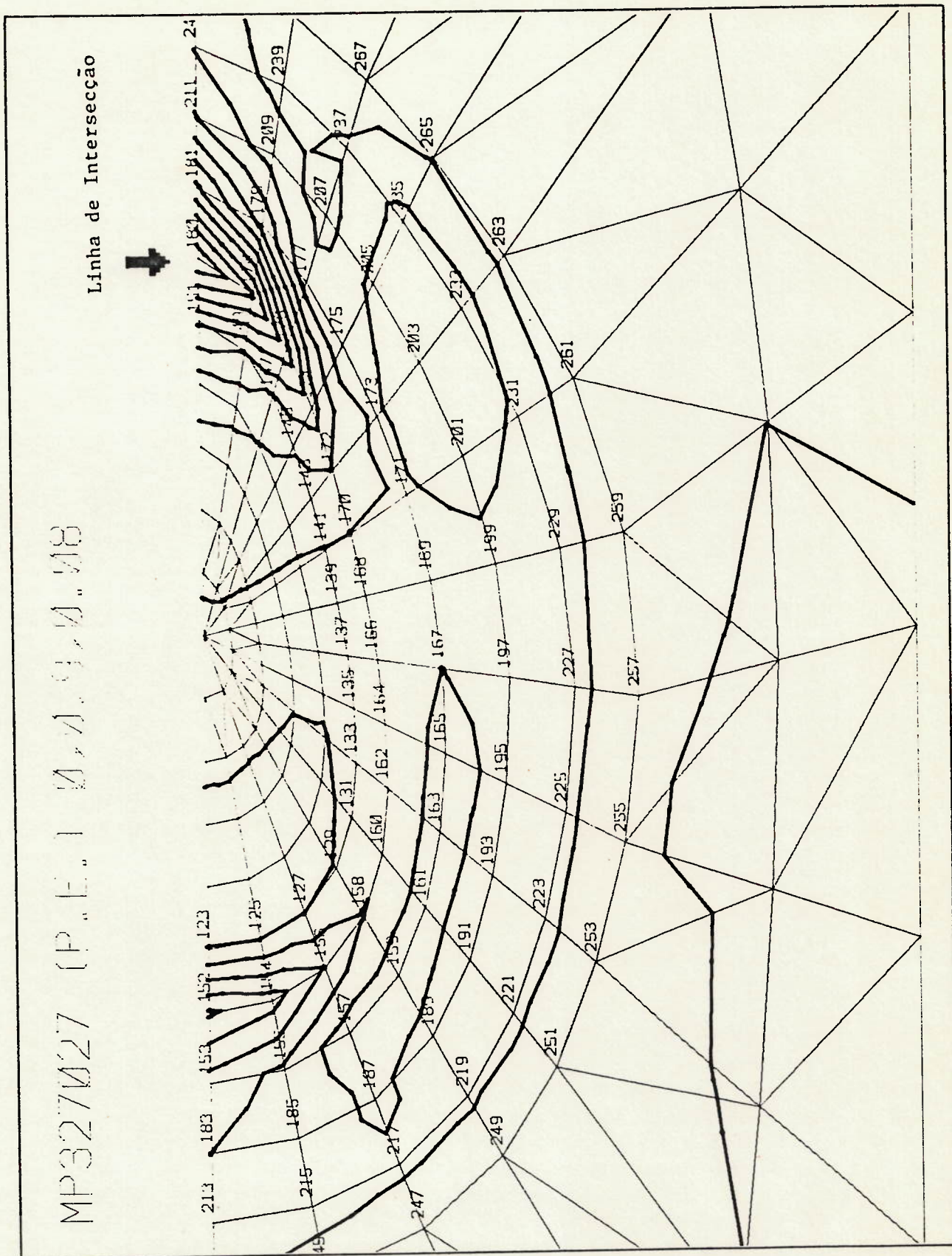


figura 4.1.13 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face externa. Caso 19 (MP327027).

MP327027 (S.E.) Ø 1.7.0.15

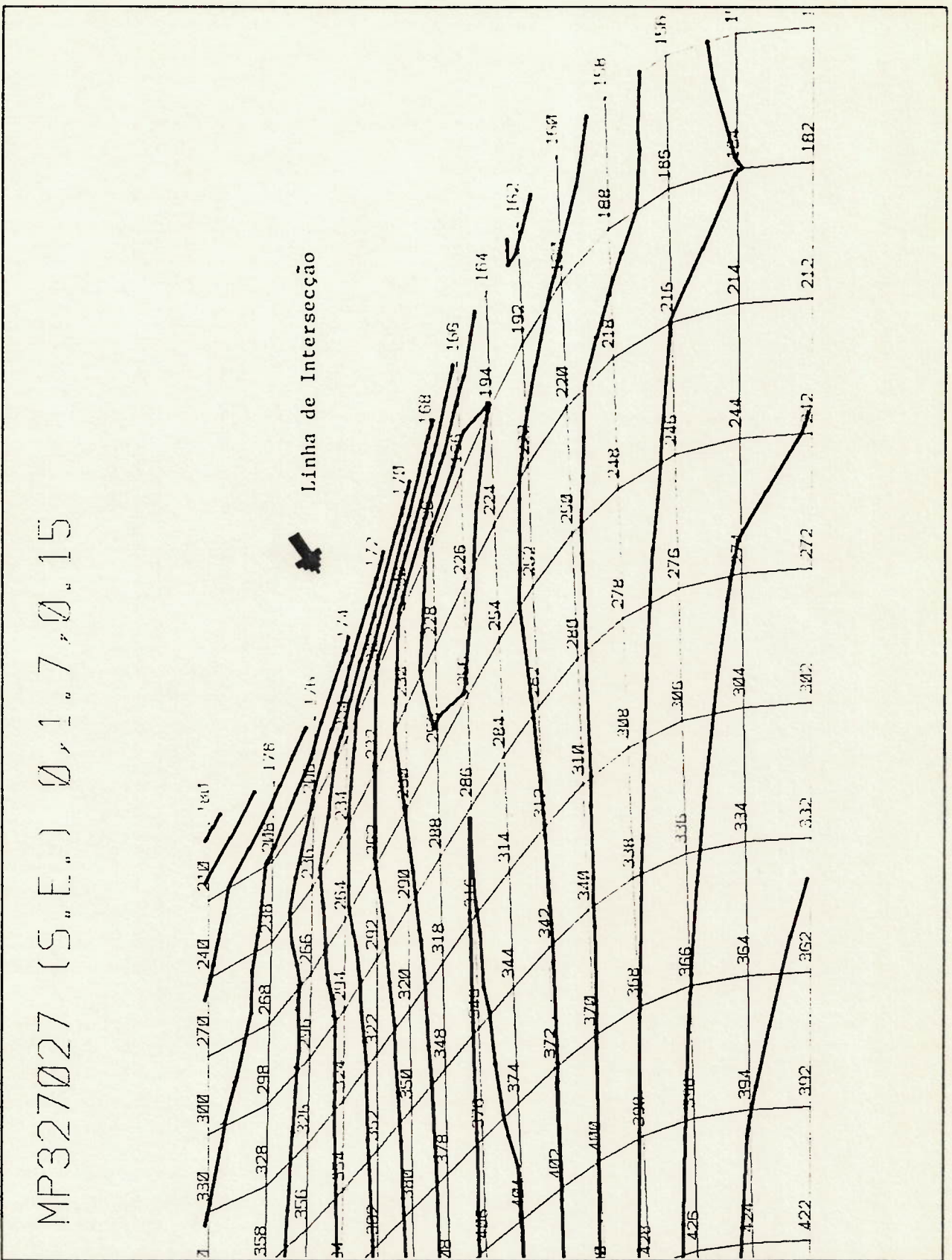


figura 4.1.14 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face externa. Caso 19 (MP327027).

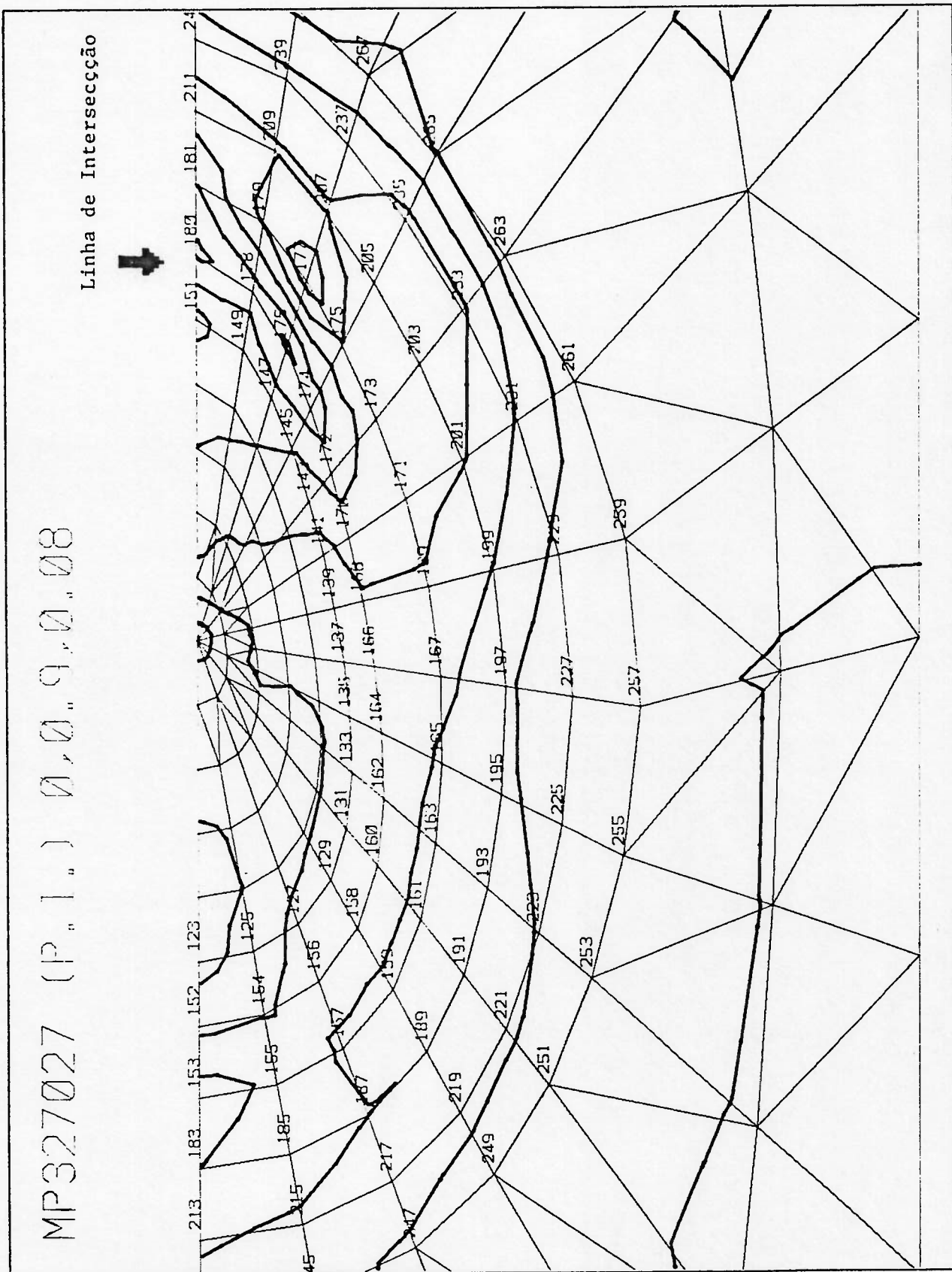


figura 4.1.15 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo primário, face interna. Caso 19 (MP327027).

MP327027 (S.I.) Ø 1.4 x Ø.15

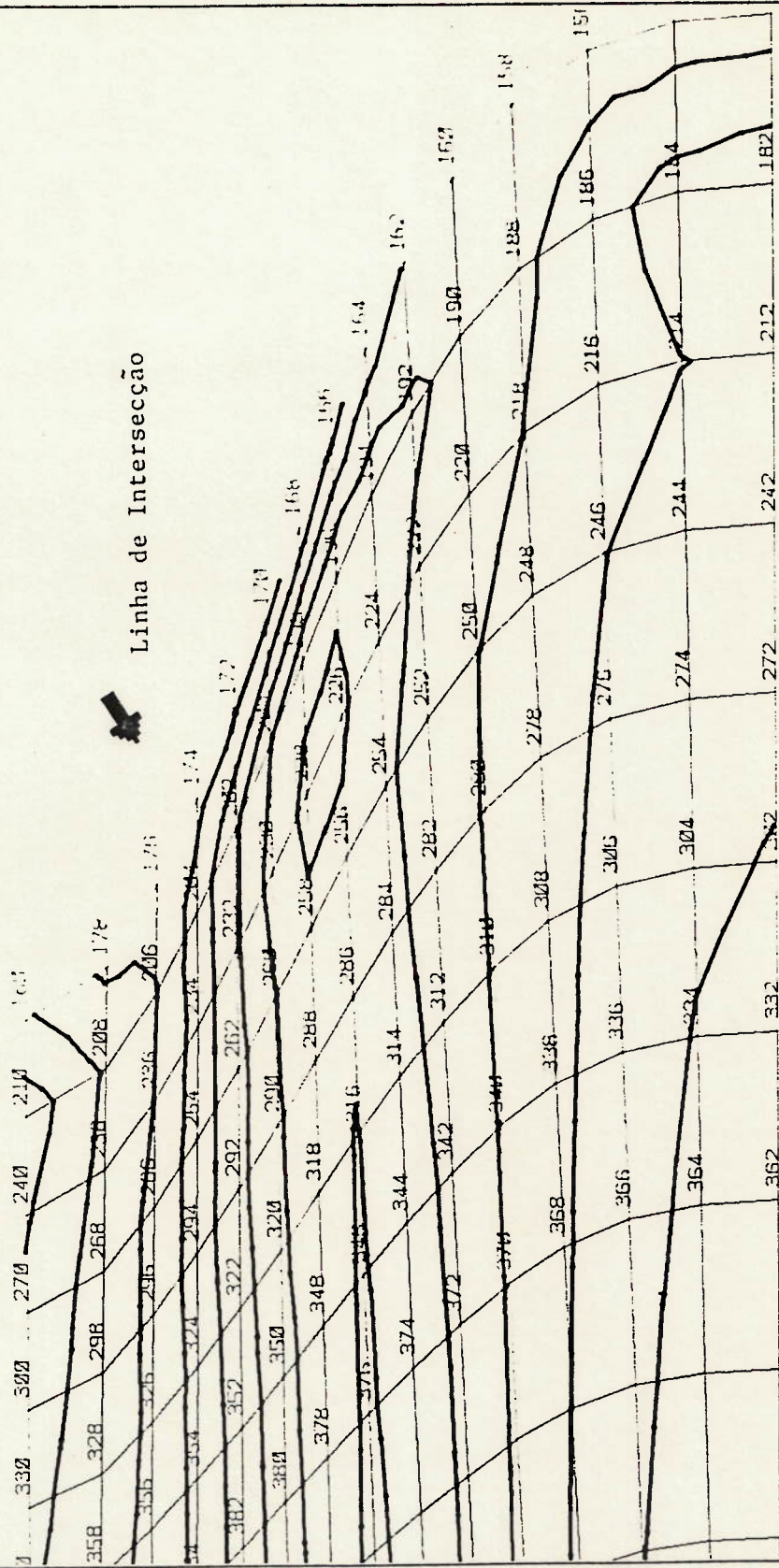


figura 4.1.16 - Curvas de isotensão, no detalhe expandido da intersecção, do tubo secundário, face interna. Caso 19 (MP327027).

4.3.2 EVOLUÇÃO DAS TENSÕES AO LONGO DA INTERSECÇÃO. PARA TRÊS CASOS TÍPICOS

Para os mesmos três casos (19, 45, 59), cujos desenhos de pré-processamento das malhas estão mostrados no item 3.7 e os gráficos de isotensão no item anterior, realizou-se uma verificação da evolução das tensões tanto no primário quanto no secundário, interna e externamente. Escolheu-se cinco direções perpendiculares à linha de intersecção dos tubos e sobre elas traçou-se os gráficos das tensões. Na figura 4.2 pode-se ver as direções típicas sobre as quais foram levantados os gráficos (0° , 51.4° , 90° , 128.6° , 180°). Tais ângulos, têm como origem (0°) o lado oposto àquele em que se define o ângulo (θ) de inclinação entre os tubos. Nas figuras 4.3.1 a 4.3.6, estão representadas as evoluções das tensões, por direção, interna e externamente aos tubos. A abscissa zero representa a linha de intersecção entre os tubos.

Da mesma forma como abordado no item anterior, os gráficos de evolução das tensões ao longo da linha de intersecção das juntas, podem ser interpretados como a evolução dos FCT's, visto que para todos os modelos calculados pelo MEF, foram utilizados carregamentos, de modo a resultar tensão unitária na extremidade do tubo secundário.

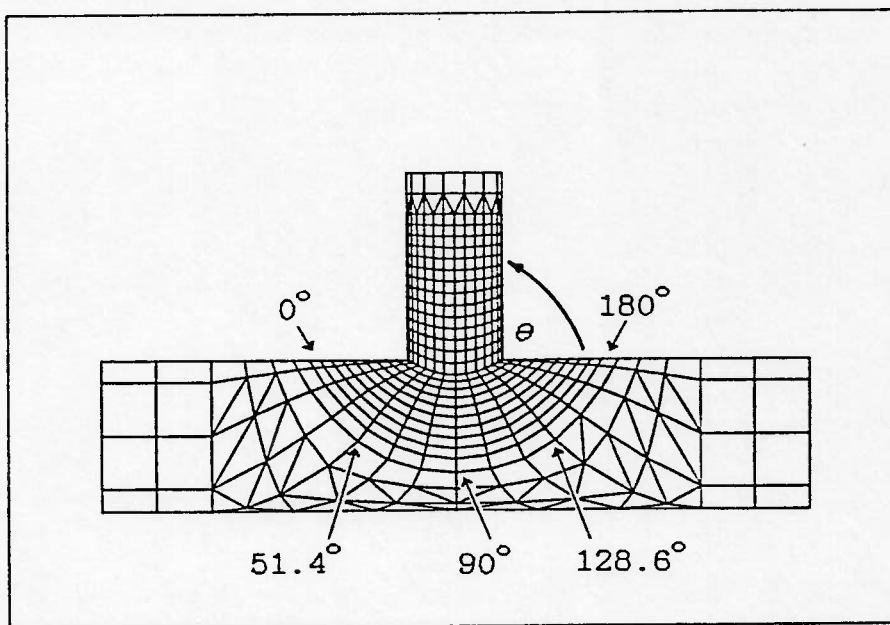


figura 4.2 - As linhas que se destacam mostram as direções representadas nos gráficos de tensões (4.2.1 a 4.2.6).

CASO 19 - MP327027 - SECUNDÁRIO

CASO 19 - MP327027 - PRIMÁRIO

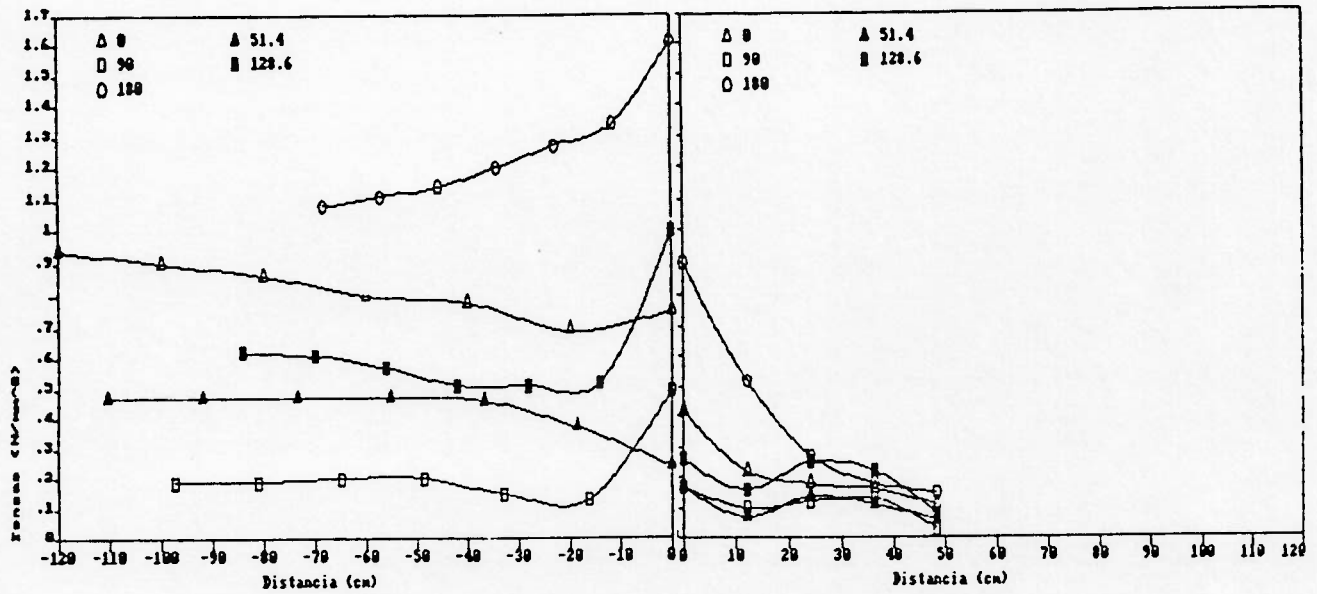


figura 4.3.1 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 19 (MP327027)-face externa.

CASO 19 - MP327027 - SECUNDÁRIO

CASO 19 - MP327027 - PRIMÁRIO

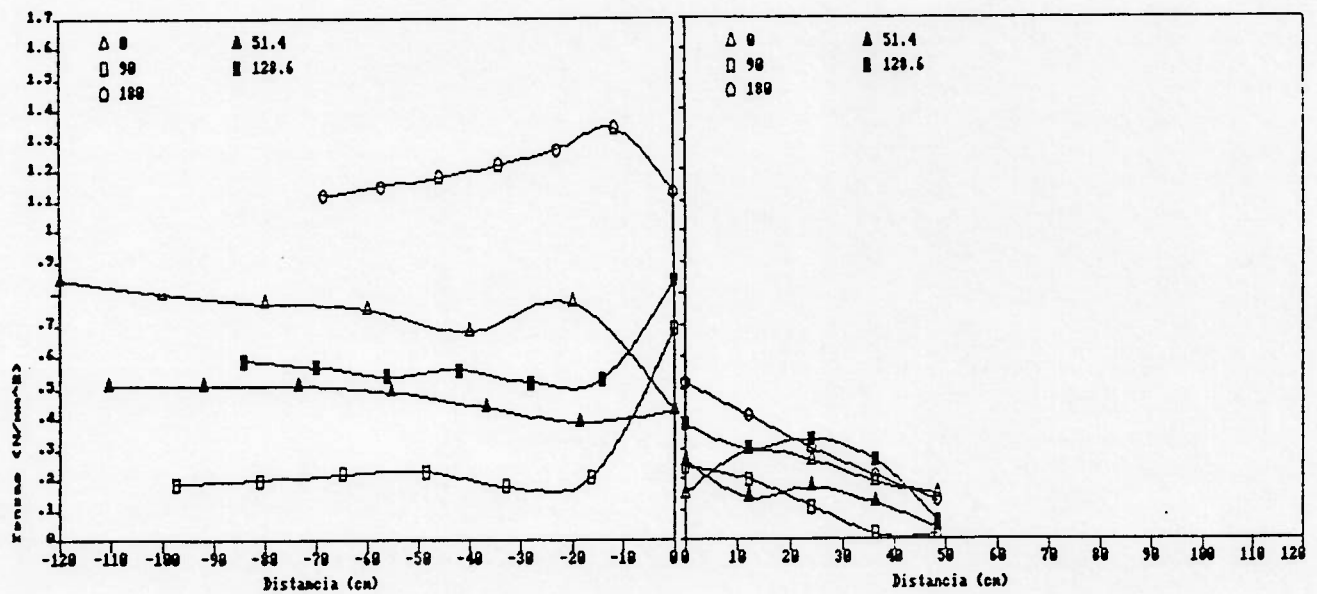


figura 4.3.2 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 19 (MP327027)-face interna.

CASO 45 - FN456090 - SECUNDÁRIO

CASO 45 - FN456090 - PRIMÁRIO

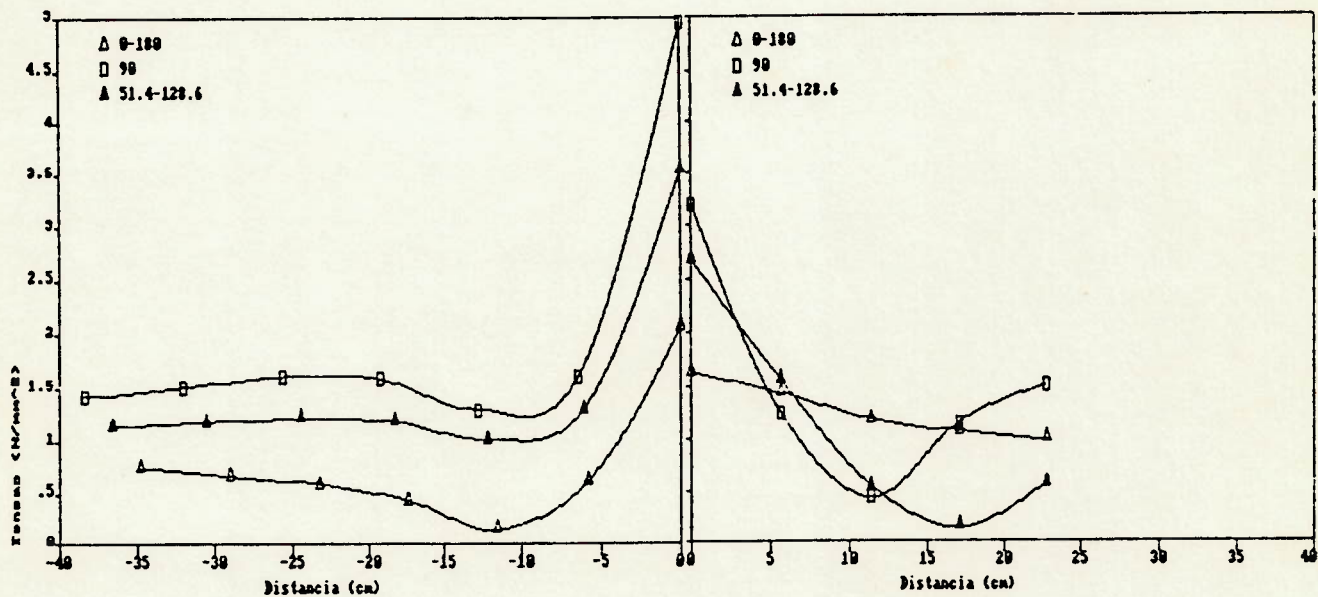


figura 4.3.3 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 45 (FN456090)-face externa.

CASO 45 - FN456090 - SECUNDÁRIO

CASO 45 - FN456090 - PRIMÁRIO

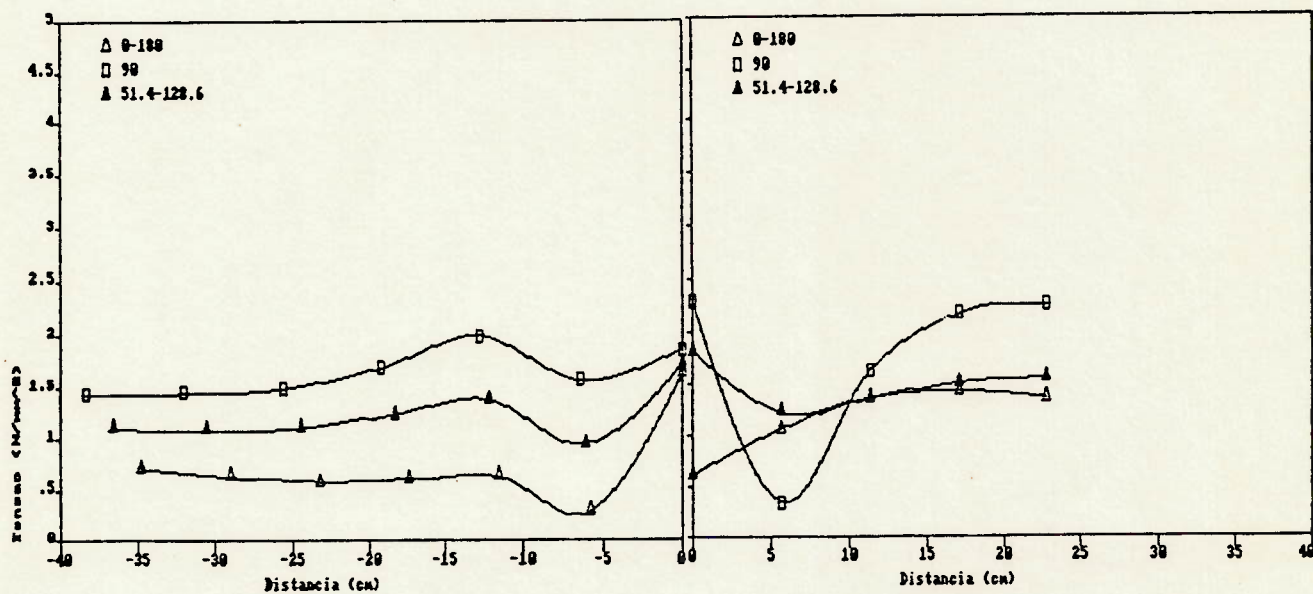


figura 4.3.4 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 45 (FN456090)-face interna.

CASO 59 - MF606060 - SECUNDÁRIO

CASO 59 - MF606060 - PRIMÁRIO

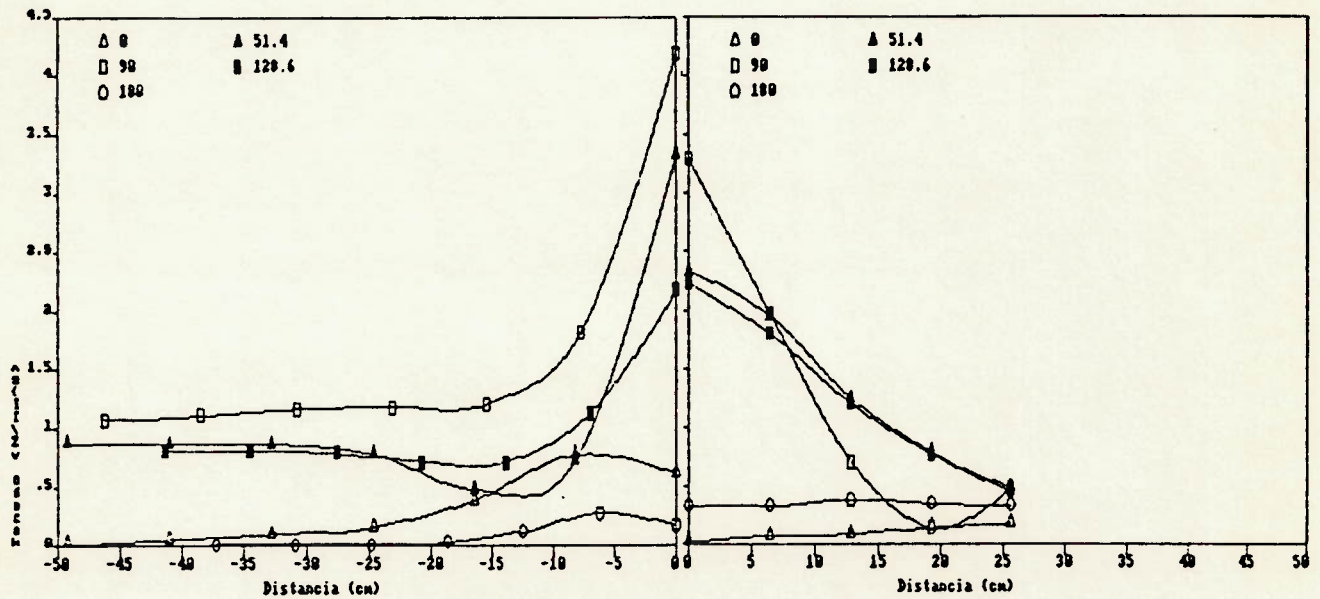


figura 4.3.5 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 59 (MF606060)-face externa.

CASO 59 - MF606060 - SECUNDÁRIO

CASO 59 - MF606060 - PRIMÁRIO

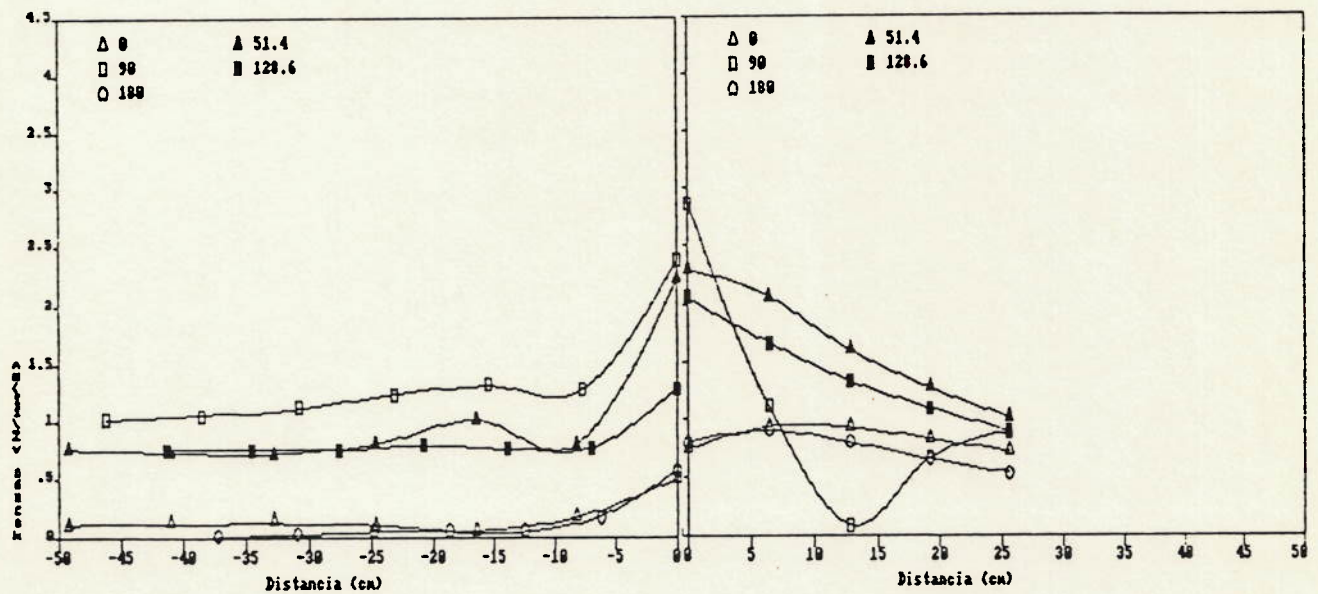


figura 4.3.6 - Gráfico de evolução das tensões, segundo as direções mostradas pela figura 4.2, para o caso 59 (MF606060)-face interna.

4.4 ANÁLISE DA LOCALIZAÇÃO DO HOT SPOT

Observando-se a ocorrência do *hot spot* nos modelos de Elementos Finitos para cada tipo de carregamento, percebe-se que este pode localizar-se sistematicamente em determinadas posições. Tenta-se, então, observando-se estas posições para todos os casos (tabelas 4.4.1 a 4.4.3), encontrar alguma sistemática de ocorrência para elas, sendo importante para tanto, lembrar as definições das posições de *crown* e *saddle* do capítulo 2.

Desta maneira, divide-se a análise que segue, em três etapas referentes aos casos de carregamento utilizados, e tenta-se observar a existência de alguma dependência funcional da posição do *hot spot* com os parâmetros geométricos atuantes nas juntas.

4.4.1 MOMENTO NO PLANO (MP)

Espera-se que para este tipo de carregamento, resulte um *hot spot* que pertença ao plano de simetria longitudinal do modelo (na posição de *crown*) e, portanto, apareça no *saddle* tensão desprezível. A observação da ocorrência do *hot spot* para os casos com o carregamento Momento no Plano mostram uma predominância de ocorrência na posição de *crown*, sugerindo uma independência dos parâmetros geométricos da junta. Isto significa que não importa para que valores de β , τ ou θ sejam calculados os valores de FCT, a tendência natural é que se tenha o *hot spot* na posição de *crown* (tabela 4.4.1).

Para alguns casos, no entanto, a ocorrência do *hot spot* não se mostra exatamente no *crown*, mas em uma posição bastante próxima a esta (dois ou três nós distantes, aproximadamente). Isto deve-se ao fato de se estar obtendo o *hot spot* a partir do valor máximo dentre os valores das tensões (principais) dos nós pertencentes à linha que representa a intersecção, e não de uma curva que represente o comportamento médio das tensões nesta linha.

Desta forma, variações de tensão, inerentes ao próprio modelo, e à complicada geometria das juntas, podem causar flutuações nos seus valores finais, além das aproximações que o MEF já traz consigo.

4.4.2 MOMENTO FORA DO PLANO (MF)

Para este caso, ocorre justamente o oposto ao caso anterior (MP). Desta vez, os pontos de *crown* apresentam tensões desprezíveis e o *hot*

spot aparece predominantemente no *saddle*, apresentando, entretanto, uma certa variação de posição, devida aos fatores mencionados no caso de carregamento anterior (MP).

Fazendo-se uma análise baseada na observação da *tabela 4.4.2*, onde, fixando-se primeiramente os ângulos de inclinação (θ) e analisando-se a variação de β e, posteriormente, fixando-se β e observando-se a variação do ângulo θ , conclui-se que para os casos em que os valores de β se aproximam da unidade, as dispersões na ocorrência do *hot spot* devem aumentar, e portanto, o modelo de Elementos Finitos de placa (na forma como foi aplicado) não deve corresponder às expectativas, no sentido de se obter resultados razoáveis para estas faixas.

Para casos onde os ângulos de inclinação são próximos de 27° (ângulos muito agudos) também acontecem dispersões consideráveis e, aparentemente, também aparecem algumas dificuldades com o modelo de placas. Provavelmente há nestas malhas elementos com grau de empenamento inaceitáveis ou mesmo com formatos demasiadamente disformes. Contudo, supõe-se ser uma boa aproximação assumir que o *hot spot* acontece no *saddle* independentemente do valor de β e de θ . Com efeito, esta conclusão, a exemplo da tirada no item anterior, é amplamente aceita pela literatura. Ainda, pelo que foi observado na *tabela 4.4.2*, não se pode concluir que haja alguma influência de τ na posição do *hot spot*, para os casos analisados.

4.3.3 FORÇA NO PLANO

Novamente aqui, repetiu-se uma análise feita nos moldes da anterior (MF) e pode-se tecer algumas considerações, observando-se a *tabela 4.4.3* para os casos FN.

Para este caso de carregamento, o que aparentemente ocorre é que o *hot spot* passe do *crown* para o *saddle*, à medida que o ângulo de inclinação (θ) vai de 27° para 90° . Também, não é possível verificar alguma influência de τ na posição do *hot spot*, e novamente, observa-se que para valores de β superiores a 0.80, apresenta-se uma elevada dispersão. O mesmo pode ser concluído ao se fixar β e verificar as variações do ângulo θ . Finalmente, não se pode concluir pela influência das variações de β sobre a posição do *hot spot*, apenas com os dados apresentados pela *tabela 4.4.3*.

POSIÇÃO DO HOT SPOT PARA MOMENTO NO PLANO - MP

$p_n \backslash \theta$	27°	60°	90°	60°	27°	90°	27°	60°	90°
1			□						■
cr									
2									
3			■			□			
4				■					
5									
6									
7									
8									
sd									
9									
10									
11									
12									■
13		■ ■	■		■		■ ■		■ ■ ■
14									
15	■ ■ ■	■		■ ■	■ ■ ■	■ ■	■ ■ ■	■ ■ ■	■ ■ ■ ■
cr	□ □ □	□ □ □	□	□ □ □	□ □ □	□ □	□ □ □	□ □ □	□ □ □ □
β	.50	.60	.95	.50	.60	.60	.70	.80	.80

LEGENDA:

- : Posição do hot spot para o tubo primário
- : Posição do hot spot para o tubo secundário

Observações:

- (i) p_n é a posição do nó na linha de intersecção onde $sd = saddle$ e $cr = crown$
- (ii) θ é ângulo de inclinação do tubo secundário
- (iii) β é relação de diâmetros (d/D)
- (iv) Para cada coluna de β e θ tem-se os valores $\tau=0.32$, $\tau=0.45$ e $\tau=0.60$ respectivamente.

tabela 4.4.1 - Grade de localização do hot spot para carregamento do tipo Momento no Plano - MP.

POSIÇÃO DO HOT SPOT PARA MOMENTO FORA DO PLANO - MF

$\frac{p_n}{\theta}$	27°	60°	90°	60°	27°	90°	27°	60°	90°
1									
cr									
2									
3									
4									
5							■		
6	■				■ ■			■ ■	
7		■ ■ ■ ■ ■			■ ■ ■			■ ■ ■	
8						■ ■ ■			■ ■ ■
sd		□ □ □			□ □ □	□ □ □ □		□	□ □ □
9				■ ■ ■					
10		□			□			□	
11	□ □			□ □ □	□			□	
12									
13									
14									
15									
cr									
β	.50	.60	.95	.50	.60	.60	.70	.80	.80

LEGENDA:

- : Posição do hot spot para o tubo primário
- : Posição do hot spot para o tubo secundário

Observações:

- (i) p_n é a posição do nó na linha de intersecção onde sd = saddle e cr = crown
- (ii) θ é ângulo de inclinação do tubo secundário
- (iii) β é relação de diâmetros (d/D)
- (iv) Para cada coluna de β e θ tem-se os valores $\tau=0.92$, $\tau=0.45$ e $\tau=0.60$ respectivamente.

tabela 4.4.2 - Grade de localização do hot spot para carregamento do tipo Momento Fora do Plano - MF

POSIÇÃO DO HOT SPOT PARA FORÇA NO PLANO - FN

θ P_n	27°	60°	90°	60°	27°	90°	27°	60°	90°
1	■ ■ ■				■ ■ ■		■ ■ ■		
cr	□ □ □				□ □ □		□ □ □		
2									
3									
4									
5									
6		□							
7		■ ■							
8		■ ■							
sd		□							
9									
10									
11									
12									
13									
14									
15									
cr									
β	.50	.60	.95	.50	.60	.60	.70	.80	.80

LEGENDA:

- : Posição do hot spot para o tubo primário
- : Posição do hot spot para o tubo secundário

Observações:

- (i) p_n é a posição do nó na linha de intersecção onde sd = saddle e cr = crown
- (ii) θ é ângulo de inclinação do tubo secundário
- (iii) β é relação de diâmetros (d/D)
- (iv) Para cada coluna de β e θ tem-se os valores $\tau=0.32$, $\tau=0.45$ e $\tau=0.60$ respectivamente.

tabela 4.4.3 - Grade de localização do hot spot para carregamento do tipo Força no Plano - FN.

4.5 VALIDADE DAS FORMULAÇÕES OBTIDAS, COMENTÁRIOS E RECOMENDAÇÕES

Daquilo que se observou até aqui, nota-se o caráter de aproximação dos resultados numéricos do Método dos Elementos Finitos. Desta forma, apenas por esta razão, o emprego dos resultados assim obtidos, em um projeto estrutural de plataforma oceânica, necessita ser realizado à luz do julgamento de uma abordagem de engenharia, onde todas as incertezas decorrentes do procedimento de projeto - incluindo-se as incertezas da própria avaliação dos FCT's - sejam compensadas por apropriados coeficientes de segurança.

Esta conclusão é válida não somente como decorrência do grau de aproximação cometido no presente estudo, mas também para todo e qualquer outro que, desenvolvido nos mesmos moldes, encontra-se disponível na literatura. Como indicativo deste fato, pode-se recorrer à recomendação da referêncica [12] que, como medida a favor da segurança, propõe a utilização, em qualquer caso, de FCT mínimo 2.5.

Em particular, para o presente trabalho, acentuadamente como função da natureza e do número de casos analisados, é necessário estabelecer considerações específicas quanto à validade do processo de regressão utilizado nos estabelecimentos das formulações paramétricas para as FCT's.

Em primeiro lugar, deve-se ressaltar que se empregou, para as regressões das expressões dos FCT's, uma forma geral relativamente simples da função que ajusta, para cada caso de carregamento, as tensões de *hot spot* obtidas (veja apêndice A). Na verdade, pela própria natureza dos casos abordados, acredita-se que, como mostram as formulações semelhantes apresentadas nas referências, fosse mais conveniente adotar fórmulas mais elaboradas, que melhor ajustassem os resultados obtidos pelo MEF.

Uma sugestão para o que foi dito, seria arbitrar outros tipos de regressões, com o intuito de melhorar o ajuste. Na referêncica [10] é utilizado, por exemplo, uma regressão do tipo

$$FCT = A (\text{sen } \theta)^{b_1} (\tau)^{b_2} \exp [b^3 (\beta)^{\delta}] \quad [4.11]$$

para o caso de carregamento de Força no Plano. Nesta regressão

ajusta-se os coeficientes A , b_1 , b_2 , e b_3 , arbitrando-se um valor para δ . Pode-se, assim, variando δ , encontrar um valor que proporcione um melhor ajuste para os dados. Para tal, um bom procedimento é verificar a aderência da função, através de um coeficiente apropriado.

Outro método, ainda, seria separar o ajuste em duas ou mais etapas (funções), dividindo o domínio de uma variável de maneira conveniente. Para esta última alternativa, deve-se tomar cuidado com o tamanho da amostra, pois esta pode vir a ser não mais representativa. Outras possibilidades podem ser vistas nas referências [1], [2] e [7], mostradas no apêndice E.

Entretanto, a questão de estabelecer um bom processo de regressão não se resume somente ao aspecto da forma geral da função de ajuste, dependendo fortemente da quantidade, qualidade e da natureza dos pontos de entrada, acreditando-se ainda que, no âmbito do presente estudo, não se justifica a busca de regressões mais sofisticadas, mas antes sim, de se estabelecer um procedimento científico mais elaborado para o conhecimento dos mecanismos envolvidos no comportamento destas juntas. A forma geral aqui empregada, conclui-se, ser consistente com a relação de dados de entrada obtida para o processo de regressão, resultando em confiável testemunho do comportamento dos FCT's para esta categoria de juntas.

Ainda neste contexto, pode-se citar a ausência, no presente estudo, da variação dos parâmetros geométricos do membro principal (D e T), os quais foram mantidos constantes. Para a obtenção de formulações mais elaboradas, devem ser observadas a inclusão dos parâmetros α e γ variáveis, e também a maior abrangência das faixas de variação dos parâmetros envolvidos (principalmente de β). Logicamente que para isto, a amostra utilizada para a regressão das formulações deve ser reconsiderada, de forma a se obter novamente resultados consistentes. Formulações desta categoria, podem ser vistas, por exemplo, em Efthymiou, referência [7].

Com relação à correlação obtida pelo processo de regressão aplicado neste trabalho, é importante ressaltar que, para os casos limites de θ pequeno e também β grande, os desvios das formulações paramétricas, em relação aos resultados numéricos do cálculo por elementos finitos, foram significativos (veja tabelas 4.3). À luz deste fato, é aconselhável que apropriados coeficientes de correção

sejam adotados, quando da utilização das formulações nestas faixas.

Contudo, apesar de todas essas restrições, que a bem da clareza julgou-se necessário registrar, resta o importante fato de, com este estudo, termos implementado um procedimento automatizado de cálculo para os FCT's. Este procedimento, talvez inédito no país, empregado em uma gama maior de parâmetros adicionais, pode, sem dúvida, levar à definição de mais apropriadas formulações paramétricas, cobrindo, inclusive, casos não perfeitamente esclarecidos pela literatura.

Um outro aspecto, sobre a validade das formulações presentemente obtidas, está relacionado à questão da definição do comprimento e das condições de contorno adotados para o membro principal. Nesta discussão, é necessário, antes, compreender o mecanismo que leva à flexão local das paredes dos tubos principal e secundário.

Encarando-se uma junta tubular soldada sob o ponto de vista da teoria simples da viga, não há deformação das secções transversais dos tubos. Disto decorre a necessidade de, por um procedimento a parte daquela teoria, calcular os efeitos de flexão localizada das paredes dos tubos. Isto posto, uma vez quantificados esses efeitos através dos FCT's, pode o projetista, utilizando-se da teoria simples de viga, cujos resultados serão afetados pelos FCT's, estimar valores máximos de tensões junto ao cordão de solda, dimensionando a estrutura para a vida em fadiga, ainda que, sob certo coeficiente de segurança.

Os momentos fletores atuantes em cada lado da união soldada - como esforços internos definidos na teoria simples da viga - causam tensões de membrana (tensão nominal) que, por definição, são constantes ao longo das espessuras das paredes dos tubos (consideradas finas), e em adição, tais tensões de membrana atuam como carregamentos localizados que provocam flexão local dessas paredes. Portanto, os momentos fletores são responsáveis por duas componentes distintas de tensões: de membrana e de flexão.

Assim, como a concentração de tensões está relacionada ao efeito de flexão local na união soldada, é fácil perceber que os FCT's devem depender da magnitude dos momentos fletores. Portanto, para um certo caso de solicitação da junta, se o montante da solicitação interna por momento fletor depende dos comprimentos dos membros tubulares, pode-se esperar que essa dependência marque presença nas formulações dos FCT's.

Neste contexto, examinando os três casos de carregamento deste estudo, Força no Plano, Momento no Plano e Momento Fora do Plano, conclui-se que apenas o caso de Força no Plano tem momento fletor dependendo do comprimento do membro principal e que, em nenhum dos três casos, esse momento depende do comprimento do membro secundário. Logo, apenas a formulação paramétrica do caso de Força no Plano deveria ter mais um parâmetro adimensional envolvendo o comprimento do membro principal ($\alpha = L/D$). Esta conclusão, de fato, é corroborada pela observação das fórmulas apresentadas nas referências bibliográficas e também no apêndice E, como UEG,^[1] Gibstein,^[2] Efthymiou,^[7] Kuang,^[10] e outros.

No entanto, conforme já foi dito, o programa GERTUBO foi desenvolvido para gerar todos os modelos com um valor de α constante, igual a 9.0 (D, L constantes), e para $\gamma = 34/3$ (também constante), o que justifica o não aparecimento de α , e portanto de L, nas fórmulas de FCT. Desta maneira, a influência destes parâmetros fica embutida na constante multiplicativa A que aparece nas funções dos FCT's.

Um outro aspecto relevante para o comportamento dos FCT's nestas juntas, também relacionado com o comprimento L - e portanto com o adimensional α - é o fenômeno da ovalização do tubo primário. É sabido que a ovalização do primário (deformações locais nas paredes do tubo), resultante do carregamento atuante no secundário, decai à medida que se distancia da intersecção. Este decaimento natural, pode ser interrompido se o comprimento do tubo primário utilizado no modelo, para a avaliação do FCT não for longo o suficiente. Caso este *amortecimento* natural seja interrompido bruscamente pela utilização de tubos curtos, as deformações e, portanto, as tensões observadas serão menores, resultando em valores subestimados para os FCT's.

Nesse contexto, Efthymiou^[7] sugere que para valores baixos de γ (valores de $\gamma \leq 12$, aproximadamente), esta influência pode ser pequena, principalmente para valores de α maiores de 8. Neste caso, torna-se razoável pensar que, para as formulações apresentadas neste trabalho (tabela 4.1), onde manteve-se $\gamma = 34/3$ constante, o valor de α (e portanto de L) tem pouca influência sobre o valor do FCT, com relação a este fenômeno. Para valores grandes de γ no entanto, ($\gamma = 32$, por exemplo) e α pequenos ($\alpha \approx 5$), o FCT estimado pode chegar a ser a metade daquele estimado com o comprimento do primário adequado.

A rigor, a interpretação do significado do parâmetro L na literatura corrente, merece alguma discussão. Nas referências [2] e [10], aponta-se para o fato de o membro principal ter sido suposto simplesmente apoiado em suas extremidades. Assim, a interpretação correta desta suposição implica em considerar, quando da aplicação das formulações propostas, como sendo L , a distância entre zeros de momento fletor, à esquerda e à direita da união soldada.

No caso deste estudo, arbitrou-se, por facilidade de geração automática de dados, para todas as condições de carga, que o membro principal tem suas extremidades engastadas. Como tais extremidades foram colocadas suficientemente longe da união soldada, como já foi dito, cancelando as influências do comprimento do tubo (ovalização), o efeito do arbítrio dessas condições de contorno sobre os resultados, pelas razões expostas, torna-se desprezível no caso de Força no Plano, e nenhum, nos casos de Momentos no Plano e Momento fora do Plano.

Assim, a validade das formulações apresentadas na tabela 4.1 deve ser interpretada à luz dos fatos aqui apontados, bem como considerando-se os limites de variação dos adimensionais empregados que, por sua vez, decorrem da própria definição dos casos analisados (tabela 3.1).

CAPÍTULO 5

RELAÇÃO ENTRE AS TENSÕES DA MARGEM E DA RAIZ DA SOLDA

5.1 INTRODUÇÃO

Considerando a ênfase que se dá às grandes variações da geometria existentes na região soldada da intersecção entre os tubos primário e secundário, é natural que se pense em fazer alguma distinção entre margem e raiz do cordão de solda. Por outro lado, na impossibilidade de tal distinção no procedimento de cálculo empregado, alguns comentários se fazem necessários.

Em primeira instância, é razoável acreditar que as tensões que ocorrem na margem e na raiz, ao longo de todo o cordão de solda, têm valores distintos porque correspondem a partes distintas, embora próximas, na estrutura da junta.

Seria, portanto, adequada a aplicação de elementos sólidos (conforme sugerido no item 3.2) para a modelagem do cordão de solda, de forma a se obter com razoável confiabilidade o comportamento das tensões nesta região.^[7,25] Como foi dito, poder-se-ia lançar mão de uma aplicação conjunta de elementos sólidos e elementos de placa, elementos sólidos por todo o modelo, ou mesmo utilizar-se das técnicas de *subestruturação* (*superelementos*) para uma análise do comportamento das tensões na região do cordão de solda, modelando-a com detalhes. No entanto, para a elaboração e o processamento de uma quantidade tão elevada de modelos de juntas (81 malhas), onde se pretende tão somente encontrar o *hot spot* (e sua tensão) para cada modelo, tal empreendimento tonar-se-ia inadequado em termos de tempo e de custo.

Um modelo de elementos sólidos (sem que se utilize elementos especialmente desenvolvidos), para captar as variações de tensão por flexão, com a mesma qualidade dos elementos de placa, exigiria um grau de refinamento de malha muitas vezes superior. Este fato esbarra nas limitações da nossa versão do programa ANSYS para micro, disponível no Departamento de Engenharia Naval da EPUSP, cuja versão, conforme já foi dito, se apresenta com uma *frente de onda* igual a 200, e a

utilização de elementos sólidos implicaria na necessidade de se utilizar uma quantidade muito maior de nós. Este fato, superposto à dificuldade de geração de malha, resultante da não uniformidade da forma da secção transversal do cordão de solda ao longo de sua extensão, acarreta uma grande dificuldade na definição das coordenadas nodais, exigindo o desenvolvimento de programas especializados para o pré-processamento.

É sugestão que, num futuro próximo, algum esforço deva ser dispendido no sentido de viabilizar a utilização dos elementos sólidos, quer seja através do desenvolvimento de novos elementos dedicados, do aprimoramento das funções de forma dos já disponíveis, ou elaboração de programas de geração automática para geometria tridimensional do cordão de solda em malha de elementos finitos.

Assim, obedecendo uma prática comum, decidiu-se pela utilização de modelagem por elementos de placa, uma vez que sua eficiência e praticidade estão comprovadas por vários estudos apresentados na literatura. Ainda, se por um lado a utilização de modelo de elementos de placa implica no inconveniente de não se poder fazer a distinção entre margem e raiz, por outro apresenta a vantagem da confiabilidade comprovada, conjuntamente com a vantagem relativa de uma "fácil" elaboração da malha. Finalizando, resta tecer alguns comentários sobre a consequência prática da não distinção entre a margem e a raiz nos modelos de placa.

Como as tensões máximas que se procuram, ocorrem no cordão de solda, e este, no modelo de placas, fica representado apenas pela linha de intersecção das superfícies diametraes médias dos membros da junta, não se pode atribuir, a princípio, o resultado obtido exclusivamente à margem ou à raiz. É mais razoável admitir que um certo valor de tensão máxima, calculado na intersecção, representa uma medida da máxima solicitação ocorrida no cordão de solda. Assim, para efeito do levantamento das funções dos FCT's, ou em uma eventual comparação com resultados experimentais, esse valor máximo de cálculo é o significativo, sem importar saber se, na realidade, ocorre na margem, na raiz ou na região entre essas duas posições.

Já que, na verdade, esta afirmação é uma hipótese e, como também, num ensaio experimental não é possível medir resultados distintamente em margem e raiz, para todas as situações, fez-se uma verificação

neste capítulo, de como as tensões desenvolvem-se da margem para raiz num modelo simples de estado plano de deformação que, também hipoteticamente, representa um "corte" ou secção transversal do cordão de solda, em uma região de máxima sollicitação. Da observação dos resultados, pode-se concluir pela pouca significância da amplificação da tensão da margem para a raiz, uma vez admitido um cordão de solda sem imperfeições. Este resultado, em alguma extensão, valida o modelo de placas, como de resto parece ser um fato aceito por vários pesquisadores.

5.2 FORMULAÇÃO DO MODELO DE ESTADO PLANO DE DEFORMAÇÃO PARA A SECÇÃO DE SOLDA TÍPICA

Neste item, a título de posicionamento da relativa importância da questão margem x raiz, apresentam-se os resultados obtidos através de uma modelagem simplificada, cujo principal objetivo foi esclarecer o modo pelo qual as tensões devem se desenvolver no interior do cordão de solda. Para tanto, procurando preservar, fundamentalmente, a distinção geométrica entre margem e raiz, discretizou-se uma secção transversal típica do cordão de solda, nos moldes adiante descritos.

Como não se tem como objetivo quantificar o nível de tensões mas, tão somente, obter uma avaliação qualitativa de se, para o interior do cordão de solda, partindo da margem e indo até a raiz, ocorre amplificação de tensões, arbitrou-se um modelo de Estado Plano para a secção transversal típica, em uma condição em que as tensões perpendiculares a esta secção não fossem, a priori, consideradas nulas. Assim, no intuito de se aproximar ao máximo da realidade, foram empregados elementos de *estado plano de deformação*, em um modelo representativo de uma secção típica, conforme mostrado na *figura 5.1*.

É evidente que mesmo a situação de representação de uma pequena porção do cordão de solda mereceria, talvez, o uso de elementos sólidos, de sorte a respeitar, mais apropriadamente, a geometria tridimensional da intersecção. Considerado o objetivo já citado, contudo, julgou-se suficiente desenvolver o estudo nos moldes aqui estabelecidos.

Desse modo, como se observa na *figura 5.1*, uma porção da espessura do membro principal foi suposta com extremidades engastadas,

enquanto à extremidade da espessura do membro secundário reservou-se a tarefa de receber o carregamento. Neste contexto, duas naturezas de tensões foram consideradas, em dois casos distintos de carregamento: tensões de membrana e tensões de flexão, com valores máximos unitários.

5.3 RESULTADOS E CONCLUSÕES

Pode-se dizer que, em primeira instância, o objetivo do cálculo do FCT, nos moldes estabelecidos neste trabalho, é o de quantificar os efeitos das flexões de natureza local que ocorrem nas paredes tubulares da junta soldada. Nesses termos, como já se esclareceu anteriormente, o FCT contabiliza, primordialmente, uma relação entre a tensão de membrana - obtida de uma análise global da estrutura - com a máxima tensão provocada pela superposição dessa tensão de membrana com as tensões de flexão ocorrentes devido às deformações locais das paredes dos tubos. Assim sendo, se não houvesse flexão local das paredes tubulares, a questão da concentração de tensões seria pouco relevante.

Portanto, para os propósitos do presente capítulo, é suficiente que se verifique como as tensões de flexão se propagam da margem da solda em direção à sua raiz, observando-se a ocorrência ou não de amplificação das tensões na região da solda.

Do exame da *figura 5.2* (onde construiu-se um gráfico qualitativo do comportamento das tensões na região da solda, advindas do modelo de estado plano de deformação), nota-se claramente que, do resultado relativo de tensões de flexão, entre margem e raiz, ocorre uma atenuação do nível de sollicitação, como função do acréscimo de material proveniente da soldagem. Este fato, respeitados os limites de validade do estudo deste capítulo, leva-nos à conclusão de que, para cordões de solda executados sem imperfeições ou defeitos, o máximo nível de sollicitação deve ocorrer nas margens. Esta conclusão, com boa relevância, valida os resultados obtidos do modelo de placas uma vez que as máximas tensões ocorrem em regiões onde tal modelo bem representa o comportamento em flexão local das paredes tubulares.

Finalizando, é importante salientar que a possibilidade de existirem imperfeições geométricas de forma e defeitos de soldagem na

junta foge ao alcance deste presente estudo. Na presença dessas imperfeições e/ou defeitos, o campo de tensões pode se afastar substancialmente daquilo que é previsto teoricamente pelos cálculos aqui empregados.

Elaborar um procedimento que calcule numericamente o comportamento das tensões em juntas com imperfeições, embora factível, tem objetivos distintos dos presentemente estabelecidos. Neste caso, a própria concepção do modelo de elementos finitos deve pautar-se em princípios distintos dos atuais, chegando ao ponto de oferecer possibilidade de detecção dos efeitos de prováveis fissuras existentes no interior do material, de mudança de propriedades na zona termicamente afetada (ZTA), e, ainda, de irregularidades das formas tubulares. Assim, esta nova abordagem dar-se-ia por uma revisão dos critérios micro e macroscópicos da idealização do comportamento da junta soldada, estabelecendo-se procedimento de cálculo mais ligado à Mecânica das Fraturas.

Uma tarefa desse porte, embora factível e até boa sugestão para um trabalho futuro, não se insere no escopo deste estudo, cujo principal objetivo dirigiu-se no sentido de levantar Fatores de Concentração de Tensões que, segundo o que se procurou aqui demonstrar, fazem sentido numa abordagem macroscópica do problema, quando se considera a união soldada até os limites das margens externas do cordão de solda.

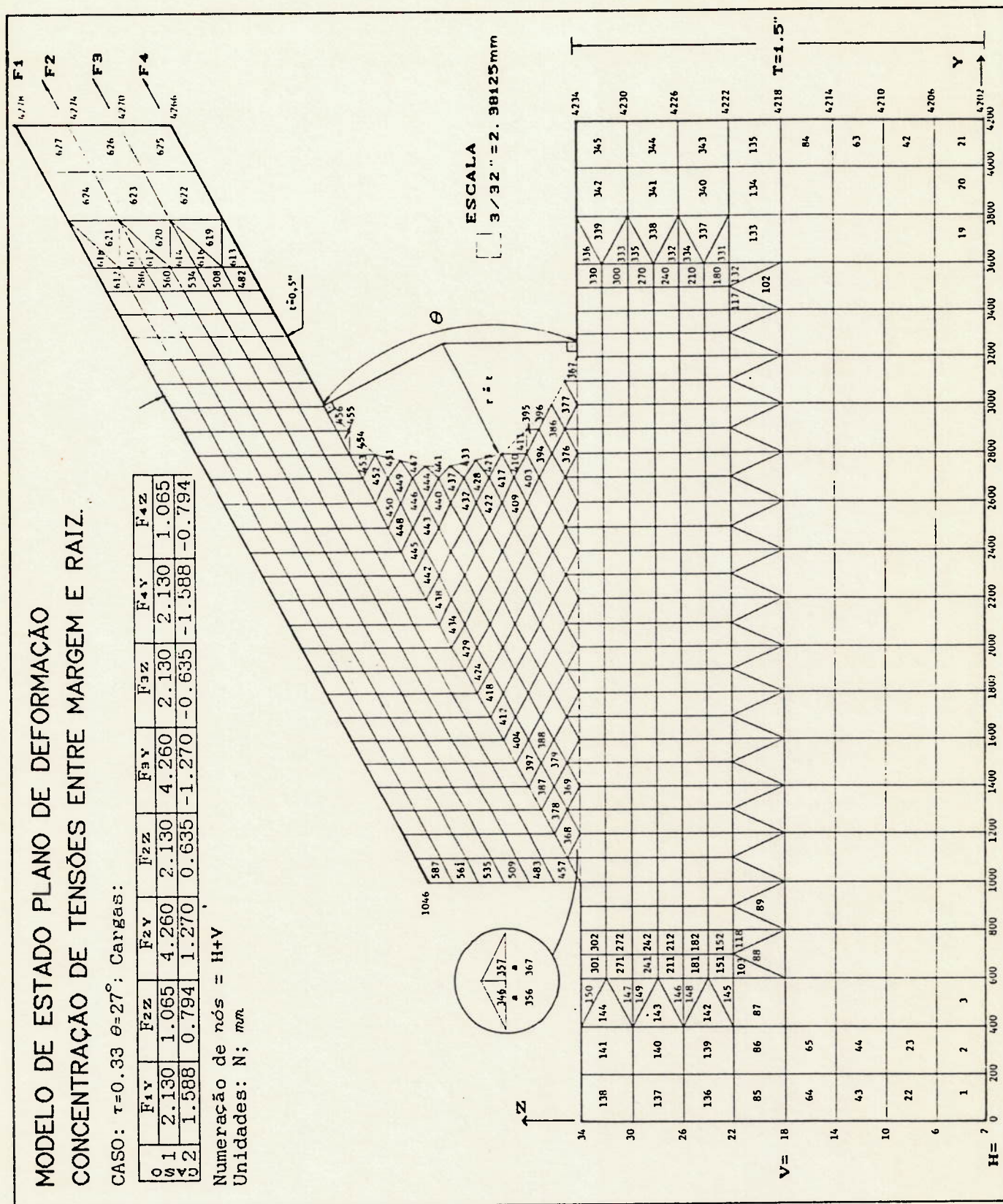


figura 5.1 - Tensões entre margem e raiz: concepção do modelo e dados de entrada para a malha de elementos finitos de estado plano de deformação (EPD).

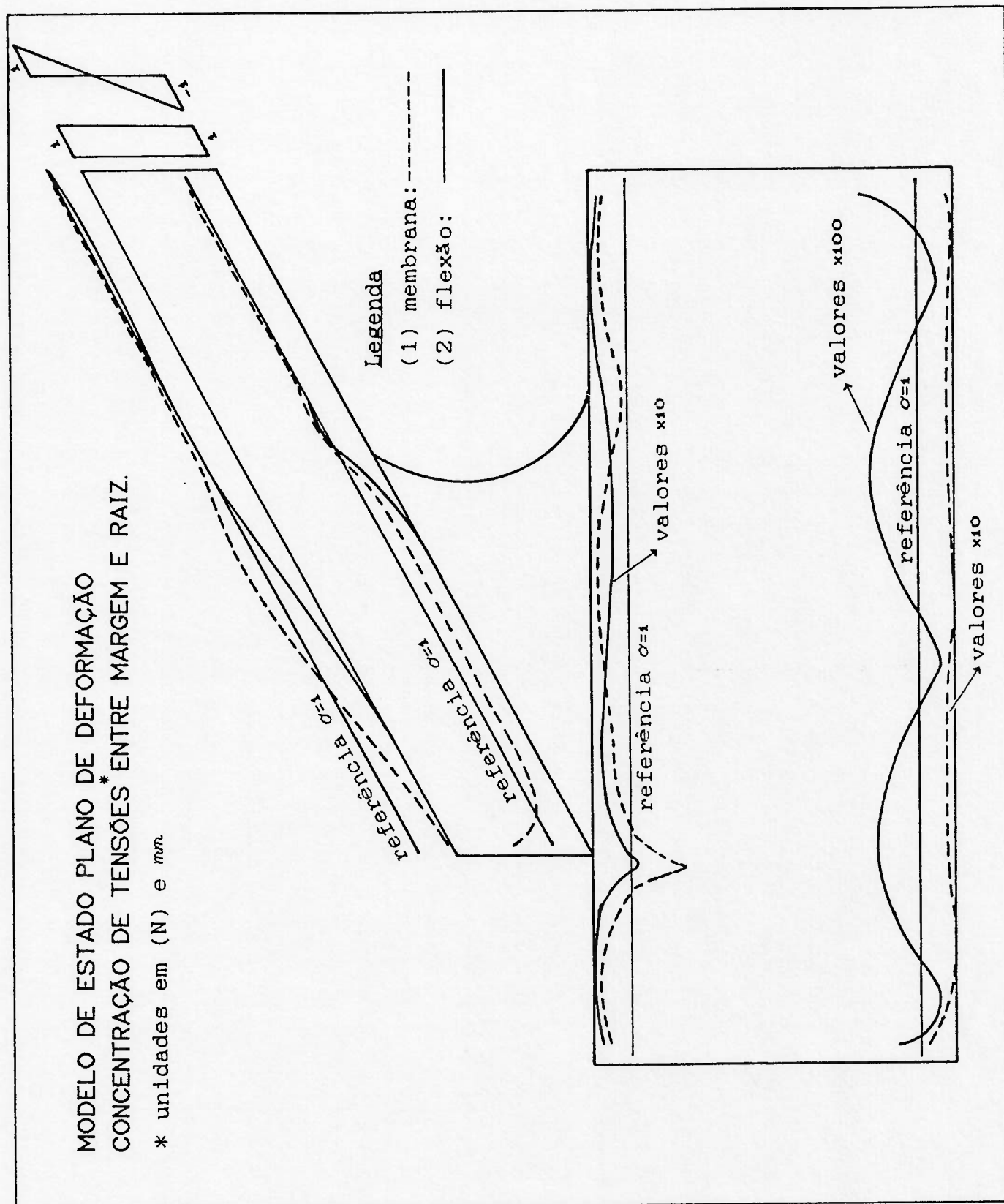


figura 5.2 - Tensões entre margem e raiz: resultados obtidos do comportamento das tensões de membrana e de flexão, obtidas através do programa NAVSAP.

CAPÍTULO 6

COMPARAÇÃO COM RESULTADOS DA BIBLIOGRAFIA

6.1 INTRODUÇÃO

Este trabalho certamente não estaria completo sem que se efetuasse alguma comparação entre os resultados presentemente obtidos e aqueles representados por formulações estabelecidas por outros pesquisadores. Estes, pesquisando no mesmo assunto e de maneira semelhante, obtiveram formulações paramétricas para os FCT's dedicadas aos vários tipos de juntas tubulares soldadas, principalmente às do tipo Y, T e K, e, como já foi dito, nem sempre a metodologia utilizada para tal foi o MEF, tendo-se também observado trabalhos de análise com modelos em escala, de juntas construídas de acrílico.

Também, muitos aspectos relativos à obtenção destas formulações, seja pelo MEF ou através de modelos de acrílico, implicam em diferentes hipóteses e suposições que, via de regra, levam a resultados relativamente díspares entre si.

Neste capítulo cumpre-se, portanto, comparar as formulações obtidas neste estudo, com as dos trabalhos desenvolvidos por Kuang,^[10] Gibstein,^[2] Efthymious,^[7] Wordsworth-Smedley,^[1,2] e dos trabalhos de compilação, análise e comparações realizados pela UEG,^[11] apresentando-se este último como, talvez, os mais expressivos da literatura e, provavelmente, os mais utilizados correntemente em projetos.

É importante ressaltar que os resultados, quando possível, devem ser comparados com os de ensaios convenientemente conduzidos, de modo a validar as expressões para a sua posterior aplicação em projetos. Neste particular, é notável o trabalho de compilação da referência [1], que se baseia em extensivos trabalhos, com respaldo experimental para os seus resultados.

6.2 COMENTÁRIOS SOBRE OUTRAS PUBLICAÇÕES

Certamente que não se encontram nas citadas publicações, de modo geral, todos os detalhes e informações referentes à metodologia e

critérios utilizados, visto que estes são, na sua maioria, extensos. No entanto, por vezes é possível concluir-se por aspectos relevantes, mesmo que de maneira indireta. Seguem, portanto, alguns comentários.

Kuang⁽¹⁰⁾ utilizou-se do MEF para a obtenção de suas formulações para os FCT's e tomou as tensões nos nós de intersecção dos modelos para computar estes valores, não deixando claro, todavia, se a tensão utilizada foi a principal ou a perpendicular à linha de solda. As condições de contorno para as extremidades do tubo primário foram de apoio nos casos de carregamento de Força no Plano (FN) e Momento no Plano (MP), sendo, contudo, engastadas para os casos de Momento Fora do Plano (MF), provendo a estrutura da necessária restrição torcional.

Gibstein⁽²⁾ também se utilizou do MEF para elaborar suas fórmulas, contudo realizou inicialmente investigações para juntas tipo T, sem considerar o ângulo de inclinação (θ) como variável. Para computar esta influência, Gibstein utilizou os resultados obtidos por Kuang.

Aparentemente Gibstein também não realizou investigações sobre a influência de α nos casos de carga FN, utilizando-se, mais uma vez, de valores recolhidos das formulações de Kuang. Apesar de Gibstein ter mostrado, segundo comentários da referência [1], a pouca influência das condições de contorno para os FCT's nos casos de Força no Plano, este aparentemente utilizou-se do apoio como condição de contorno para as extremidades dos tubos primários neste caso de carregamento.

Efthymiou⁽⁷⁾ foi mais um dos pesquisadores que se utilizou do MEF, podendo-se notar em suas formulações um maior detalhamento nas investigações. Nota-se, também, neste trabalho, a preocupação em se obter para os casos FN, formulações em separado para os pontos de *saddle* e *crown*, bem como para ambos os casos de condição de contorno do tubo primário: engastado e apoiado (Apêndice E). Preocupa-se, ainda, com a possível subestima dos FCT's, causada pela adoção de tubos primários curtos para os modelos, tendo, então, sugerido correções apropriadas para casos onde $\alpha < 12$.

Para o cômputo dos valores dos FCT's de Efthymiou, nos gráficos comparativos mostrados no Apêndice D, foi utilizado (para os casos de carregamento FN) o FCT que fosse maior dentre os valores calculados para o *saddle* ou *crown*. Também, para este caso de carregamento, foram utilizadas as formulações com as extremidades do tubo primário engastadas, no intuito de se comparar formulações com condições de

contorno semelhantes às aqui desenvolvidas. Aplicou-se, também, as correções para tubos curtos, quando sugerido.

Tanto Gibstein quanto Efthymiou utilizaram-se de programas de MEF e elementos de placa, especialmente desenvolvidos e dedicados à modelagem do cordão de solda e da região próxima a este. Algumas informações sobre estes programas e algumas de suas particularidades, podem ser encontradas nas respectivas referências.

Wordsworth-Smedley^(1,2) que chamar-se-á apenas de Smedley por simples conveniência, obteve suas formulações mediante a utilização de modelos em acrílico e, aparentemente, não houve a preocupação no sentido de representar os cordões de solda nos modelos. Segundo UEG⁽¹⁾ que realizou trabalhos de comparação extensivos com os resultados de vários pesquisadores e, também, com trabalhos experimentais, estas formulações estão entre as mais realísticas, sendo basicamente as sugeridas pela UEG.

As formulações que constam na referência [1] são, desta forma, uma reprodução daquelas obtidas por Smedley, sendo, no entanto, sugeridos certos coeficientes de correção para casos de juntas com valores de β maiores de 0.6 e também para valores de γ entre 20 e 40. Estas diferenças podem ser observadas nos gráficos apresentados no Apêndice D, onde as curvas de UEG e Smedley coincidem para valores de β e γ fora das faixas de correção citadas (veja também Apêndice E).

6.3 COMPARAÇÕES DAS FORMULAÇÕES PARA OS FCT'S

Com o objetivo de se efetuar comparações entre as formulações paramétricas dos FCT's desenvolvidos neste trabalho, com as desenvolvidas por outros pesquisadores, elaborou-se um conjunto de gráficos, mostrados no Apêndice D.

Como já foi dito, as formulações para os FCT's aqui obtidas, são funções dos adimensionais $\beta=(d/D)$, $\tau=(t/T)$ e θ (ângulo de inclinação entre os tubos), tendo-se, no entanto, para facilitar a visualização e a análise do comportamento relativo destas equações, optado por parametrizar os gráficos em τ e θ , e construí-los todos com o adimensional β como a variável independente.

Tal fato é justificado, em parte, pela variedade de interpretações funcionais imputadas à influência de (β) pela

bibliografia corrente, em face aos outros dois dimensionais (τ e θ). No caso de τ , pode-se observar que há um certo consenso entre os pesquisadores quanto à sua participação nas formulações. O adimensional (τ) aparece, na maioria das vezes, representado na função paramétrica do FCT por um termo multiplicativo, elevado à uma determinada potência, termo este que se determina através da regressão. Este fato é notado nas formulações obtidas por Kuang, Gibstein, Efthymiou (em quase todas as suas formulações) e eventualmente por Smedley e UEG (Apêndice E).

Fato semelhante acontece, de modo geral, com a participação de θ nas formulações. Para Kuang e Gibstein, as influências do ângulo θ é tomada como sendo o seno deste ângulo, elevado à uma certa potência, determinada pela regressão. Já para as expressões de Efthymiou e Smedley, aparecem outras influências nos expoentes deste seno, tal como β , nos casos de Smedley e UEG, ou α e γ , no caso de Efthymiou (menos relevantes nesta análise, por terem sido mantidos constantes).

Já no caso do adimensional β , tem-se como exemplo as formulações de Efthymiou, que utiliza-se de polinômios em β , ou mesmo de exponenciais deste adimensional. Basicamente, a menos de Kuang e do presente trabalho, que sugerem participações de β no FCT como sendo fatores multiplicativos, elevados a um coeficiente constante, os outros casos adotam representações mais sofisticadas. Gibstein e Smedley sugerem polinômios nas formas quadráticas e lineares em β , além de admitir a sua influência em outros expoentes como no $\sin(\theta)$.

É, portanto, notado na bibliografia em geral que a participação do fator β é tida como decisiva na descrição do comportamento das juntas. Este fato é também justificado fisicamente, pois as deformações nas paredes dos tubos, o fator primordial na ocorrência das amplificações de tensão, estão intimamente relacionadas com a rigidez relativa entre os tubos, e, portanto, com o valor de β .

Outros comentários e comparações entre as formulações de FCT, podem ser vistas no Apêndice D, onde também se encontram apresentados os gráficos comparativos comentados no presente item. Para tal, elaborou-se uma tabela de orientação para a consulta aos gráficos, que também é apresentada no apêndice D.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES GERAIS E RECOMENDAÇÕES

Concluindo este trabalho, alguns pontos básicos devem ser abordados, de forma que se tenha uma visão geral dos resultados aqui obtidos. Já foi exposta, no decorrer deste trabalho, a importância das formulações para os FCT's no procedimento de cálculo da vida em fadiga das juntas tubulares, e, também, da importância de se aplicar corretamente tais formulações, atentando-se para as suas limitações e faixas de aplicação.

Para as formulações presentemente obtidas, pôde-se observar, através dos gráficos apresentados no Apêndice D, que estas encontram-se, na sua grande maioria, em posições intermediárias, entre as formulações de Kuang e Gibstein por um limite inferior, e por Smedley, Efthymiou e UEG por um limite superior.

Observou-se, também, alguma dificuldade em se modelar juntas com ângulos de inclinação (θ) pequenos (como por volta dos 30°) bem como juntas com valores de β próximos da unidade. É aconselhável que trabalhos de análise do comportamento das tensões para juntas com estas características sejam conduzidos de maneira diferenciada, tomando-se cuidados especiais na utilização de modelos de Elementos Finitos, tendo em vista a escolha dos elementos, a discretização das malhas e o estudo de sua convergência.

Nos moldes do trabalho realizado por Efthymiou, por exemplo, a utilização de elementos desenvolvidos especialmente para a análise das regiões de intersecção, modelando-se o cordão de solda, podem resultar em valores de FCT's mais elevados que os aqui obtidos, e, aparentemente, mais próximos da realidade. Conforme já foi mencionado anteriormente, a utilização de elementos sólidos deve ser cogitada sempre que os recursos computacionais disponíveis e os objetivos do projeto forem compatíveis com este tipo de análise, podendo conduzir, quando devidamente utilizados, a resultados de qualidade superior.

É também de grande importância a escolha da forma das expressões a serem utilizadas nas regressões, tendo estas papel muito importante

na boa representação dos FCT's. O fato de se escolher aqui expressões do tipo mostrado pela equação [4.10], supõe que os fatores adimensionais utilizados na descrição dos FCT's são independentes, isto é, não são mutuamente influenciáveis, ou ainda, que estas influências são, em primeira instância, desconsideradas. Este fato pode não representar com efetividade algum efeito de interação entre estes adimensionais, caso este se mostre relevante na análise. O fato de Smedley considerar o expoente de $\sin(\theta)$ como uma função de β , sugere que os valores de β podem ter participação no comportamento do ângulo (θ) de inclinação entre os tubos. Estes fatos devem ser observados, quando da análise das amostras.

Fato muitíssimo importante no desenvolvimento de qualquer formulação semi-empírica, nos moldes das apresentadas neste trabalho, constitui-se nas comparações destes resultados com evidências experimentais. O desenvolvimento de modelos experimentais é, portanto, de grande importância no estudo destas juntas. Considerando-se a posição mundial do Brasil na pesquisa de petróleo no mar, é muito importante que um número crescente de trabalhos sejam implementados nesta área de pesquisa, de modo a promover uma maior independência tecnológica e um maior desenvolvimento no domínio destas técnicas.

Para as formulações aqui promovidas, algumas hipóteses e considerações foram adotadas, sendo uma delas a manutenção de valores fixos para os adimensionais α e γ . No entanto, para uma maior generalização das formulações dos FCT's, estas variáveis devem ser consideradas nas regressões, necessitando-se para tal, que uma programação adequada dos casos de juntas a serem analisados seja elaborada. Neste sentido, algum investimento no dimensionamento da amostra deve ser dispendido, de forma a se obter resultados representativos com o menor número de modelos de juntas possível.

Com a obtenção da tensão nos *hot spot* através das formulações dos FCT's, é possível também ter uma boa estimativa do comportamento das tensões ao longo da linha de intersecção das juntas.

Com efeito, para o caso de um carregamento genérico em uma junta tubular, pode-se decompô-lo nos três casos de carregamento aqui utilizados (FN,MP,MF) e, posteriormente à estima da amplificação das tensões para cada uma destas componentes de carga, efetuar a sua composição e obter-se o valor final das tensões. Por outro lado, é

sabido que para os casos de cargas de Momento no Plano (MP), os *hot spots* acontecem nos pontos de *crown* e apresentam tensões desprezíveis no ponto de *saddle*. Já para os casos de Momento Fora do Plano (MF), os *hot spots* acontecem nos pontos de *saddle*, apresentando tensões também desprezíveis nos pontos de *crown*. Fato semelhante não acontece com o caso de carregamento de Força no Plano, onde o *hot spot* aparece em um destes pontos, com tensões não desprezíveis no outro.

O fato descrito nos dois últimos parágrafos justifica a elaboração de formulações para os FCT's dedicados aos pontos de *crown* e *saddle*, apenas para o caso de carregamento FN, para que se possa efetuar com segurança as composições de tensões resultantes da aplicação dos FCT's.

Por fim, fica a sugestão de um futuro desenvolvimento de formulações para outros tipos de juntas tubulares soldadas, tais como as do tipo K, X e KT, também muito utilizados na construção *offshore*. Para o estudo destes tipos de juntas, torna-se necessário o desenvolvimento de *softwares* de pré-processamento, nos moldes do programa GERTUBO, viabilizando-se a tarefa de preparação dos dados para vários modelos distintos.

APÊNDICE A

ALGORITMO DE REGRESSÃO EM POTÊNCIA. MÉTODO DOS MÍNIMOS QUADRADOS.

A.1 DEFINIÇÃO DO AJUSTE

Consideremos o FCT dado por um produto de três potências em três variáveis:

$$S (\eta_1, \eta_2, \eta_3) = A \eta_1^{b_1} \eta_2^{b_2} \eta_3^{b_3} \quad (1)$$

onde:

A, b_1, b_2, b_3 são constantes a determinar, e

$\eta_1 = \sin \theta$ com $\theta =$ ângulo da junta em Y

$\eta_2 = \beta = (d/D)$: relação de diâmetros nominais (externos)

$\eta_3 = \tau = (t/T)$: relação de espessuras

A cada termo (η_1, η_2, η_3) corresponde, como resultado da análise por modelo de Elementos Finitos, um valor para o fator de concentração de tensões:

$$\eta_{1i}, \eta_{2j}, \eta_{3k} \longrightarrow S_{ijk} \quad (2)$$

formando um conjunto de dados a utilizar na obtenção dos coeficientes de ajuste (A, b_1, b_2, b_3) .

Agora, aplicando a função logarítmo em ambos os lados da expressão (1) obtém-se:

$$F (x, y, z) = a + b_1 x + b_2 y + b_3 z \quad (3.1)$$

onde:

$$F = \ln S \quad (3.2)$$

$$x = \ln \eta_1 \quad (3.3)$$

$$y = \ln \eta_2 \quad (3.4)$$

$$z = \ln \eta_3 \quad (3.5)$$

$$a = \ln A \quad (3.6)$$

e ainda:

$$F_{ijk} = \ell_n S_{ijk} \quad (4.1)$$

$$X_i = \ell_n \eta_{1i} \quad (4.2)$$

$$Y_j = \ell_n \eta_{2j} \quad (4.3)$$

$$Z_k = \ell_n \eta_{3k} \quad (4.4)$$

Deste modo, a partir da transformação dos dados do problema para: $x_i, y_j, z_k \rightarrow F_{ijk}$, pode-se estabelecer um procedimento de regressão linear pelo método dos mínimos quadrados.

A.2 MÍNIMOS QUADRADOS

Seja:

$$d_{ijk} = F(x_i, y_j, z_k) - F_{ijk} \quad (5)$$

a diferença obtida, ponto a ponto, entre a curva (ou superfície) de ajuste e o valor original da função a ser ajustada.

Impondo a condição de que a soma dos quadrados dessas diferenças deve ser mínima.

$$\frac{\partial}{\partial a} \left[\sum_i \sum_j \sum_k d_{ijk}^2 \right] = 0 \quad (6.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial b_l} \left[\sum_i \sum_j \sum_k d_{ijk}^2 \right] = 0 \quad \ell = 1, 2, 3 \quad (6.2)$$

obtem-se um sistema de 4 equações a 4 incógnitas, de cuja solução resultam os valores das constantes a, b_1, b_2, b_3 procuradas.

Assim, de (6.1) e (6.2) resulta:

$$\begin{matrix} D & \cdot & Q & = & P \\ 4 \times 4 & & 4 \times 1 & & 4 \times 1 \end{matrix} \quad (7.1)$$

onde:

$$Q = \{a, b_1, b_2, b_3\}^T \quad (7.2)$$

$$P = \{F_o, F_x, F_y, F_z\}^T \quad (7.3)$$

$$D = \begin{bmatrix} N & \bar{X} & \bar{Y} & \bar{Z} \\ \bar{X} & \bar{\bar{X}} & \bar{X}_2 & \bar{X}_3 \\ \bar{Y} & \bar{X}_2 & \bar{\bar{Y}} & \bar{Y}_3 \\ \bar{Z} & \bar{X}_3 & \bar{Y}_3 & \bar{\bar{Z}} \end{bmatrix} \quad (7.4)$$

com:

$$N = \sum_i \sum_j \sum_k 1 \quad (7.5)$$

$$\bar{X} = \sum_i \sum_j \sum_k x_i \quad (7.6)$$

$$\bar{Y} = \sum_i \sum_j \sum_k y_j \quad (7.7)$$

$$\bar{Z} = \sum_i \sum_j \sum_k z_k \quad (7.8)$$

$$\bar{X}_2 = \sum_i \sum_j \sum_k x_i y_j \quad (7.9)$$

$$\bar{X}_3 = \sum_i \sum_j \sum_k x_i z_k \quad (7.10)$$

$$\bar{Y}_3 = \sum_i \sum_j \sum_k y_j z_k \quad (7.11)$$

$$\bar{\bar{X}} = \sum_i \sum_j \sum_k x_i^2 \quad (7.12)$$

$$\bar{\bar{Y}} = \sum_i \sum_j \sum_k y_j^2 \quad (7.13)$$

$$\bar{\bar{Z}} = \sum_i \sum_j \sum_k z_k^2 \quad (7.14)$$

$$F_o = \sum_i \sum_j \sum_k F_{ijk} \quad (7.15)$$

$$F_x = \sum_i \sum_j \sum_k x_i \cdot F_{ijk} \quad (7.16)$$

$$F_y = \sum_i \sum_j \sum_k y_j \cdot F_{ijk} \quad (7.17)$$

$$F_z = \sum_i \sum_j \sum_k z_k \cdot F_{ijk} \quad (7.18)$$

Resolvendo, agora, (7.1) por triangularização de Gauss, seguida de retro substituição, obtém-se.

$$b_3 = (\hat{F}_z - \hat{F}_y \cdot \hat{Y}_3 / \hat{Y}) / (\hat{Z} - \hat{Y}_3 \cdot \hat{Y}_3 / \hat{Y}) \quad (8.1)$$

$$b_2 = (\hat{F}_y - b_3 \cdot \hat{Y}_3) / \bar{Y} \quad (8.2)$$

$$b_1 = (\tilde{F}_x - b_3 \cdot \tilde{X}_3 - b_2 \cdot \tilde{X}_2) / \tilde{X} \quad (8.3)$$

$$a = (F_o - b_3 \cdot \bar{Z} - b_2 \cdot \bar{Y} - b_1 \cdot \bar{X}) / N \quad (8.4)$$

onde:

$$\hat{F}_z = \cong F_z - F_x \cdot X_3 / X \quad (8.5)$$

$$\hat{F}_y = \cong F_y - F_x \cdot X_2 / X \quad (8.6)$$

$$\hat{Z} = \cong Z - X_3 \cdot X_3 / X \quad (8.7)$$

$$\hat{Y}_3 = \cong Y_3 - X_3 \cdot X_2 / X \quad (8.8)$$

$$\hat{Y} = \cong Y - X_2 \cdot X_2 / X \quad (8.9)$$

e

$$\cong F_z = F_z - F_o \cdot \bar{Z} / N \quad (8.10)$$

$$\cong F_y = F_y - F_o \cdot \bar{Y} / N \quad (8.11)$$

$$\cong F_x = F_x - F_o \cdot \bar{X} / N \quad (8.12)$$

$$\cong Y_3 = \bar{Y}_3 - \bar{Y} \cdot \bar{Z} / N \quad (8.13)$$

$$\hat{X}_3 \approx \bar{X}_3 - \bar{X} \cdot \bar{Z}/N \quad (8.14)$$

$$\hat{X}_2 \approx \bar{X}_2 - \bar{X} \cdot \bar{Y}/N \quad (8.15)$$

$$\hat{Z} \approx \bar{Z} - \bar{Z} \cdot \bar{Z}/N \quad (8.16)$$

$$\hat{Y} \approx \bar{Y} - \bar{Y} \cdot \bar{Y}/N \quad (8.17)$$

$$\hat{X} \approx \bar{X} - \bar{X} \cdot \bar{X}/N \quad (8.18)$$

Agora, como medida da dispersão dos pontos de entrada, em relação à superfície de ajuste definida pelos coeficientes (a, b_1) , pode-se estabelecer o seguinte coeficiente de correlação:

$$R^2 = \left[\bar{F}_o^2/N - \sum_i \sum_j \sum_k F_{ijk} \bar{F}_{ijk} \right] / \left[\bar{F}_o^2/N - \sum_i \sum_j \sum_k F_{ijk} F_{ijk} \right] \quad (9)$$

onde resta definir:

$$\bar{F}_{ijk} = a + b_1 x_i + b_2 y_j + b_3 z_k \quad (10)$$

como os valores da função sobre a superfície de ajuste.

Assim, se o ajuste for perfeito, de sorte que a superfície passe por todos os pontos usados na entrada, teremos $R=1$. Como, no entanto, a regressão é linear, impedindo que tal condição seja satisfeita para um caso genérico, ter-se-á $R < 1$, e tanto menor do que 1 quanto pior a superfície se aproximar dos pontos de entrada, como função da dispersão desses pontos e da linearidade imposta para a regressão.

Para o cálculo do coeficiente de correlação podemos substituir (10) em (9), obtendo:

$$R = \left[\left[a \cdot \bar{F}_o + b_1 \bar{F}_x + b_2 \bar{F}_y + b_3 \bar{F}_z - \bar{F}_o^2/N \right] / \left[\bar{F}_o - \bar{F}_o^2/N \right] \right]^{1/2} \quad (11.1)$$

onde resta definir:

$$\bar{F}_o = \sum_i \sum_j \sum_k F_{ijk}^2 \quad (11.2)$$

APÊNDICE B

GERTUBO: GERAÇÃO AUTOMÁTICA DE MALHAS EM JUNTAS TUBULARES

B.1 DADOS DE ENTRADA

Este item tem por objetivo servir como um guia para a utilização do programa GERTUBO. Aqui, encontra-se descrita, passo a passo, a seqüência de entrada dos dados a serem inseridos no programa, com o objetivo de gerar os arquivos desejados para a análise das juntas pelo programa ANSYS. O programa GERTUBO *pede*, durante o seu processamento, os dados de entrada necessários, de maneira seqüencial, cabendo ao usuário apenas a inserção das características da junta para a malha que se deseja gerar.

O procedimento resume-se basicamente no que segue:

	notas
1. MEMBRO PRINCIPAL	
Diâmetro externo	(4)
Espessura	(4)
2. MEMBRO SECUNDÁRIO	
Relação de diâmetros externos	(1)
Relação de espessuras	(2)
Ângulo de inclinação	(3)
3. MATERIAL	
Módulo de elasticidade	(4)
Coeficiente de Poisson	
Tensão admissível	(4)
4. GERAÇÃO	
Número de divisões da intersecção	(5)
5. CASO DE CARREGAMENTO	(6)
= 1; Força no Plano	
= 2; Momento no Plano	
= 3; Momento fora do Plano	

-
6. PROGRAMA DESTINO (7)
= 0; ANSYS
>; NAVSAP
<; AMBOS
7. EXPANSÃO DAS SUPERFÍCIES (8)
= 0; Desenho normal
= 1; Principal expandido
= 2; Secundário expandido
8. EMPENAMENTO DOS QUADRILÁTEROS (9)
(Recomendado $\leq 0,2$)

NOTAS:

- (1) Relação entre o diâmetro externo do tubo secundário e o diâmetro externo do tubo principal.
- (2) Relação entre a espessura do tubo secundário e a espessura do tubo principal.
- (3) Ângulo de inclinação do tubo secundário em relação ao tubo principal.

(4) Usar unidades coerentes.

(5) Número de partes, aproximadamente iguais, em que será subdividida a linha que representa o cordão de solda, como resultado da intersecção das superfícies de meia espessura dos tubos. O grau de refinamento da malha e, portanto, a maior Frente de Onda, é diretamente proporcional a este número (N):

$$(WF)_{\text{máx}} = 12 (N + 1)$$

(6) Veja ilustração dos carregamentos na *figura 3.3*.

(7) Gera arquivos para os programas ANSYS (DADOS.ANS) e/ou NAVSAP (DADOS.SAP).

(8) Gera arquivo de desenho para o programa NAVGRAF¹²¹ (com o nome DESENHO) da malha normal, do primário expandido ou do secundário expandido.

(9) O valor deste dado limita o empenamento dos quadriláteros gerados. O programa calcula o empenamento do quadrilátero e, caso este seja maior do que o valor fornecido, divide o quadrilátero em dois triângulos.

B.2 LIMITAÇÕES DO PROGRAMA

Algumas limitações podem ser enumeradas quanto à utilização do programa GERTUBO, visto que sua aplicação ficou restrita aos tipos de juntas estudadas neste trabalho. Contudo, mediante algumas alterações no programa fonte, pode-se dar soluções para várias destas limitações, e conseqüentemente, estender as possibilidades de sua aplicação.

Abaixo, lista-se algumas delas.

- (1) Um excessivo refinamento da malha pode provocar *overflow* da memória do microcomputador. Uma solução seria trabalhar com arquivos em disco. Contudo, isto pode tornar a execução mais lenta.
- (2) A execução dos desenhos expandidos, do primário e do secundário é mutuamente exclusiva, isto é, apenas uma das opções é permitida por processamento.
- (3) Não há possibilidade de refinamento local da malha, pois este é parametrizado pelos dados geométricos da junta tais como os diâmetros, o número de elementos na intersecção, etc.
- (4) O cálculo do empenamento, calculado segundo formulação encontrada no manual do ANSYS, é:

$$\omega = d / \sqrt{A}$$

Onde:

ω = empenamento

A = área projetada do quadrilátero

d = distância do nó L ao plano definido pelos nós I, J, K.

O empenamento, assim calculado no programa GERTUBO, corresponde aproximadamente ao dobro do valor utilizado pelo programa ANSYS-PC para emissão de aviso ("WARNING"). Não foi possível identificar a razão desta discrepância.

- (5) O comprimento (L) do tubo primário é definido como sendo 4.5D. Contudo, esta relação pode ser alterada no programa fonte ou L ser definido como entrada.
- (6) Os carregamentos (ver *figura 3.3*) resultantes do GERTUBO são cargas nodais calculadas para fornecer tensões unitárias na extremidade do secundário. Contudo, pelo fato da malha ser pouco refinada nesta

- região, podem resultar distribuições não regulares de tensão na extremidade do tubo secundário.
- (7) O GERTUBO gera malhas para juntas do tipo Y e T, apenas. No entanto, mediante algum investimento, pode-se implementá-lo para gerar outras geometrias, como por exemplo juntas tipo K, TK, ou X. Estas modificações estão, contudo, subordinadas a algum esforço de programação.

B.3 "INTERFACEAMENTO" COM O PROGRAMA ANSYS

O program GERTUBO, mediante a inserção dos dados que definem a geometria geral da junta e outros (veja B.1), gera um arquivo do tipo ASCII, de nome DADOS.ANS. Mediante um comando do tipo INPUT no ambiente PREP7, pré processador de malhas do programa ANSYS, este arquivo é lido e, posteriormente, gerado o arquivo FILE16.DAT.

Com este arquivo, o pré- processador PREP7 é capaz de gerar outro arquivo de nome FILE27.DAT, que é posteriormente utilizado no ambiente ANSYS para a solução da malha.

No arquivo DADOS.ANS já se encontram todas as informações necessárias para o processamento dessas malhas, utilizando-se o elemento de placa STIF-63.

B.4 LISTAGEM DO PROGRAMA FONTE GERTUBO

A seguir, lista-se o código do programa GERTUBO, programado em linguagem Turbo Pascal 5.0. Este programa poderá ser compilado também por versão mais recente do Turbo Pascal, como por exemplo a versão 5.5, devendo, no entanto, sofrer algumas modificações se utilizadas versões anteriores à 5.0.

```
{ $R+, C-, U+ }  
PROGRAM GERTUBO;
```

```
CONST
```

```
TOLERANCIA=1E-2;  
N3MIN=4;  
BB=1;  
MMAX=5000;  
FMAX=40;  
MAX=40;  
TMAX=2500;  
A:PACKED ARRAY[1..3] OF INTEGER=(0,1,-1);  
B:PACKED ARRAY[1..3] OF INTEGER=(1,0,0);
```

```

FFI:PACKED ARRAY[1..3] OF REAL=(0,0,90);
NMAX=5000;
TYPE
CADEIA = STRING[20];
PVETOR_R=^VETOR_REAL;
VETOR_REAL=PACKED ARRAY[1..NMAX] OF REAL;
PVETOR_I=^VETOR_INTEIRO;
VETOR_INTEIRO=PACKED ARRAY[1..MMAX] OF INTEGER;
PVETOR_T=^VETOR_T;
VETOR_T=PACKED ARRAY[1..MMAX] OF REAL;
PMATRIZ_I=^MATRIZ_INTEIRO;
MATRIZ_INTEIRO=PACKED ARRAY[1..NMAX,1..6] OF INTEGER;

LABEL LBA,LBB,LBAA,LBBB,LBC,LBD,LBE,LBF,LBG;

VAR DELTETAB,DELFI,FI,YYB,DP,TP,DS,TS,ALFA,LP,LS,RP,RS,S1,S2,S3,DY,DZ,DX,
XIB,YIB,ZIB,TETAB,XSB,YSB,ZSB,XB,YB,ZB,TTETA,S,DELS,DELSB,TETA,RD,RE,
E,POISSON,SAD,RX,RZ,A1,R,CXX,CXY,CYY,GXY,DELS2,ZB2,DELTETA,AA,ALFAB,
S4,LB,DELZ,G,RLD,SIMETRIA,WMAX,W:REAL;

NUNO,DELN,NNO,NN,M,MO,N,NO,N1,N2,II,JJ,IB,KB,NB,NUMEL,NF,NI,NBB,LL,
NNB,JI,JB,COD,CODE,MZ2,MZ3,IEXP,NUNOP,NUNOS,KKBK,N3,N4,NT,NTT,MZ4,
NC,NCC,NE,NEE,NA,NAA,NO,DELNB,N5,N6,M1,M2,NES,MB:INTEGER;

X,Y,Z:PVETOR_R;

XS,YS,ZS,XT,YT,ZT,XI,YI,ZI:PACKED ARRAY[1..MAX] OF REAL;

XTL,YTL,ZTL,DELST:PACKED ARRAY[1..TMAX] OF REAL;

IDA,VOLTA:PACKED ARRAY[1..MAX] OF INTEGER;

I,J,K,L:PVETOR_I;

T:PVETOR_T;

ID:PMATRIZ_I;

FY,FZ:PACKED ARRAY[1..FMAX,1..3] OF REAL;

ST:CADEIA;

CH:CHAR;

D,SA,DES:TEXT;

FUNCTION ARCCOS(X:REAL):REAL;
BEGIN
IF X=0
THEN ARCCOS:=PI/2
ELSE
IF ABS(X)>1
THEN
BEGIN
WRITE('G,`**** ARGUMENTO DO ARCO COSSENO MAIOR DO QUE 1 ****`');

```

```

    HALT;
    END;
IF X<>0
  THEN ARCCOS:=ARCTAN(SQRT(1-SQR(X))/X);
IF X<0
  THEN ARCCOS:=ARCTAN(SQRT(1-SQR(X))/X)+PI;
END;
FUNCTION ARCSIN(X:REAL):REAL;
BEGIN
ARCSIN:=PI/2-ARCCOS(X);
END;

FUNCTION TAN(X:REAL):REAL;
BEGIN
TAN:=SIN(X)/COS(X);
END;

PROCEDURE READST(VAR ST:CADEIA);
VAR
  AUXST:CADEIA;
  L:INTEGER;
  CH:CHAR;
BEGIN
READ(KBD,CH);
ST:=``;
IF CH<>#13
  THEN
  BEGIN
  GOTOXY(41,WHEREY);
  ST:=``;
  CLREOL;
  WRITE(CH);
  WHILE CH<>#13 DO
  BEGIN
  IF NOT(ORD(CH) IN [32..126])
  THEN
  BEGIN
  GOTOXY(41,WHEREY);
  CLREOL;
  ST:=``
  END
  ELSE
  ST:=ST+CH;
  READ(KBD,CH);
  WRITE(CH)
  END
  END
  ELSE WRITE(CH);
END;

PROCEDURE CALC_W(VAR W:REAL;XI,YI,ZI,XJ,YJ,ZJ,XK,YK,ZK,XL,YL,ZL:REAL);
VAR A1,B1,AB2,BB2,A,B,C,D,DD,A2,B2,CO:REAL;
{CALCULO DO EMPENAMENTO DE UM QUADRILATERO}

```

```

BEGIN
{CALCULO DE W(XI,YI,ZI,...,XL,YL,ZL)}

A1:=SQR(XI-XJ)+SQR(YI-YJ)+SQR(ZI-ZJ);
B1:=SQR(XJ-XK)+SQR(YJ-YK)+SQR(ZJ-ZK);
AB2:=SQR(XI-XL)+SQR(YI-YL)+SQR(ZI-ZL);
BB2:=SQR(XL-XK)+SQR(YL-YK)+SQR(ZL-ZK);
CO:=SQR(XI-XK)+SQR(YI-YK)+SQR(ZI-ZK);
A:=(YJ-YI)*(ZK-ZI)-(YK-YI)*(ZJ-ZI);
B:=(ZJ-ZI)*(XK-XI)-(ZK-ZI)*(XJ-XI);
C:=(XJ-XI)*(YK-YI)-(XK-XI)*(YJ-YI);
D:=- (A*XI+B*YI+C*ZI);
DD:=SQR(A*XL+B*YL+C*ZL+D)/(SQR(A)+SQR(B)+SQR(C));
A2:=AB2-DD;
B2:=BB2-DD;
S:=1/4*(SQRT(2*(A1*B1+A1*CO+B1*CO)-(SQR(A1)+SQR(B1)+SQR(CO)))+
SQRT(2*(A2*B2+A2*CO+B2*CO)-(SQR(A2)+SQR(B2)+SQR(CO))));
W:=SQRT(DD/S);

END;

FUNCTION SIGMA(LL:INTEGER;TETA:REAL):REAL;
BEGIN
SIGMA:=A[LL]*COS(TETA+PI*FFI[LL]/180)+B[LL];
END;

BEGIN

{DADOS DE ENTRADA}

ASSIGN(D,'DADOS.DAT');
{$I-}RESET(D);{$I+}
IF IORESULT=0
THEN
BEGIN
READLN(D,DP,TP);
READLN(D,RD,RE,ALFA);
READLN(D,E,POISSON,SAD);
READLN(D,N,COD,LL,IEXP,WMAX);
CLOSE(D);
END;
REPEAT
REPEAT
WINDOW(1,1,80,25);
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN('*****');
WRITELN('GERADOR DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS PARA JUNTAS TUBULARES');
WRITELN('*****');
WRITELN;
WRITELN('DADOS DE ENTRADA');
WRITELN('-----');
WRITELN;
WINDOW(1,9,80,24);

```

```

WRITELN(' - MEMBRO PRINCIPAL : ');
WRITELN;
WRITE('          DIAMETRO EXTERNO = ',DP);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,DP,CODE);
WRITELN;
WRITE('          ESPESSURA = ',TP);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,TP,CODE);
WRITELN; CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN(' - MEMBRO SECUNDARIO : ');
WRITELN;
WRITE('          RELACAO DE DIAMETROS EXTERNOS = ',RD);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,RD,CODE);
WRITELN;
WRITE('          RELACAO DE ESPESSURAS = ',RE);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,RE,CODE);
WRITELN;
WRITE('          ANGULO DE INCLINACAO = ',ALFA);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,ALFA,CODE);
IF (RD>1-(1-RE)/(DP/TP))
  THEN
    BEGIN
      WRITELN;
      WRITELN;
      WRITELN('G, 'ERRO : DIAMETRO MEDIO DO SECUNDARIO
              MAIOR QUE DO PRINCIPAL!');
      WRITELN(' (PRESSIONE QUALQUER TECLA PARA ALTERAR OS DADOS ...)');
      REPEAT UNTIL KEYPRESSED;
    END;
WRITELN;
UNTIL (RD<=1-(1-RE)/(DP/TP));
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN(' - MATERIAL : ');
WRITELN;
WRITE('          MODULO DE ELASTICIDADE = ',E);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,E,CODE);
WRITELN;
WRITE('          COEFICIENTE DE POISSON = ',POISSON);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,POISSON,CODE);
WRITELN;
WRITE('          TENSAO ADMISSIVEL = ',SAD);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,SAD,CODE);
WRITELN;
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN(' - GERACAO : ');

```

```

WRITELN;
REPEAT
WRITE('  NUMERO DE DIVISOES DA INTERSECCAO = ',N);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,N,CODE);
IF NOT((N>=10)AND(N<=25))
THEN
BEGIN
WRITELN;
WRITELN;
WRITELN('G,ERRO : O NUMERO DE DIVISOES DEVE ESTAR ENTRE 10 E 20');
WRITELN('          (PRESSIONE <ENTER> PARA ALTERAR O DADO ...)' );
REPEAT READ(KBD,CH) UNTIL CH=#13;
END;
WRITELN;
UNTIL (N>=10)AND(N<=25);
REPEAT
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN('- CASO DE CARREGAMENTO : ');
WRITELN;
WRITELN('          = 1 , FORCA NO PLANO ');
WRITELN('          = 2 , MOMENTO NO PLANO ');
WRITE('          = 3 , MOMENTO FORA DO PLANO = ',LL);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,LL,CODE);
UNTIL LL IN [1,2,3];
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN('- PROGRAMA DESTINO : ');
WRITELN;
WRITELN('          = 0 , ANSYS ');
WRITELN('          > 0 , NAVSAP ');
WRITE('          < 0 , AMBOS = ',COD);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,COD,CODE);
WRITELN;
REPEAT
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN('- EXPANSAO DAS SUPERFICIES : ');
WRITELN;
WRITELN('          = 0 , DESENHO NORMAL ');
WRITELN('          = 1 , PRINCIPAL EXPANDIDO ');
WRITE('          = 2 , SECUNDARIO EXPANDIDO = ',IEXP);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,IEXP,CODE);
UNTIL IEXP IN [0,1,2];
CLRSCR;
WRITELN;
WRITELN('- EMPENAMENTO DOS QUADRILATEROS : ');
WRITELN;
WRITE('          EMPENAMENTO MAXIMO = ',WMAX);
READST(ST);
IF ST<>' ' THEN VAL(ST,WMAX,CODE);

```

```

IF WMAX>=1
THEN
BEGIN
WRITELN;
WRITELN;
WRITELN('G, AVISO : O VALOR MAXIMO DEVE SER MENOR DO QUE 1');
WRITELN('          PARA QUE O EMPENAMENTO SEJA VERIFICADO');
WRITELN;
WRITELN('          (PRESSIONE <ENTER> PARA CONTINUAR ...)' );
REPEAT READ(KBD,CH) UNTIL CH=#13;
END;
WRITELN;
ASSIGN(SA, 'DADOS.DAT');
REWRITE(SA);
WRITELN(SA, DP, '      ', TP);
WRITELN(SA, RD, '      ', RE, '      ', ALFA);
WRITELN(SA, E, '      ', POISSON, '      ', SAD);
WRITELN(SA, N, '      ', COD, '      ', LL, '      ', IEXP, '      ', WMAX);
CLOSE(SA);
REPEAT
CLRSCR;
WRITELN;
WRITE('DESEJA ALTERAR OS DADOS DE ENTRADA ? (S/N) = ');
READLN(CH);
UNTIL UPCASE(CH) IN ['S', 'N'];
UNTIL UPCASE(CH)='N';

{INICIALIZACAO}

NEW(X);
NEW(Y);
NEW(Z);
NEW(ID);
NEW(I);
NEW(J);
NEW(K);
NEW(L);
NEW(T);
ALFA:=ALFA*PI/180;
CLRSCR;
WINDOW(1,5,80,24);
GOTOXY(1,4);
WRITELN('INICIALIZACAO');
WRITELN('-----');
FOR II:=1 TO NMAX DO
BEGIN
X^[II]:=0;
Y^[II]:=0;
Z^[II]:=0;
END;
DS:=DP*RD;
TS:=TP*RE;
RP:=(DP-TP)/2;
RS:=(DS-TS)/2;
N5:=N DIV 4+1;

```



```

IF N5<N3MIN
  THEN N5:=N3MIN;
N6:=N DIV 2-N5;

{CALCULO DA INTERSECCAO DOS DOIS CILINDROS}

WRITELN('CALCULO DA INTERSECCAO DOS DOIS CILINDROS');
WRITELN('-----');
NNB:=4*N*N;
DELTETAB:=PI/NNB;
TETAB:=0;
S:=0;
XTL[1]:=0;
YTL[1]:=RP;
ZTL[1]:=RS/SIN(ALFA);
AA:=(BB-1)/(2*SQRT(2));
FOR JJ:=2 TO NNB+1 DO
  BEGIN
  TETAB:=TETAB+DELTETAB;
  TETA:=TETAB+SQRT(2)*AA*SIN(2*TETAB);
  XTL[JJ]:=RS*SIN(TETA);
  YTL[JJ]:=SQRT(SQR(RP)-SQR(XTL[JJ]));
  ZTL[JJ]:=(RS*COS(TETA)+COS(ALFA)*(RP-YTL[JJ]))/SIN(ALFA);
  DELST[JJ]:=SQRT(SQR(XTL[JJ]-XTL[JJ-1])+SQR(YTL[JJ]-YTL[JJ-1])
    +SQR(ZTL[JJ]-ZTL[JJ-1]));
  S:=S+DELST[JJ];
  END;

DELS:=S/N;
XI[1]:=0;
YI[1]:=RP;
ZI[1]:=RS/SIN(ALFA);
XI[N+1]:=0;
YI[N+1]:=RP;
ZI[N+1]:=-ZI[1];

(*IDA*)

JJ:=1;
JI:=2;
DELSB:=0;
FOR II:=2 TO N DO
  BEGIN
  JB:=JI;
  WHILE (JB<=NNB+1) AND (DELSB<=DELS) DO
    BEGIN
    JJ:=JJ+1;
    DELSB:=DELSB+DELST[JJ];
    JB:=JB+1;
    END;
  IF DELSB>DELS
    THEN
    BEGIN
    JJ:=JJ-1;
    IDA[II]:=JJ;
  END;

```

```

    JI:=JJ+1;
    DELSB:=0;
    END
ELSE
    BEGIN
    WRITELN('ERRO NA GERACAO DA INTERSECCAO');
    HALT;
    END;
END;

(*VOLTA*)

JJ:=NNB;
JI:=NNB-1;
DELSB:=DELST[NNB+1];
FOR KK:=2 TO N DO
    BEGIN
    II:=N-KK+2;
    JB:=JI;
    WHILE (JB>=1) AND (DELSB<=DELS) DO
        BEGIN
        JJ:=JJ-1;
        DELSB:=DELSB+DELST[JJ+1];
        JB:=JB-1;
        END;
    IF DELSB>DELS
        THEN
        BEGIN
        JJ:=JJ+1;
        VOLTA[II]:=JJ;
        JI:=JJ-1;
        DELSB:=0;
        END
    ELSE
        BEGIN
        WRITELN('ERRO NA GERACAO DA INTERSECCAO');
        HALT;
        END;
    END;
FOR II:=2 TO N DO
    BEGIN
    XI[II]:=XTL[(IDA[II]+VOLTA[II]) DIV 2];
    YI[II]:=YTL[(IDA[II]+VOLTA[II]) DIV 2];
    ZI[II]:=ZTL[(IDA[II]+VOLTA[II]) DIV 2];
    END;
FOR II:=1 TO N+1 DO
    XI[II]:=RP*ARCCOS(YI[II]/RP);

{CALCULO DA MALHA DO PLUG (ZONA 1)}

WRITELN('CALCULO DA MALHA DA ZONA 1 (PLUG)');
WRITELN('-----');
NO:=TRUNC(RS/SIN(ALFA)/DELS+0.5);
S1:=0.5*(PI*RP-RP*ARCSIN(RS/RP));
N1:=TRUNC(S1/DELS+0.5);

```

```

S3:=S1+RP*ARCSIN(RS/RP);
S2:=PI*RP-S3;
LP:=2*(RS/SIN(ALFA)+S1+S2);
N2:=TRUNC(2*S2/(1.5*S1/N1+0.5*PI*RP/(N/4+1)));
IF N2<2
  THEN N2:=2;
NN:=1;
X^[NN]:=0;
Z^[NN]:=0;
FOR JJ:=1 TO NO-1 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N+1 DO
    BEGIN
    DX:=XI[II]/NO;
    DZ:=ZI[II]/NO;
    NN:=NN+2;
    X^[NN]:=X^[1]+JJ*DX;
    Z^[NN]:=Z^[1]+JJ*DZ;
    END;
  END;

(*PRIMEIRO NO DO SECUNDARIO*)

NNO:=NN+1;

(*TRIANGULOS*) {ZONA 0}

M:=1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=1;
J^[M]:=3;
K^[M]:=7;
L^[M]:=0;(*OU 7*)
FOR II:=2 TO (N DIV 2) DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=1;
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+4;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;
IF (N MOD 2)<>0
  THEN
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=1;
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;
NB:=3;
JJ:=1;
II:=1;

```

```

WHILE 2*JJ<=N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=NB+(II-1)*2;
  J^[M]:=I^[M]+2*(N+1)-(II-1)+(JJ-1)*2;
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=I^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=I^[M-1]+4;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=K^[M-1];
  J^[M]:=J^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  II:=II+2;
  JJ:=JJ+1;
  END;
IF (N MOD 2)<>0
  THEN
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=I^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=I^[M-1]+2;
  J^[M]:=I^[M-1];
  K^[M]:=K^[M-1];
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;

(*QUADRILATEROS*)

DELN:=2*(N+1);
FOR JJ:=3 TO NO-1 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N DO
    BEGIN
    M:=M+1;
    T^[M]:=TP;
    I^[M]:=3+(JJ-2)*DELN+(II-1)*2;
    J^[M]:=I^[M]+DELN;
    K^[M]:=J^[M]+2;
    L^[M]:=K^[M]-DELN;
    END;
  END;

```

```

FOR II:=1 TO N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=3+(NO-2)*DELN+(II-1)*2;
  J^[M]:=I^[M]+DELN-1;
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=K^[M]-DELN+1;
  END;
MZ2:=M+1;

{CALCULO DA MALHA DA ZONA 2}

WRITELN('CALCULO DA MALHA DA ZONA 2');
WRITELN('-----');
XT[1]:=0;
ZT[1]:=S1+RS/SIN(ALFA);
XT[N+1]:=0;
ZT[N+1]:=-ZT[1];
FOR II:=2 TO N DO
  BEGIN
  ALFAB:=ARCTAN(XI[II]/ZI[II]);
  IF ALFAB<0
    THEN ALFAB:=ALFAB+PI;
  XT[II]:=XI[II]+S1*SIN(ALFAB);
  ZT[II]:=ZI[II]+S1*COS(ALFAB);
  END;
NN:=(NNO+1)-2;
FOR JJ:=1 TO N1-1 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N+1 DO
    BEGIN
    DZ:=(ZT[II]-ZI[II])/N1;
    DX:=(XT[II]-XI[II])/N1;
    NN:=NN+2;
    Z^[NN]:=ZI[II]+JJ*DZ;
    X^[NN]:=XI[II]+JJ*DX;
    END;
  END;
FOR II:=1 TO N+1 DO
  BEGIN
  NN:=NN+2;
  Z^[NN]:=ZT[II];
  X^[NN]:=XT[II];
  END;
FOR II:=1 TO N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=NNO+(II-1)*2>(*+1*);
  J^[M]:=I^[M]+1;
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=K^[M]-1;
  END;
FOR JJ:=2 TO N1 DO

```

```

BEGIN
FOR II:=1 TO N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=(NNO+1)+(II-1)*2+(JJ-2)*DELN;
  J^[M]:=I^[M]+DELN;
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=K^[M]-DELN;
  END;
END;
MZ3:=M+1;

{CALCULO DA MALHA DA ZONA 3}

WRITELN('CALCULO DA MALHA DA ZONA 3');
WRITELN('-----');
DX:=PI*RP/N5;
XS[1]:=0;
ZS[1]:=0.5*LP;
FOR II:=2 TO N5+1 DO
  BEGIN
  XS[II]:=XS[II-1]+DX ;
  ZS[II]:=0.5*LP;
  END;
DZ:=LP/(N-2*N5);
FOR II:=N5+2 TO (N+1)-(N5+1) DO
  BEGIN
  XS[II]:=XS[II-1]; (*=PI*RP*)
  ZS[II]:=ZS[II-1]-DZ;
  END;
FOR II:=(N+1)-(N5+1)+1 TO N+1 DO
  BEGIN
  IB:=N+1-II+1;
  XS[II]:=XS[IB];
  ZS[II]:=-ZS[IB];
  END;
NB:=(NNO+1)+N1*DELN;
NN:=NB-2;
FOR JJ:=1 TO N2-1 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N+1 DO
    BEGIN
    NN:=NN+2;
    A1:=1.5*(Z^[NB+2*(II-1)-2*(N+1)]-Z^[NB+2*(II-1)-4*(N+1)]);
    A1:=-ABS(A1)*(ZS[II]-ZT[II])/ABS(ZS[II]-ZT[II]);
    R:=2/(N2-1)*((ZS[II]-ZT[II])/N2-A1);
    RZ:=A1+R*(JJ-1);
    IF (ABS(A1)>=ABS(ZS[II]-ZT[II])/N2) OR (N2<3)
      THEN RZ:=(ZS[II]-ZT[II])/N2;
    Z^[NN]:=Z^[NN-2*(N+1)]+RZ;
    IF (XS[II]<>XT[II])
      THEN
        BEGIN
          A1:=1.5*(X^[NB+2*(II-1)-2*(N+1)]-X^[NB+2*(II-1)-4*(N+1)]);

```

```

A1:=ABS(A1)*(XS[II]-XT[II])/ABS(XS[II]-XT[II]);
R:=2/(N2-1)*((XS[II]-XT[II])/N2-A1);
RX:=A1+R*(JJ-1);
IF (ABS(A1)>=ABS(XS[II]-XT[II])/N2) OR (N2<3)
  THEN RX:=(XS[II]-XT[II])/N2;
X^[NN]:=X^[NN-2*(N+1)]+RX;
END
ELSE X^[NN]:=0;
END;
END;
FOR II:=1 TO N+1 DO
  BEGIN
  NN:=NN+2;
  Z^[NN]:=ZS[II];
  X^[NN]:=XS[II];
  END;

(*DOIS ULTIMOS NOS DA ZONA 3*)

NB:=NN-N5*2;
Z^[NB]:=0.5*(Z^[NB]+Z^[NB-DELN]);
X^[NB]:=0.5*(X^[NB]+X^[NB-DELN]);
NBB:=NB-(N-2*N5)*2;
X^[NBB]:=0.5*(X^[NBB]+X^[NBB-DELN]);
Z^[NBB]:=0.5*(Z^[NBB]+Z^[NBB-DELN]);
NN:=NN+2;
X^[NN]:=PI*RP;
Z^[NN]:=0.5*LP;
NN:=NN+2;
X^[NN]:=PI*RP;
Z^[NN]:=-0.5*LP;
NUNOP:=NN;
NUNO:=NN;
FOR JJ:=1 TO N2-2 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N DO
    BEGIN
    M:=M+1;
    T^[M]:=TP;
    I^[M]:=(NNO+1)+(N1-1)*DELN+(II-1)*2+(JJ-1)*DELN;
    J^[M]:=I^[M]+DELN;
    K^[M]:=J^[M]+2;
    L^[M]:=K^[M]-DELN;
    END;
  END;
FOR JJ:=N2-1 TO N2 DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=(NNO+1)+(N1-1)*DELN+(JJ-1)*DELN;
  J^[M]:=I^[M]+DELN;
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=K^[M]-DELN;
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;

```

```

I^[M]:=L^[M-1];
J^[M]:=K^[M-1];
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=I^[M-1];
J^[M]:=K^[M-1];
K^[M]:=I^[M]+2;
L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
FOR II:=3 TO N5+N6 DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=K^[M-1];
  J^[M]:=J^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=I^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=I^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;
FOR II:=N5+N6+1 TO N-1 DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=K^[M-1];
  J^[M]:=J^[M-1];
  K^[M]:=I^[M]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=J^[M-1];
  J^[M]:=I^[M]+2;
  K^[M]:=K^[M-1];
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=K^[M-1];
J^[M]:=J^[M-1];
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=I^[M]+2;
END;

```

(*QUATRO ULTIMOS TRIANGULOS DA ZONA 3*)

```

M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NBB-2;
J^[M]:=NUNO-2;
K^[M]:=NBB;

```



```

L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=J^[M-1];
J^[M]:=NBB+2;
K^[M]:=NBB;
L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NB-2;
J^[M]:=NUNO;
K^[M]:=NB;
L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=J^[M-1];
J^[M]:=NB+2;
K^[M]:=NB;
L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)

```

(*DESEXPANSAO DO PRINCIPAL*)

```

NN:=1;
WHILE NN<=NUNO DO
  BEGIN
  FI:=X^[NN]/RP;
  IF FI<0
    THEN FI:=FI+PI;
  X^[NN]:=RP*SIN(FI);
  Y^[NN]:=RP*COS(FI);
  NN:=NN+2;
  END;
FOR II:=1 TO N+1 DO
  BEGIN
  FI:=XI[II]/RP;
  IF FI <0
    THEN FI:=FI+PI;
  XI[II]:=RP*SIN(FI);
  YI[II]:=RP*COS(FI);
  END;

```

{CALCULO DA MALHA DA ZONA 4}

```

WRITELN('CALCULO DA MALHA DA ZONA 4');
WRITELN('-----');
N3:=N5;
LB:=9*RP;
S4:=0.5*(LB-LP);
N4:=TRUNC(N3*S4/(PI*RP)+0.5);
IF N4=0
  THEN GOTO LBA;
DELZ:=S4/N4;
NT:=NUNOP;
NTT:=NT-2;
NC:=NT-4;

```

```

NCC:=NC-2*N;
NE:=NC-2*(N3-1);
NEE:=NCC+2*(N3-1);
NBB:=NT+2;
NAA:=NBB+2*(N3-1);
NA:=NAA+6;
NB:=NA+2*(N3-1);
NO:=NCC-2;
NN:=NBB-2;
FOR II:=1 TO N3 DO
  BEGIN
  NN:=NN+2;
  NO:=NO+2;
  X^[NN]:=X^[NO];
  Y^[NN]:=Y^[NO];
  Z^[NN]:=Z^[NO]+DELZ;
  END;
NN:=NN+2;
X^[NN]:=X^[NTT];
Y^[NN]:=Y^[NTT];
Z^[NN]:=Z^[NTT]+DELZ;
NN:=NN+2;
X^[NN]:=X^[NT];
Y^[NN]:=Y^[NT];
Z^[NN]:=Z^[NT]-DELZ;
NN:=NA-2;
NO:=NE-2;
FOR II:=1 TO N3 DO
  BEGIN
  NN:=NN+2;
  NO:=NO+2;
  X^[NN]:=X^[NO];
  Y^[NN]:=Y^[NO];
  Z^[NN]:=Z^[NO]-DELZ;
  END;
IF N4=1
  THEN GOTO LBB;
DELNB:=4*(N3+1);
NN:=NBB+DELNB-2;
FOR JJ:=2 TO N4 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N3+1 DO
    BEGIN
    NN:=NN+2;
    X^[NN]:=X^[NN-DELNB];
    Y^[NN]:=Y^[NN-DELNB];
    Z^[NN]:=Z^[NN-DELNB]+DELZ;
    END;
  FOR II:=1 TO N3+1 DO
    BEGIN
    NN:=NN+2;
    X^[NN]:=X^[NN-DELNB];
    Y^[NN]:=Y^[NN-DELNB];
    Z^[NN]:=Z^[NN-DELNB]-DELZ;
    END;

```

```

END;
LBB:
NUNOP:=NN;
NUNO:=NN;
MZ4:=M+1;
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NCC;
J^[M]:=NBB;
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=I^[M]+2;
FOR II:=2 TO N3-1 DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=L^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=I^[M]+2;
  END;
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NEE;
J^[M]:=NAA;
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=NTT;
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NT;
J^[M]:=K^[M-1]+2;
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=NE;
FOR II:=2 TO N3 DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TP;
  I^[M]:=L^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=J^[M]+2;
  L^[M]:=I^[M]+2;
  END;
IF N4=1
  THEN GOTO LBA;
FOR JJ:=2 TO N4 DO
  BEGIN
  FOR II:=1 TO N3 DO
    BEGIN
    M:=M+1;
    T^[M]:=TP;
    I^[M]:=NBB+2*(II-1)+(JJ-2)*DELNB;
    J^[M]:=I^[M]+DELNB;
    K^[M]:=J^[M]+2;
    L^[M]:=I^[M]+2;
    END;
  FOR II:=1 TO N3 DO

```

```

BEGIN
M:=M+1;
T^[M]:=TP;
I^[M]:=NA-2+2*(II-1)+(JJ-2)*DELNB;
J^[M]:=I^[M]+DELNB;
K^[M]:=J^[M]+2;
L^[M]:=I^[M]+2;
END;
END;
LBA:

(*PRIMEIRO ELEMENTO DO SECUNDARIO*)

MO:=M+1;

{GERACAO DA MALHA DO SECUNDARIO (NOS)}

WRITELN('GERACAO DA MALHA DO SECUNDARIO (NOS)');
WRITELN('-----');
IF ABS(ALFA-0.5*PI)<1E-6
  THEN KK:=N
  ELSE KK:=TRUNC(2*RS/(DELS*TAN(ALFA)))+1;
IF KK<N
  THEN KK:=N;
KKBK:=KK;
DELTETA:=PI/N;
YYB:=KK*DELS;
IF ALFA<>0.5*PI
  THEN YYB:=YYB+RS/TAN(ALFA);
FOR II:=1 TO N+1 DO
  BEGIN
  NN:=NNO+(II-1)*2;
  XIB:=XI[II];
  YIB:=YI[II]*SIN(ALFA)-ZI[II]*COS(ALFA)-RP*SIN(ALFA);
  ZIB:=YI[II]*COS(ALFA)+ZI[II]*SIN(ALFA)-RP*COS(ALFA);
  TETAB:=(II-1)*DELTETA;
  XSB:=RS*SIN(TETAB);
  ZSB:=RS*COS(TETAB);
  YSB:=YYB;
  DY:=(YSB-YIB)/KK;
  DZ:=(ZSB-ZIB)/KK;
  FOR JJ:=1 TO KK+1 DO
    BEGIN
    ZB:=ZIB+(JJ-1)*DZ;
    YB:=YIB+(JJ-1)*DY;
    IF ABS(ZB)>ABS(RS)
      THEN ZB:=ZB*RS/ABS(ZB);
    XB:=SQRT(SQR(RS)-SQR(ZB));
    IF JJ>1
      THEN NN:=NN+2*(N+1);
    X^[NN]:=XB;
    Y^[NN]:=YB*SIN(ALFA)+ZB*COS(ALFA)+RP;
    Z^[NN]:=-YB*COS(ALFA)+ZB*SIN(ALFA);
    END;
  IF (II MOD 2 <>0) OR (II=N+1)

```

```

THEN
  BEGIN
    NB:=NN;
    NN:=NN+2*(N+1)-(II-1);
    IF (N MOD 2<>0) AND (II=N+1)
      THEN NN:=NN+1;
    YB:=YB+2*DELS;
    X^[NN]:=X^[NB];
    Y^[NN]:=Y^[NB]+2*DELS*SIN(ALFA);
    Z^[NN]:=Z^[NB]-2*DELS*COS(ALFA);
    NB:=NN;
    NN:=NN+N+2;
    IF (N MOD 2)<>0
      THEN NN:=NN+1;
    YB:=YB+2*DELS;
    X^[NN]:=X^[NB];
    Y^[NN]:=Y^[NB]+2*DELS*SIN(ALFA);
    Z^[NN]:=Z^[NB]-2*DELS*COS(ALFA);
  END;
END;
NUNOS:=NN;
IF NN>NUNO
  THEN NUNO:=NN;

{GERACAO DA MALHA DO SECUNDARIO (ELEMENTOS)}

WRITELN('GERACAO DA MALHA DO SECUNDARIO (ELEMENTOS)');
WRITELN('-----');
M:=MO-1;

(*QUADRILATEROS*)

FOR JJ:=1 TO KKBK DO
  BEGIN
    M:=M+1;
    T^[M]:=TS;
    I^[M]:=NNO+(JJ-1)*(N+1)*2;
    J^[M]:=I^[M]+2;
    K^[M]:=J^[M]+(N+1)*2;
    L^[M]:=K^[M]-2;
    FOR II:=2 TO N DO
      BEGIN
        M:=M+1;
        T^[M]:=TS;
        I^[M]:=J^[M-1];
        J^[M]:=I^[M]+2;
        K^[M]:=J^[M]+(N+1)*2;
        L^[M]:=K^[M]-2;
      END;
    END;
  NB:=NNO+2*KKBK*(N+1);

(*TRIANGULOS*)

JJ:=1;

```

```

II:=1;
WHILE 2*JJ<=N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=NB+(II-1)*2;
  J^[M]:=I^[M]+2;
  K^[M]:=I^[M]+2*(N+1)-(II-1);
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=J^[M-1];
  J^[M]:=I^[M]+2;
  K^[M]:=K^[M-1]+2;
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=I^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1];
  K^[M]:=K^[M-2];
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  II:=II+2;
  JJ:=JJ+1;
  END;
IF (N MOD 2)<>0
  THEN
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=NB+(II-1)*2;
  J^[M]:=I^[M]+2;
  K^[M]:=I^[M]+2*(N+1)-(II-1);
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=J^[M-1];
  J^[M]:=K^[M-1]+2;
  K^[M]:=K^[M-1];
  L^[M]:=0;(*OU K^[M]*)
  END;

```

(*ULTIMA FILEIRA*)

```

NB:=NB+(N+1)*2;
II:=1;
WHILE II<=N DO
  BEGIN
  M:=M+1;
  T^[M]:=TS;
  I^[M]:=NB+(II-1);
  J^[M]:=I^[M]+2;
  K^[M]:=J^[M]+N+2;
  IF (N MOD 2)<>0
    THEN K^[M]:=K^[M]+1;
  L^[M]:=K^[M]-2;

```

```

II:=II+2;
END;
NUMEL:=M;

{CALCULO DO EMPENAMENTO DOS QUADRILATEROS}

M1:=0;
M2:=NUMEL;
IF WMAX>=1
  THEN GOTO LBF;

WRITELN('CALCULO DO EMPENAMENTO DOS QUADRILATEROS');
WRITELN('-----');

LBF:

M1:=M1+1;
M:=M1-1;

LBE:

M:=M+1;
IF M>M2
  THEN GOTO LBF;
IF L^[M]=0 {OU K^[M]}
  THEN GOTO LBE;

CALC_W(W,X^[I^[M]],Y^[I^[M]],Z^[I^[M]],X^[J^[M]],Y^[J^[M]],Z^[J^[M]],
      X^[K^[M]],Y^[K^[M]],Z^[K^[M]],X^[L^[M]],Y^[L^[M]],Z^[L^[M]]);

IF W<=WMAX
  THEN GOTO LBE;

IF M<M0
  THEN M0:=M0+1;
IF M<M2
  THEN M2:=M2+1;
IF M<M3
  THEN M3:=M3+1;
IF M<M4
  THEN M4:=M4+1;

M1:=M+1;
M2:=M2+1;
MB:=M2;

LBAA:

MB:=MB-1;
IF MB<=M
  THEN GOTO LBBB;

I^[MB+1]:=I^[MB];
J^[MB+1]:=J^[MB];
K^[MB+1]:=K^[MB];

```

```

L^[MB+1]:=L^[MB];
GOTO LBAA;
LBBB:
ZB:=(Y^[L^[M]]-RP)*COS(ALFA)+Z^[L^[M]]*SIN(ALFA);
IF ZB<0
  THEN GOTO LBC;
NES:=L^[M];
L^[M]:=K^[M];
I^[M+1]:=K^[M];
J^[M+1]:=NES;
K^[M+1]:=I^[M];
GOTO LBD;
LBC:
NES:=K^[M];
K^[M]:=L^[M];
L^[M]:=K^[M];
I^[M+1]:=K^[M];
J^[M+1]:=J^[M];
K^[M+1]:=NES;
LBD:
L^[M+1]:=K^[M+1];
GOTO LBG;
LBF:
NUMEL:=M2;
{CONDICOES DE CONTORNO, CARGAS E IMPRESSAO DE RESULTADOS}
WRITELN('CONDICOES DE CONTORNO, CARGAS E IMPRESSAO DE RESULTADOS');
WRITELN('-----');
WRITELN;
(*INICIALIZACAO DE TODOS OS NOS PARA "ENGASTAR" OS NAO UTILIZADOS*)
FOR NN:=1 TO NUNO DO
  BEGIN
  FOR JJ:=1 TO 6 DO
    BEGIN
    ID^[NN,JJ]:=1;
    END;
  END;
{TRIANGULOS DA ZONA 0}

```



```

NN:=5;
FOR II:=1 TO N DIV 2 DO
  BEGIN
  X^[NN]:=0;
  Y^[NN]:=0;
  Z^[NN]:=0;
  NN:=NN+4;
  END;

{SIMETRIA}

SIMETRIA:=TOLERANCIA*DELS;

FOR NN:=1 TO NUNO DO
  BEGIN
  IF ABS(X^[NN])<SIMETRIA
  THEN X^[NN]:=0
  END;

IF (LL=1) OR (LL=2)
THEN
  BEGIN
  ID^[1,1]:=1;
  ID^[1,2]:=0;
  ID^[1,3]:=0;      (*FORCA E MOMENTO NO PLANO*)
  ID^[1,4]:=0;
  ID^[1,5]:=1;
  ID^[1,6]:=1;
  END
ELSE
  BEGIN
  ID^[1,1]:=0;
  ID^[1,2]:=1;
  ID^[1,3]:=1;      (*MOMENTO FORA DO PLANO*)
  ID^[1,4]:=1;
  ID^[1,5]:=0;
  ID^[1,6]:=0;
  END;
FOR NN:=2 TO NUNO DO
  BEGIN
  G:=SQR(X^[NN])+SQR(Y^[NN])+SQR(Z^[NN]);
  IF G<>0
  THEN
  BEGIN

(* NOS FORA DO PLANO DE SIMETRIA *)

  IF X^[NN]<>0
  THEN
  BEGIN
  FOR JJ:=1 TO 6 DO
    ID^[NN,JJ]:=0;
  END

```

(* NOS NO PLANO DE SIMETRIA *)

```
ELSE
  BEGIN
    FOR JJ:=1 TO 6 DO
      ID^[NN,JJ]:=ID^[1,JJ];
    END;
  END
```

(* NOS NAO USADOS *)

```
ELSE
  BEGIN
    FOR JJ:=1 TO 6 DO
      ID^[NN,JJ]:=1;
    END;
  END;
```

(* ENGASTA AS EXTREMIDADES DO PRINCIPAL *)

```
NN:=NUNOP+2;
FOR II:=1 TO 2*(N3+1) DO
  BEGIN
    NN:=NN-2;
    FOR JJ:=1 TO 6 DO
      ID^[NN,JJ]:=1;
    END;
```

(*CARGAS*)

```
FOR NN:=1 TO FMAX DO
  BEGIN
    FOR JJ:=1 TO 3 DO
      BEGIN
        FY[NN,JJ]:=0;
        FZ[NN,JJ]:=0
      END
    END;
  NI:=NNO+2*(KKBK+1)*(N+1)+2;
  NF:=NI+(N-4);
  IF (N MOD 2)<>0
    THEN NF:=NF+1;
  NI:=NF+6;
  NF:=NI+(N-4);
  IF (N MOD 2)<>0
    THEN NF:=NF+1;
  DELTETA:=PI/N;
  TTETA:=-2*DELTETA;
  NI:=NI-2;
  NF:=NF+2;
  NN:=NI;
  KK:=2;
  WHILE NN<=NF DO
    BEGIN
      NB:=1+(NN-NI);
```

```

IF ((N MOD 2)<>0) AND (N=NF)
  THEN KK:=1;
  TTETA:=TTETA+KK*DELTETA;
  FY[NB,LL]:=(2*PI*RS*TS/N)*SIN(ALFA)*SIGMA(LL,TTETA);
  FZ[NB,LL]:=-(2*PI*RS*TS/N)*COS(ALFA)*SIGMA(LL,TTETA);
  NN:=NN+2
  END;
FY[1,LL]:=FY[1,LL]/2;
FY[NF-NI+1,LL]:=FY[NF-NI+1,LL]/2;
FZ[1,LL]:=FZ[1,LL]/2;
FZ[NF-NI+1,LL]:=FZ[NF-NI+1,LL]/2;
IF (N MOD 2)<>0
  THEN
  BEGIN
  FY[NF-NI-1,LL]:=FY[NF-NI,LL]*3/4;
  FZ[NF-NI-1,LL]:=FZ[NF-NI,LL]*3/4;
  FY[NF-NI+1,LL]:=FY[NF-NI+1,LL]/2;
  FZ[NF-NI+1,LL]:=FZ[NF-NI+1,LL]/2;
  END;

{ARQUIVOS DE SAIDA}

(*NAVSAP*)

IF COD<>0
  THEN
  BEGIN
  ASSIGN(SA,'DADOS.SAP');
  REWRITE(SA);
  WRITELN(SA,'NAVSAP');
  WRITELN(SA,NUNO:5,'      1      1      0      0      0      0      0');
  FOR NN:=1 TO NUNO DO
    BEGIN
    WRITE(SA,NN:5);
    FOR JJ:=1 TO 6 DO WRITE(SA,ID^[NN,JJ]:5);
    WRITE(SA,' ',X^[NN]:9,' ',Y^[NN]:9,' ',Z^[NN]:9);
    WRITELN(SA);
    END;
  WRITELN(SA,'      6',NUMEL:5,'      1');
  WRITELN(SA,'      1');
  CXX:=E/(1-SQR(POISSON));
  CYY:=CXX;
  CXY:=POISSON*CXX;
  GXY:=CXX*(1-POISSON)/2;
  WRITELN(SA,' ',CXX:9,' ',CXY:9,' ',CYY:9,' ',GXY:9);
  FOR II:=1 TO 5 DO
    WRITELN(SA);
  FOR M:=1 TO NUMEL DO
    WRITELN(SA,M:5,I^[M]:5,J^[M]:5,K^[M]:5,L^[M]:5,' 1 ',T^[M]:10);
  NN:=NI;
  WHILE NN<=NF DO
    BEGIN
    NB:=1+(NN-NI);
    WRITELN(SA,NN:5,'      1      ',FY[NB,LL]:9,' ',FZ[NB,LL]:9);
    NN:=NN+2

```

```
END;  
WRITELN(SA);  
WRITELN(SA);  
CLOSE(SA);  
END;
```

```
(*ANSYS*)
```

```
IF COD<=0
```

```
THEN
```

```
  BEGIN
```

```
    ASSIGN(SA, 'DADOS.ANS');
```

```
    REWRITE(SA);
```

```
    WRITELN(SA, 'ET,1,63');
```

```
    WRITELN(SA, 'EX,1, ,E');
```

```
    WRITELN(SA, 'EY,1, ,E');
```

```
    WRITELN(SA, 'NUXY,1, ,POISSON);
```

```
    CXX:=E/(1-SQR(POISSON));
```

```
    GXY:=CXX*(1-POISSON)/2;
```

```
    WRITELN(SA, 'GXY,1, ,GXY);
```

```
    WRITELN(SA, 'R,1, ,TP, , ,TP, , ,TP, , ,TP);
```

```
    WRITELN(SA, 'R,2, ,TS, , ,TS, , ,TS, , ,TS);
```

```
    FOR NN:=1 TO NUNO DO
```

```
      BEGIN
```

```
        IF (X^[NN]<>0)OR(Y^[NN]<>0)OR(Z^[NN]<>0)
```

```
          THEN
```

```
            WRITELN(SA, 'N, ,NN, , ,X^[NN], , ,Y^[NN], , ,Z^[NN]);
```

```
        END;
```

```
    WRITELN(SA, 'REAL,1');
```

```
    FOR M:=1 TO MO-1 DO
```

```
      BEGIN
```

```
        IF L^[M]=0
```

```
          THEN L^[M]:=K^[M];
```

```
        WRITELN(SA, 'EN, ,M, , ,I^[M], , ,J^[M], , ,K^[M], , ,L^[M]);
```

```
      END;
```

```
    WRITELN(SA, 'REAL,2');
```

```
    FOR M:=MO TO NUMEL DO
```

```
      BEGIN
```

```
        IF L^[M]=0
```

```
          THEN L^[M]:=K^[M];
```

```
        WRITELN(SA, 'EN, ,M, , ,I^[M], , ,J^[M], , ,K^[M], , ,L^[M]);
```

```
      END;
```

```
{ FOR NN:=1 TO NUNO DO
```

```
  BEGIN
```

```
    FOR JJ:=1 TO 6 DO
```

```
      IF ID^[NN,JJ]=1
```

```
        THEN
```

```
          BEGIN
```

```
            WRITE(SA, 'D, ,NN);
```

```
            CASE JJ OF
```

```
              1:WRITELN(SA, ' ,UX, , , ');
```

```
              2:WRITELN(SA, ' ,UY, , , ');
```

```
              3:WRITELN(SA, ' ,UZ, , , ');
```

```
              4:WRITELN(SA, ' ,ROTX, , , ');
```

```

        5:WRITELN(SA,`,ROTY,,,,`);
        6:WRITELN(SA,`,ROTZ,,,,`);
        END;
    END;}

IF LL=3
    THEN WRITELN(SA,`ASYMBC,,0.1,,`,SIMETRIA)
    ELSE WRITELN(SA,`SYMBC,,0.1,,`,SIMETRIA);
NN:=NUNOP+2;
FOR II:=1 TO 2*(N3+1) DO
    BEGIN
        NN:=NN-2;
        WRITELN(SA,`D,`,NN,`,UX,,,,,UY,UZ,ROTX,ROTY,ROTZ`);
        END;

    NN:=NI;
    WHILE NN<=NF DO
        BEGIN
            NB:=1+(NN-NI);
            WRITELN(SA,`F,`,NN,`,FY,`,FY[NB,LL]);
            WRITELN(SA,`F,`,NN,`,FZ,`,FZ[NB,LL]);
            NN:=NN+2
        END;
    CLOSE(SA);
    END;

{DESENHO}

ASSIGN(DES,`DESENHO.`);
REWRITE(DES);
CASE IEXP OF
    0:BEGIN
        WRITELN(DES,NUNO:5);
        FOR NN:=1 TO NUNO DO
            BEGIN
                WRITELN(DES,NN:5,X^[NN]:15:4,Y^[NN]:15:4,Z^[NN]:15:4);
                END;
        WRITELN(DES,`ZONA1`);
        FOR M:=1 TO NUMEL DO
            BEGIN
                IF M=MZ2
                    THEN WRITELN(DES,`ZONA2`);
                IF M=MZ3
                    THEN WRITELN(DES,`ZONA3`);
                IF M=MZ4
                    THEN WRITELN(DES,`ZONA4`);
                IF M=MO
                    THEN WRITELN(DES,`SECUNDARIO`);
                WRITELN(DES,M:8,I^[M]:8,J^[M]:8,K^[M]:8,L^[M]:8);
                END;
            END;

(*EXPANSAO DO PRINCIPAL*)

```

```

1:BEGIN
  II:=1;
  WHILE II<=NUNOP DO
    BEGIN
      X^[II]:=-Z^[II];
      Y^[II]:=-(RP*ARCCOS(Y^[II]/RP)+RP);
      Z^[II]:=0;
      II:=II+2;
    END;

```

(*INTERSECCAO*)

```

  II:=NNO;
  WHILE II<=NNO+2*N DO
    BEGIN
      X^[II]:=-Z^[II];
      Y^[II]:=-(RP*ARCCOS(Y^[II]/RP)+RP);
      Z^[II]:=0;
      II:=II+2;
    END;
  WRITELN(DES,NUNOP:5);
  FOR NN:=1 TO NUNOP DO
    BEGIN
      WRITELN(DES,NN:5,X^[NN]:15:4,Y^[NN]:15:4,Z^[NN]:15:4);
    END;
  WRITELN(DES,'ZONA1');
  FOR M:=1 TO MO-1 DO
    BEGIN
      IF M=MZ2
        THEN WRITELN(DES,'ZONA2');
      IF M=MZ3
        THEN WRITELN(DES,'ZONA3');
      IF M=MZ4
        THEN WRITELN(DES,'ZONA4');
      WRITELN(DES,M:8,I^[M]:8,J^[M]:8,K^[M]:8,L^[M]:8);
    END;
  END;

```

(*EXPANSAO DO SECUNDARIO*)

```

2:BEGIN
  II:=NNO;
  WHILE II<=NUNOS DO
    BEGIN
      ZB:=Z^[II]*SIN(ALFA)+(Y^[II]-RP)*COS(ALFA);
      YB:=-Z^[II]*COS(ALFA)+(Y^[II]-RP)*SIN(ALFA);
      IF ABS(ZB)>RS
        THEN ZB:= ZB/ABS(ZB)*RS;
      ZB2:=RS*ARCCOS(ZB/RS)-PI/2*RP;
      ALFAB:=PI/2;
      X^[II]:=-YB*COS(ALFAB)+ZB2*SIN(ALFAB);
      Y^[II]:=YB*SIN(ALFAB)+ZB2*COS(ALFAB);
      Z^[II]:=0;
      II:=II+2;
    END;

```

```
WRITELN(DES,NUNOS:5);
FOR NN:=1 TO NUNOS DO
  BEGIN
    WRITELN(DES,NN:5,X^[NN]:15:4,Y^[NN]:15:4,Z^[NN]:15:4);
  END;
WRITELN(DES,'SECUNDARIO');
FOR M:=MO TO NUMEL DO
  BEGIN
    WRITELN(DES,M:8,I^[M]:8,J^[M]:8,K^[M]:8,L^[M]:8);
  END;
END;
END;
CLOSE(DES);
END.
```

APÊNDICE C

DESENHOS DE PRÉ-PROCESSAMENTO DAS MALHAS, UTILIZANDO O PROGRAMA NAVGRAF.

C.1 INTRODUÇÃO

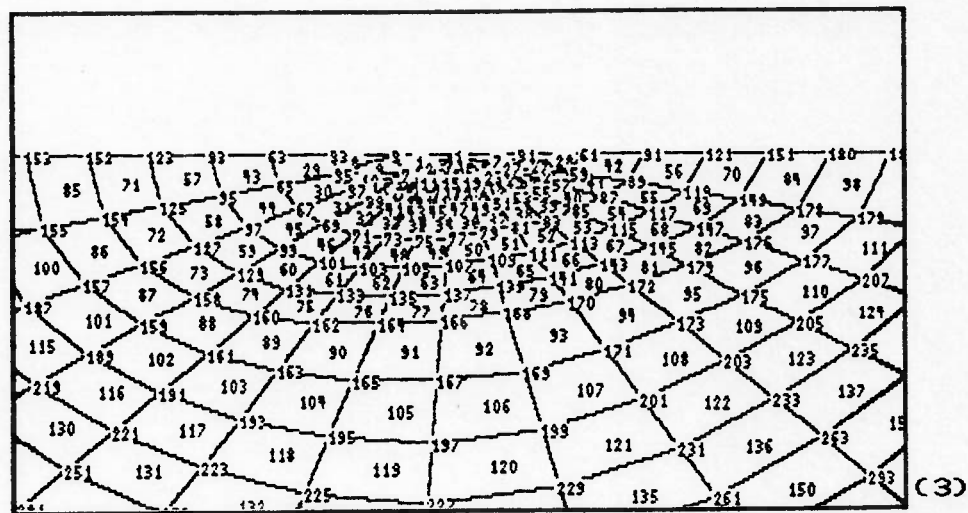
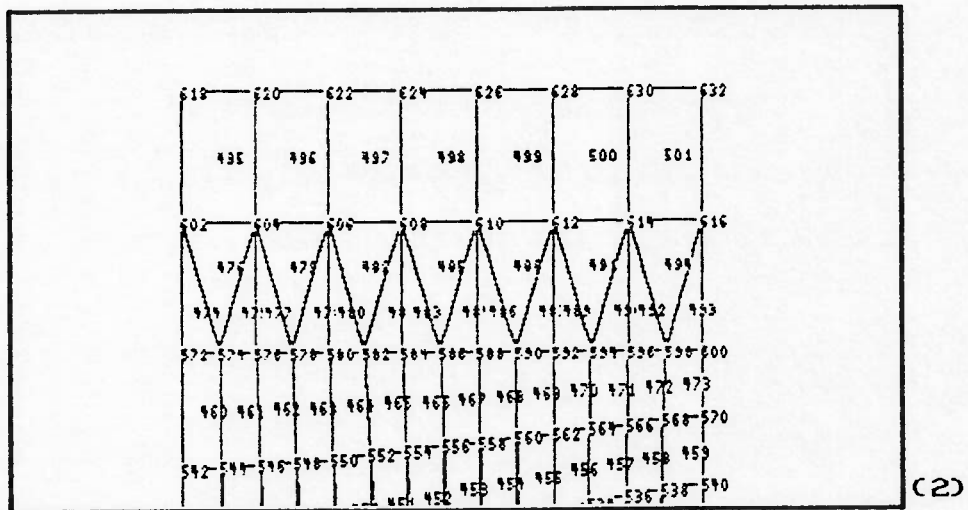
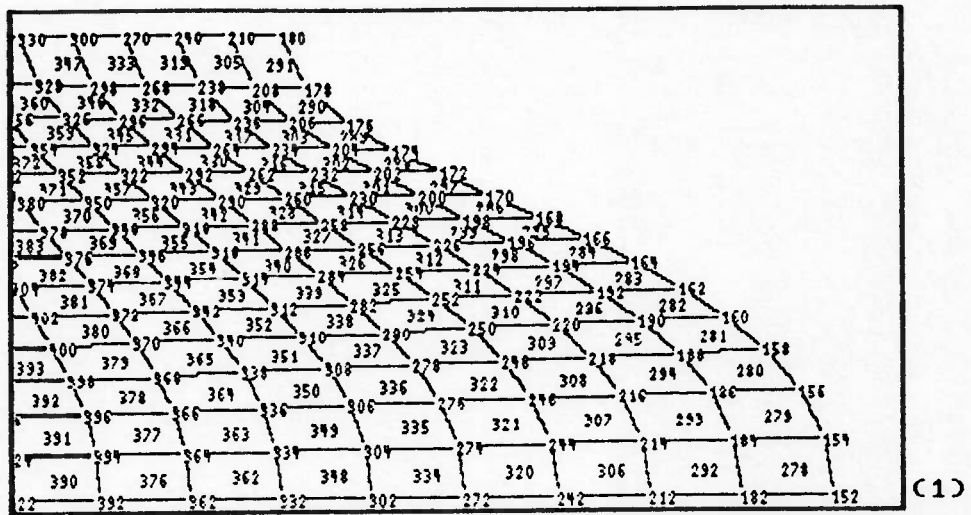
Este Apêndice apresenta alguns detalhes dos desenhos das malhas utilizadas neste trabalho, e referenciados em tabelas dos capítulos 3 e 4 (tabelas 3.2, 4.2 e 4.3). Estes desenhos foram elaborados a partir do arquivo DESENHO, gerado pelo programa GERTUBO (veja Apêndice B), utilizando-se do programa de pré processamento gráfico NAVGRAF.⁽²¹⁾

Utilizou-se nas legendas dos desenhos apresentados aqui, o código mneumônico descrito nos itens 3.5 e 3.6, o qual é reproduzido no quadro abaixo de maneira esquemática.

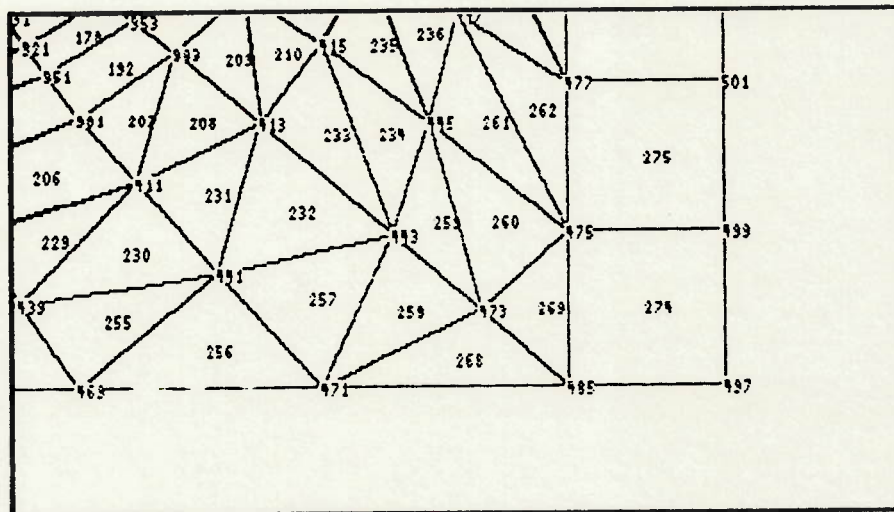
Código: DDAA

onde: DD: relação de diâmetros β x 100.
AA: Ângulo de intersecção (θ) em graus.

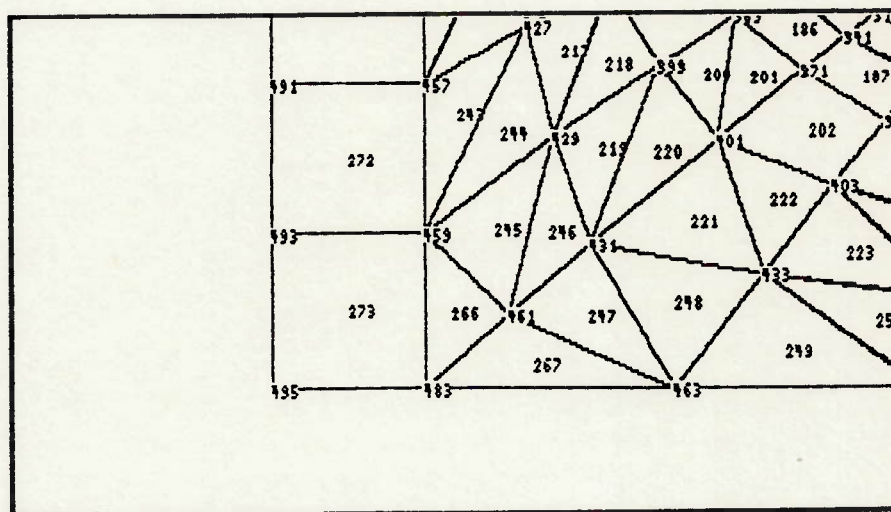
Exemplo ilustrativo: DDAA = (5027) tem-se a malha com
 $\beta = 0.50$ e $\theta = 27^\circ$



Malha 1 (5027) - Detalhes expandidos da intersecção no secundário (1) e do primário (3). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (2).

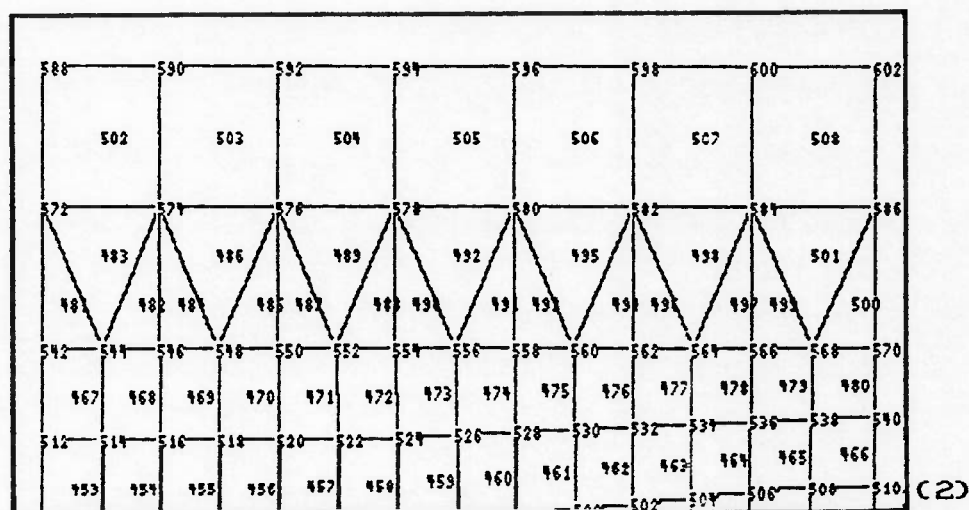
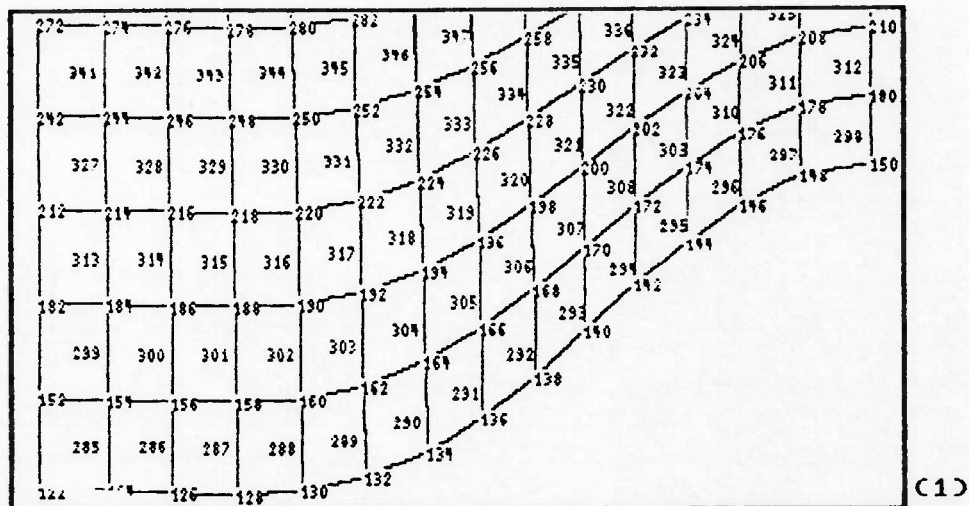


(4)

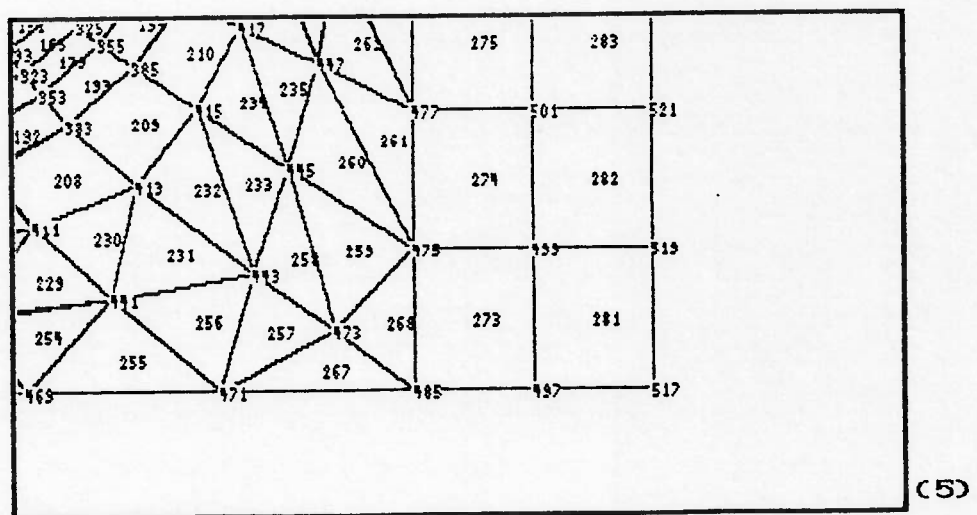
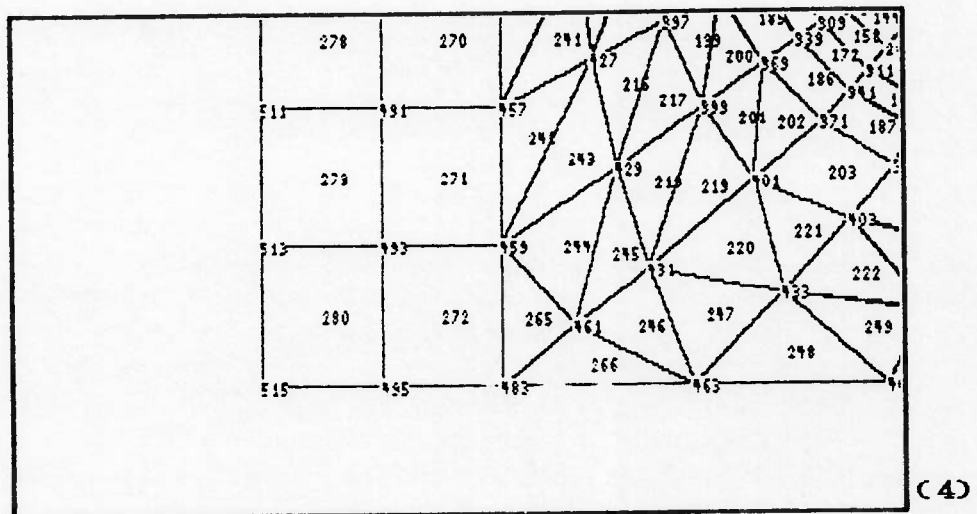
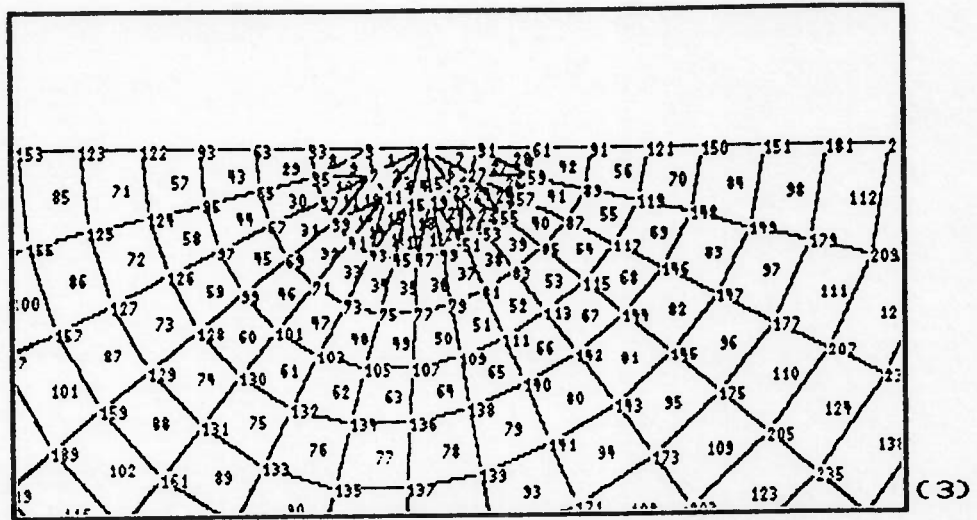


(5)

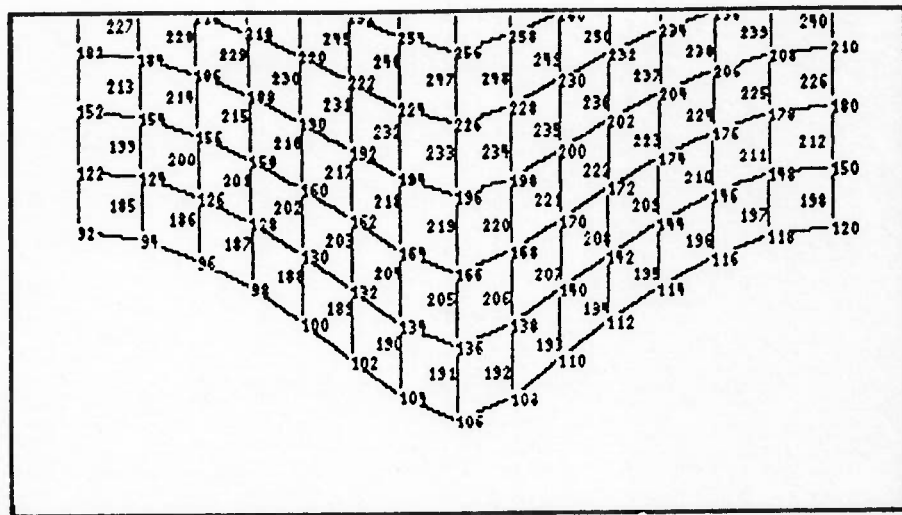
Malha 1 (5027) - Detalhe das extremidades do tubo primário (4,5).



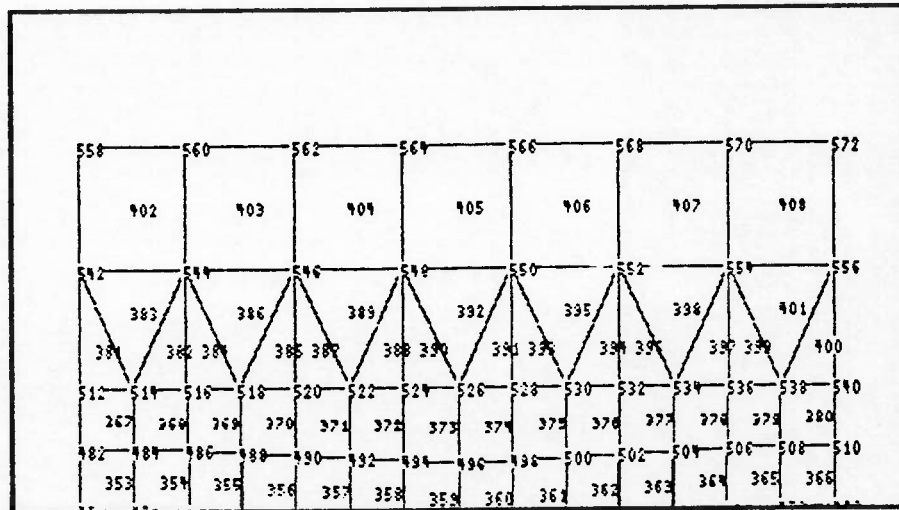
Malha 2 (6060) - Detalhe expandido da intersecção no secundário (1) e extremidade do secundário (2).



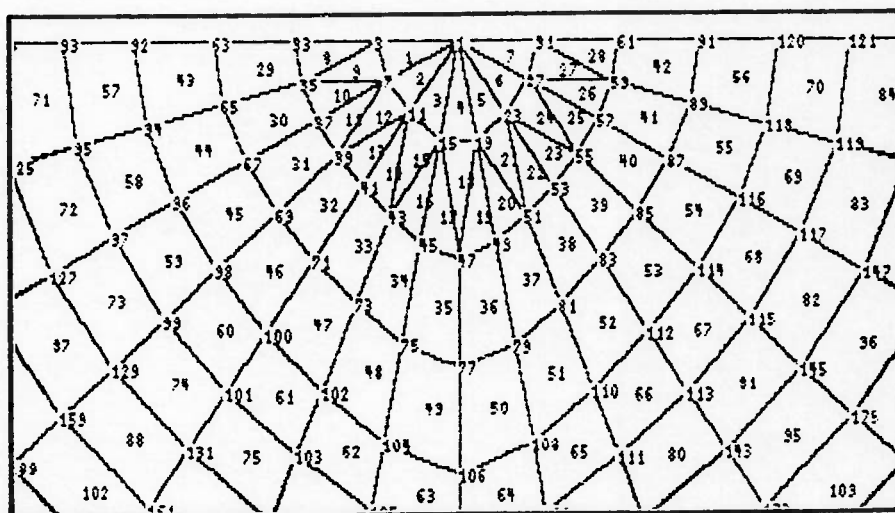
Malha 2 (6060) - Detalhe expandido da intersecção do primário (3) e extremidades do primário (4,5).



(1)

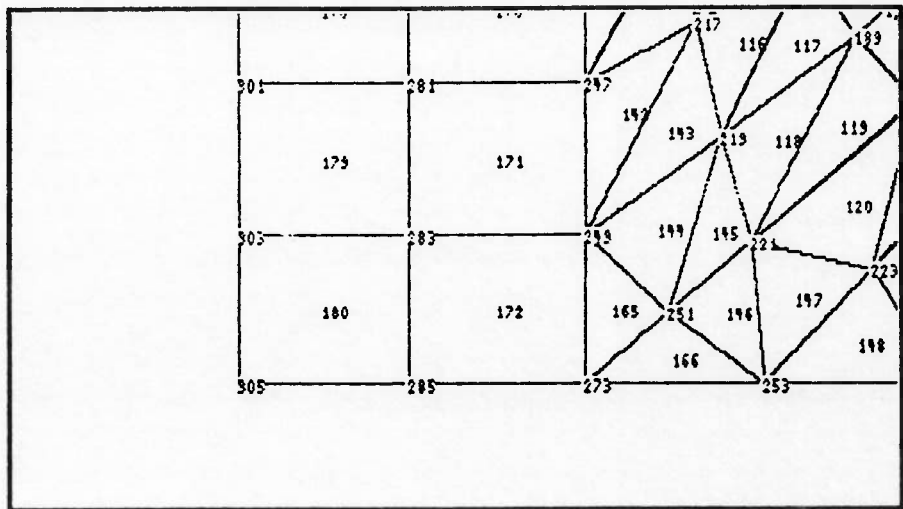


(2)

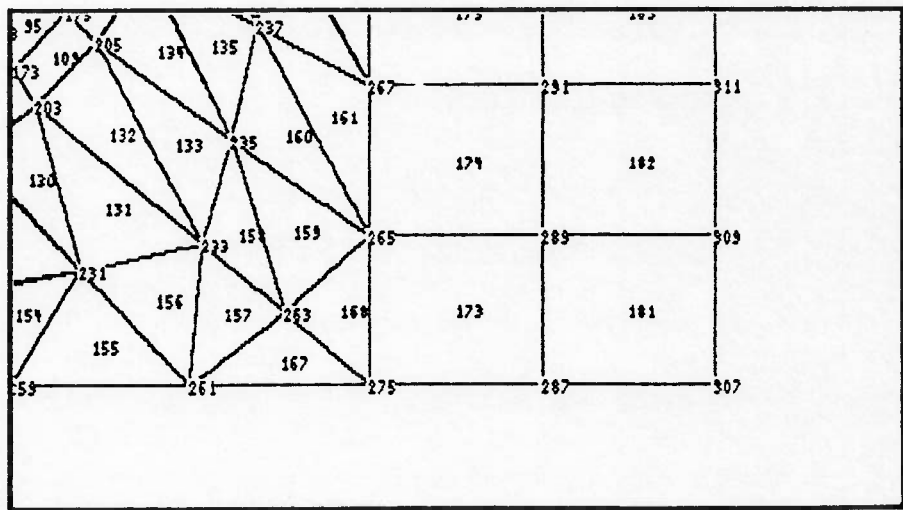


(3)

Malha 3 (9590) - Detalhe expandido da intersecção no secundário (1) e extremidade do mesmo (2). Detalhe expandido da intersecção do primário (3).

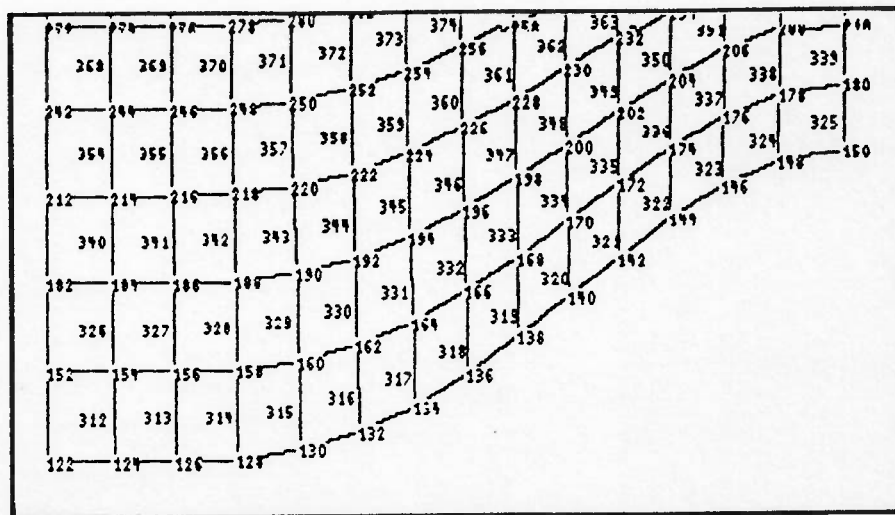


(4)

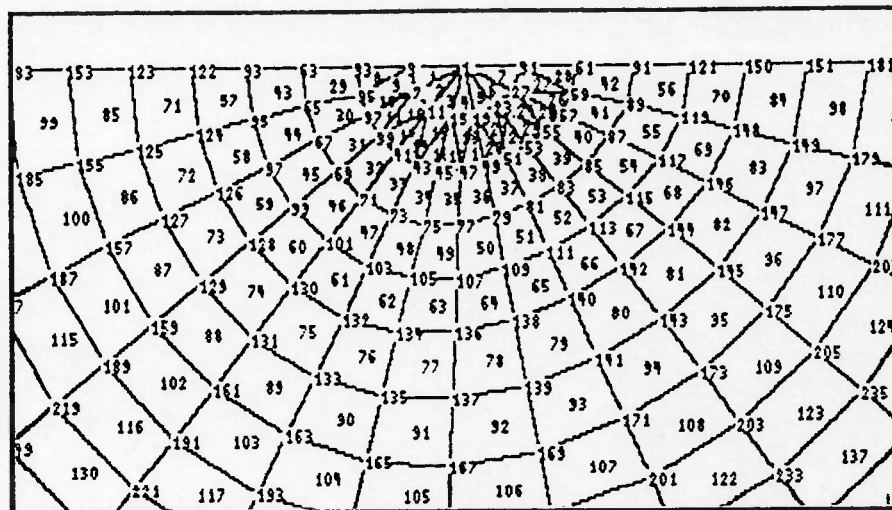


(5)

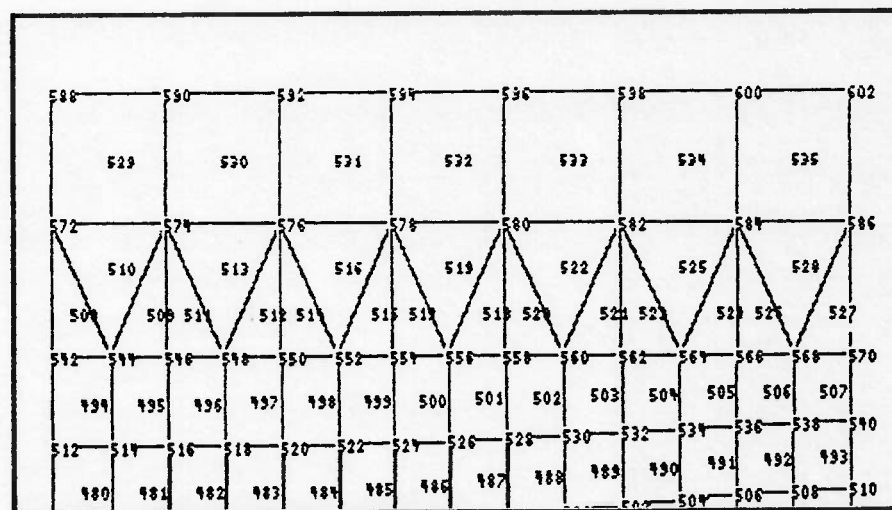
Malha 3 (9590) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4, 5).



(1)

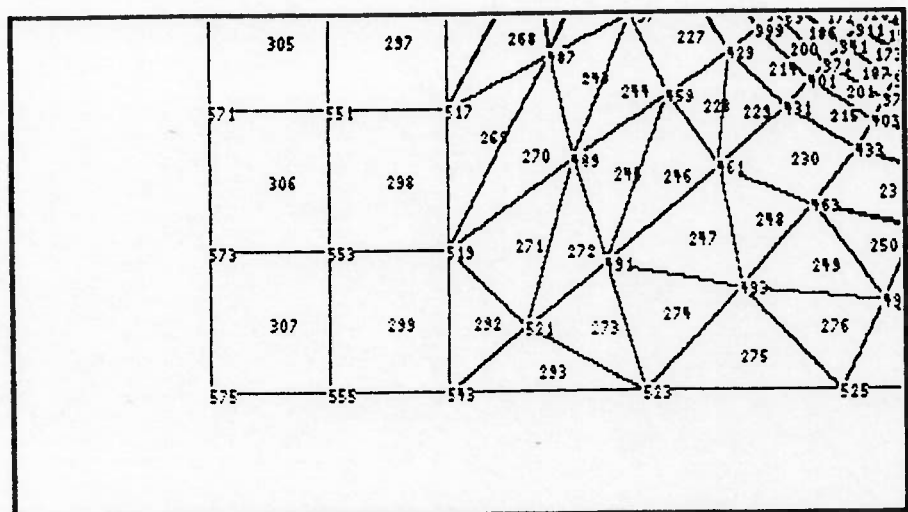


(2)

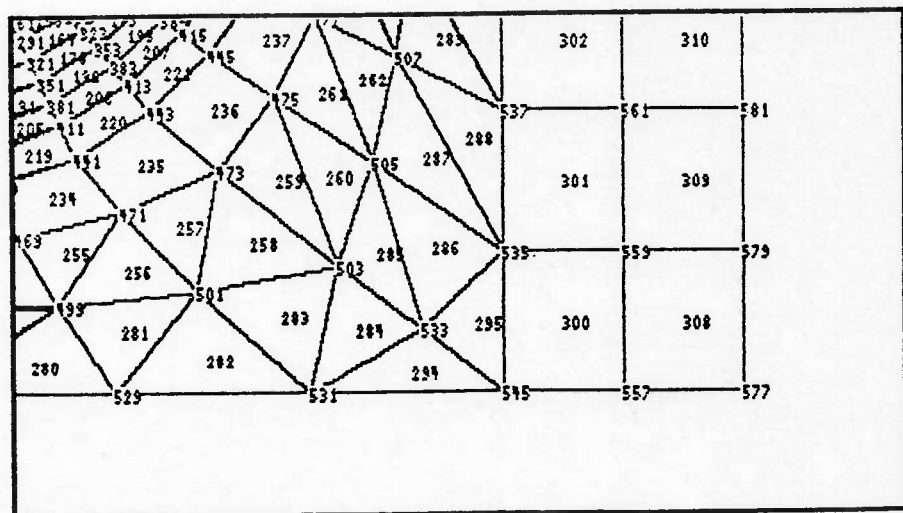


(3)

Malha 4 (5060) - Detalhes expandidos da interseção do secundário (1) e do primário (2). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (3).

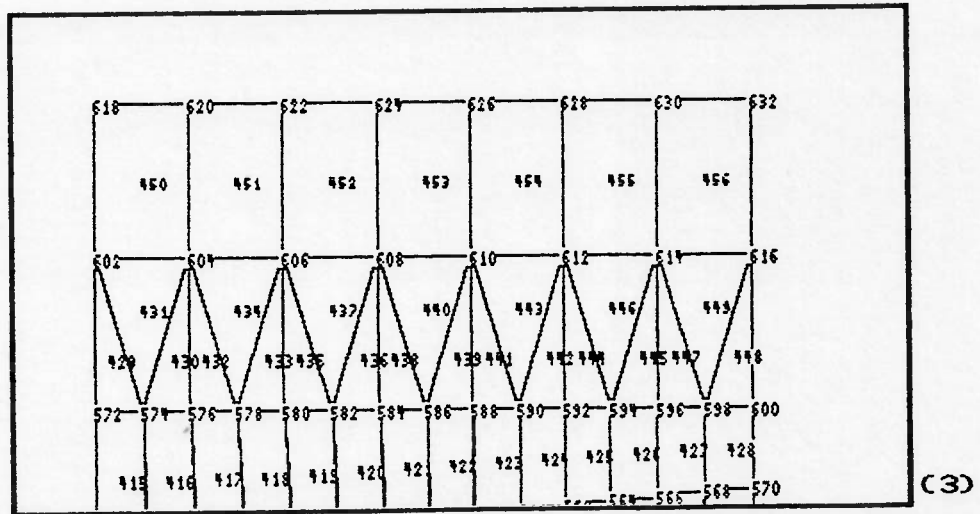
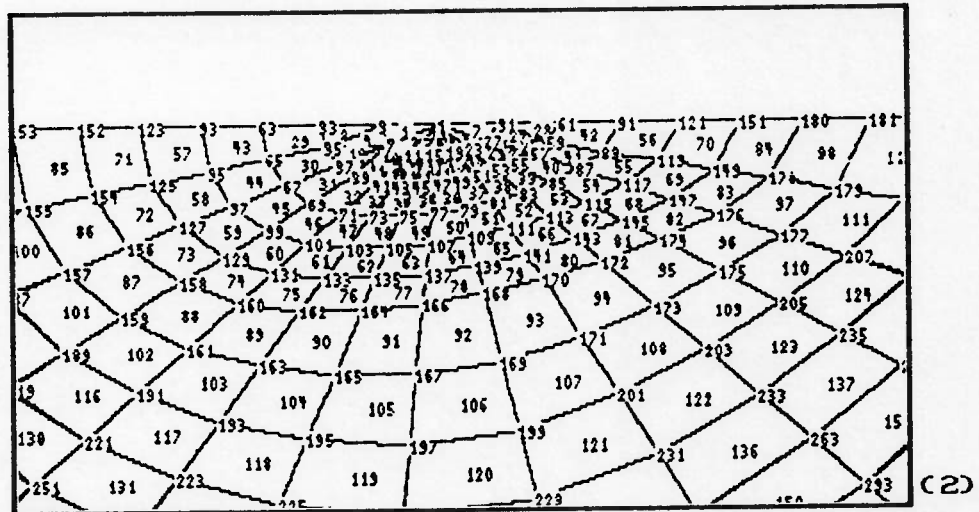
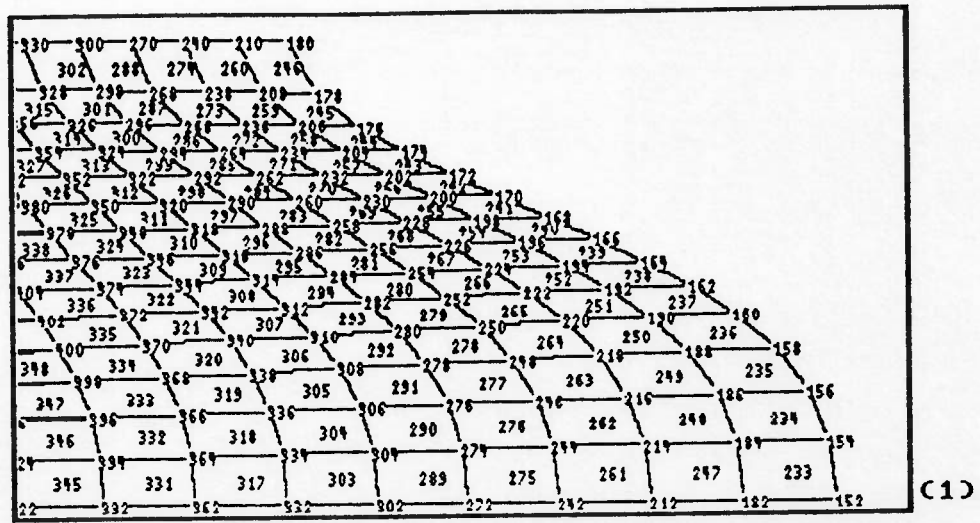


(4)

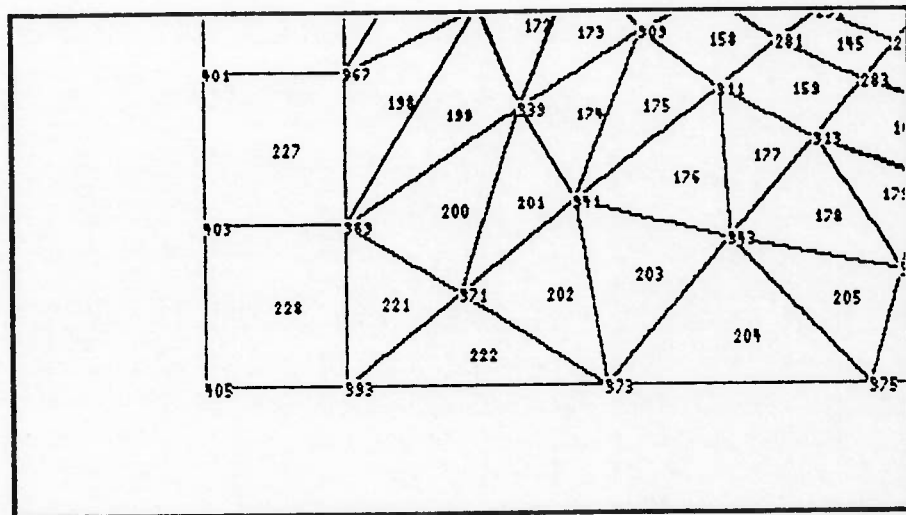


(5)

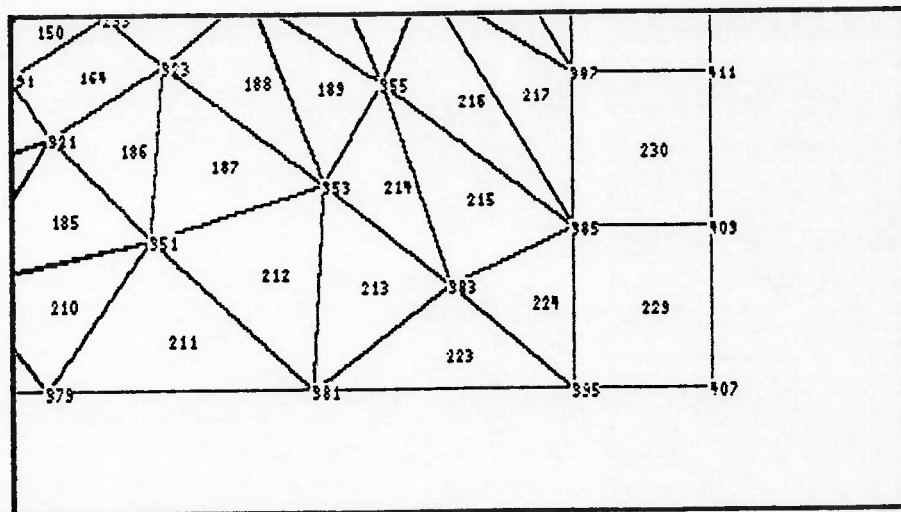
Malha 4 (5060) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4,5).



Malha 5 (6027) - Detalhes expandidos da interseção no secundário (1) e no primário (2). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (3).

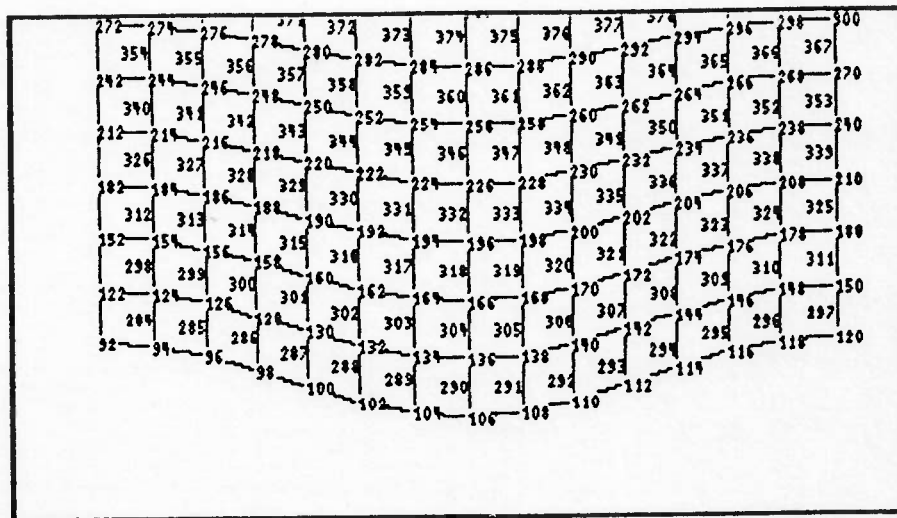


(4)

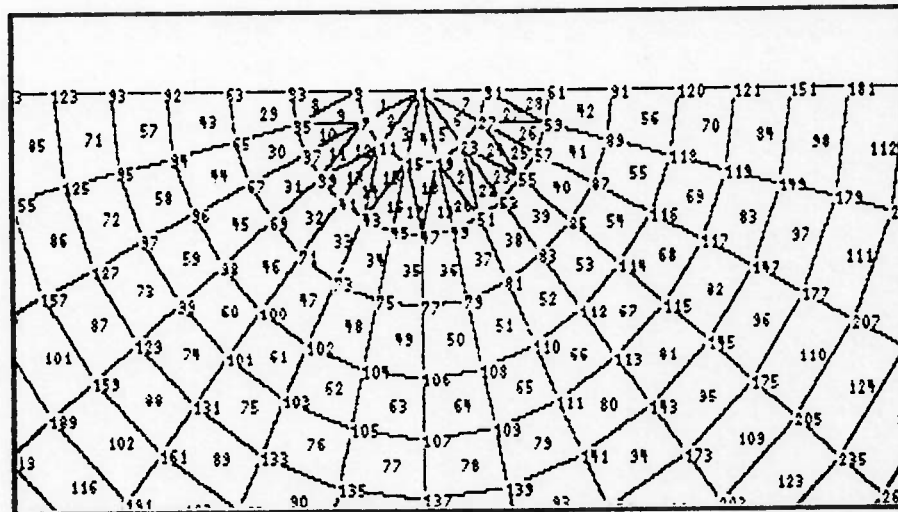


(5)

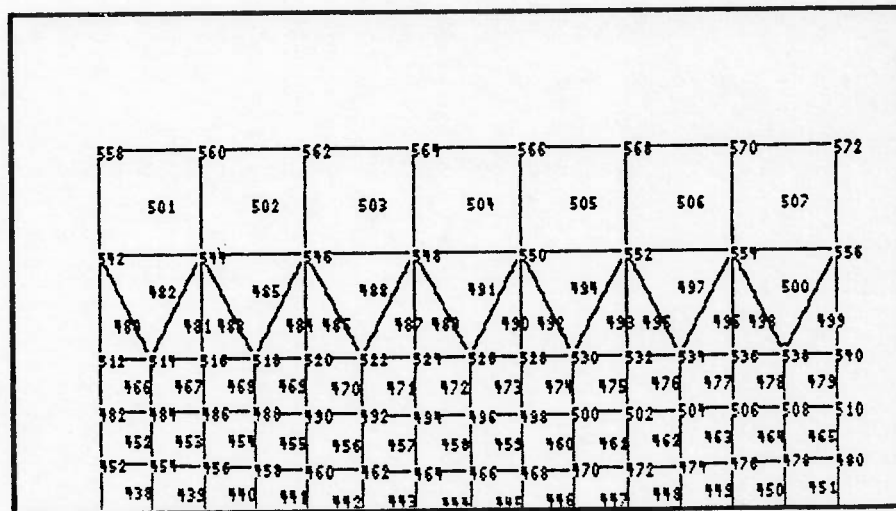
Malha 5 (6027) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4, 5).



(1)

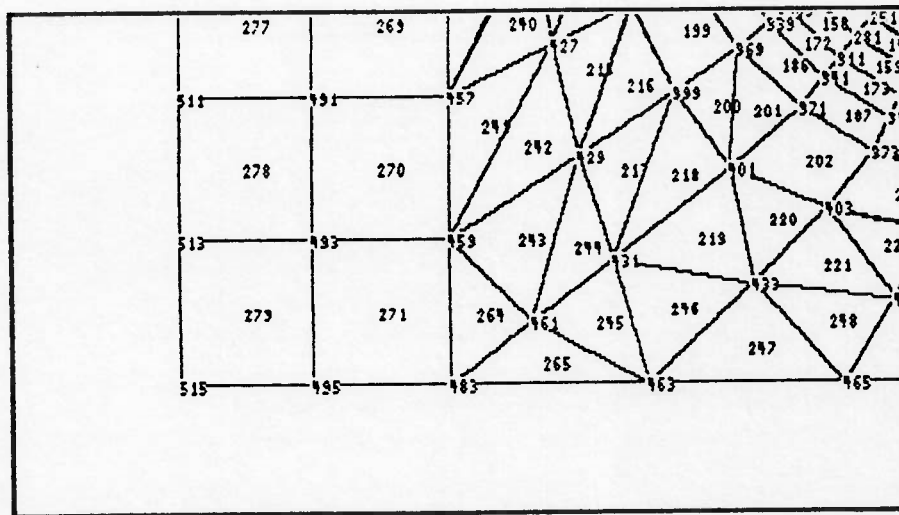


(2)

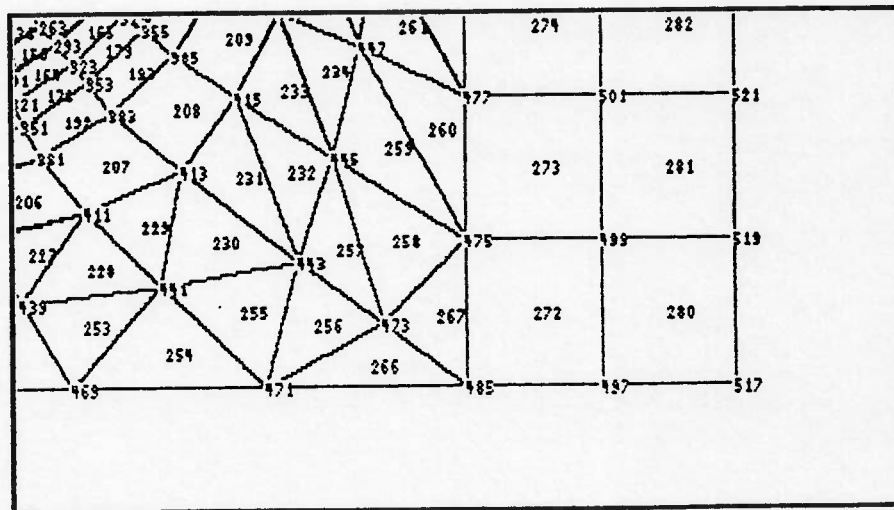


(3)

Malha 6 (6090) - Detalhes expandidos da intersecção no secundário (1) e no primário (2). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (3).

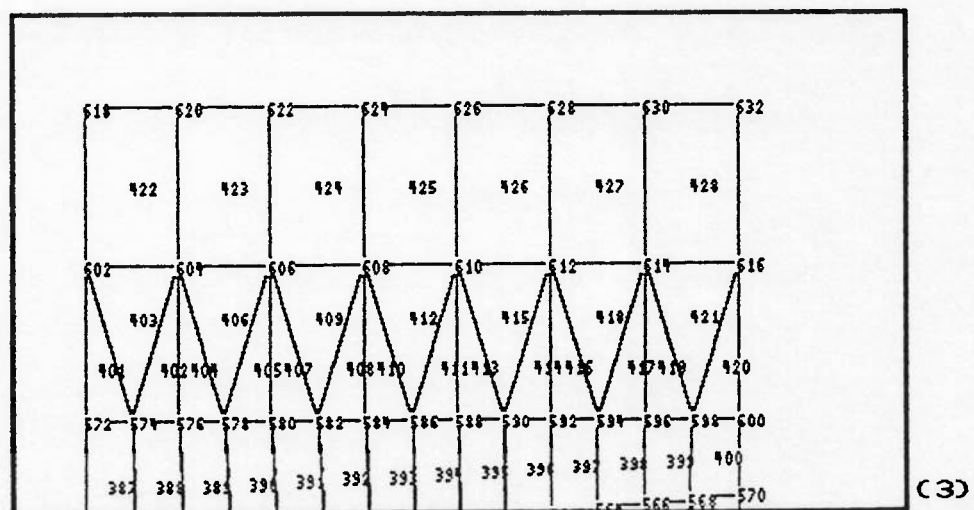
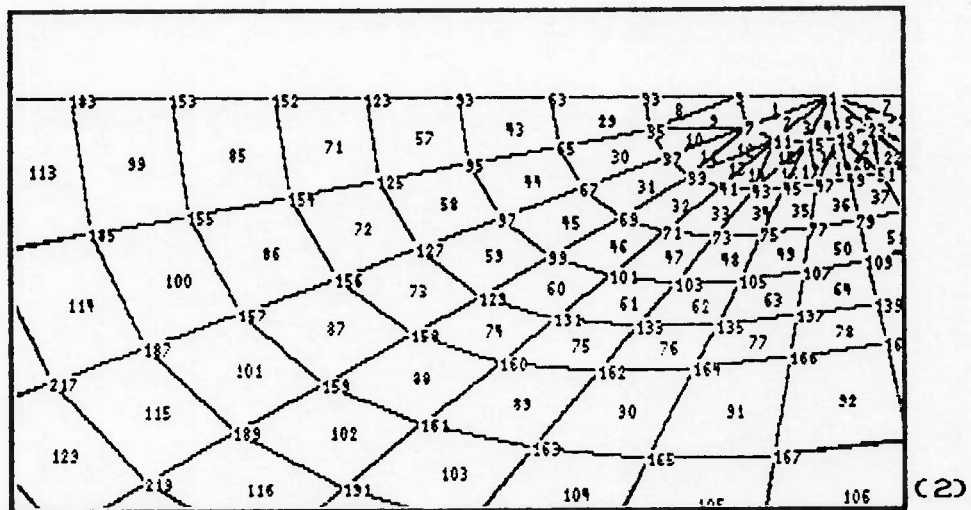
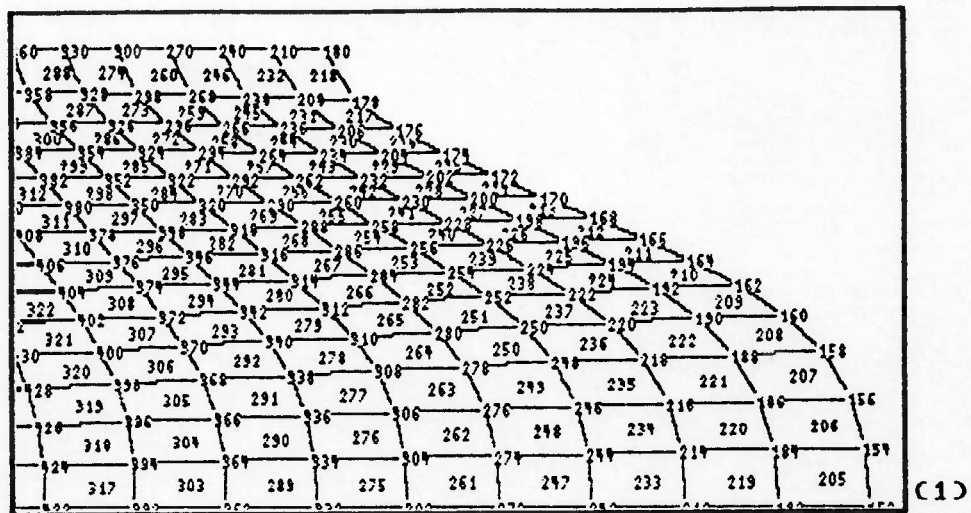


(4)

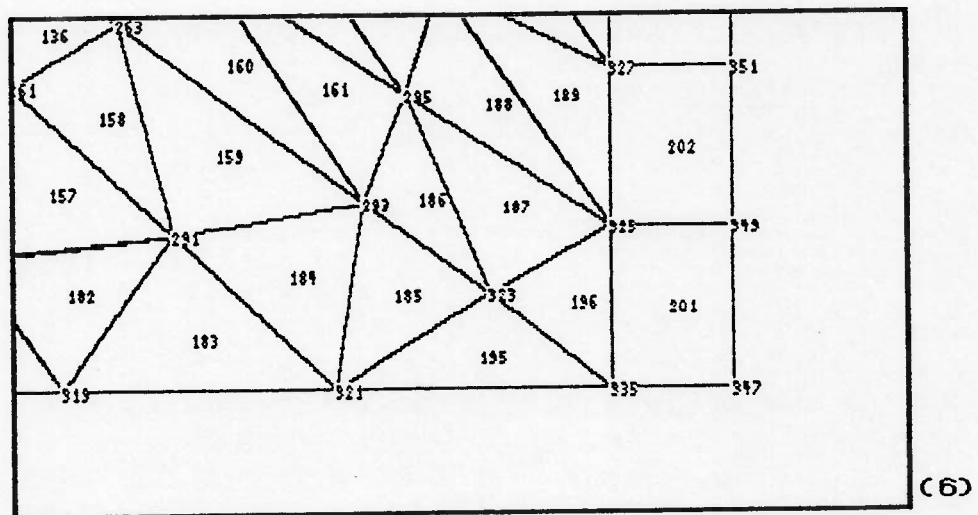
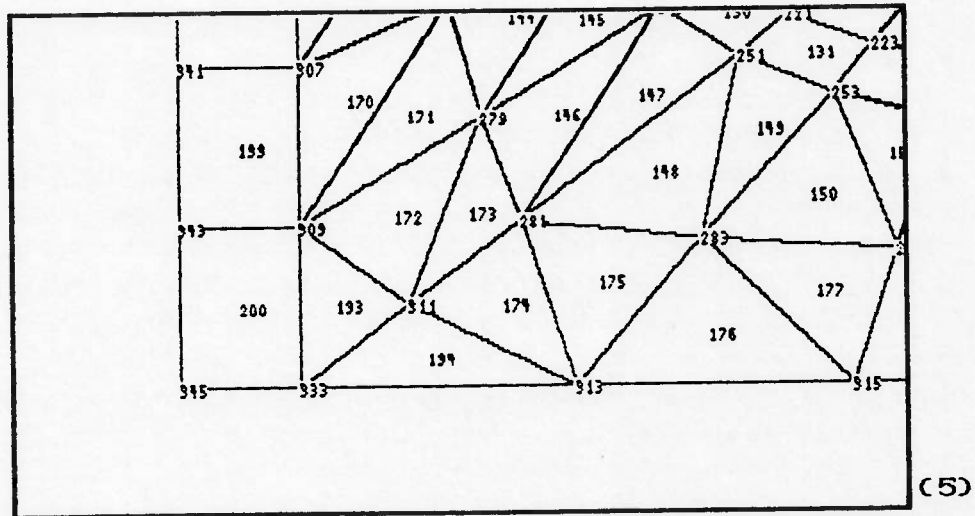
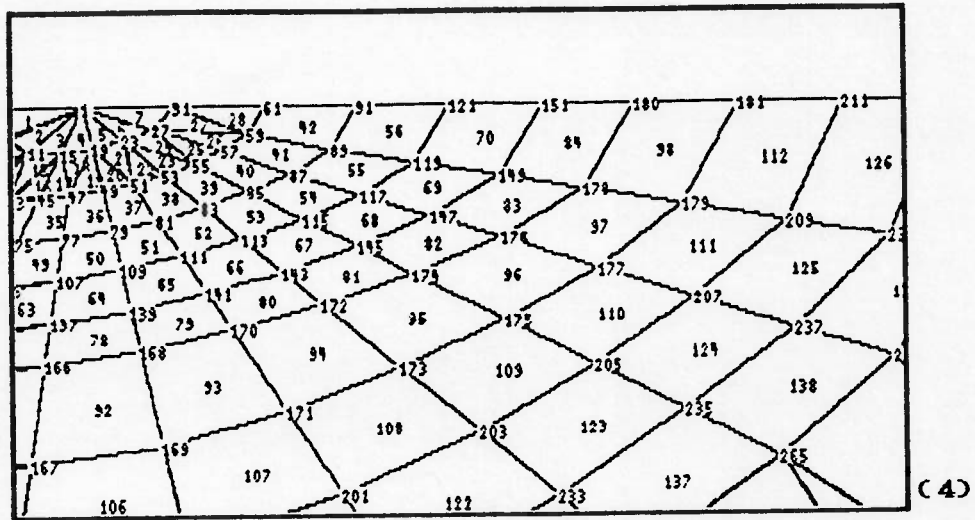


(5)

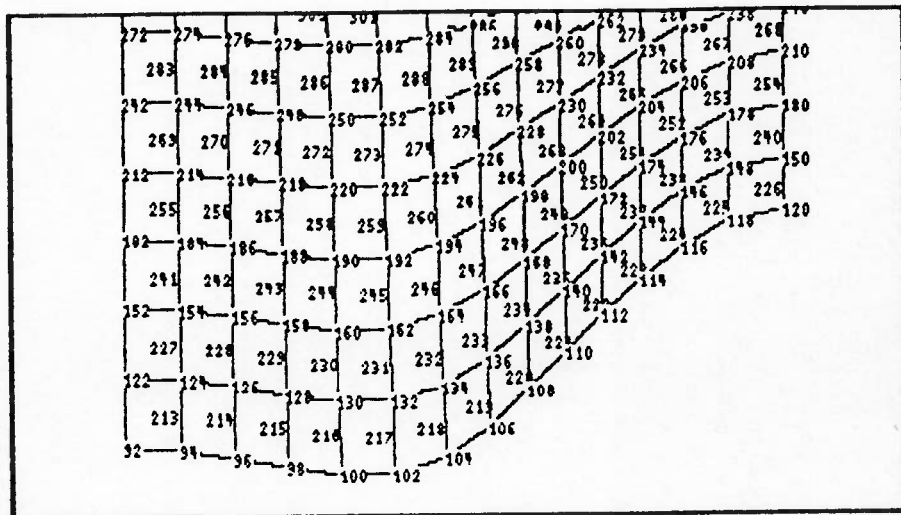
Malha 6 (6090) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4,5).



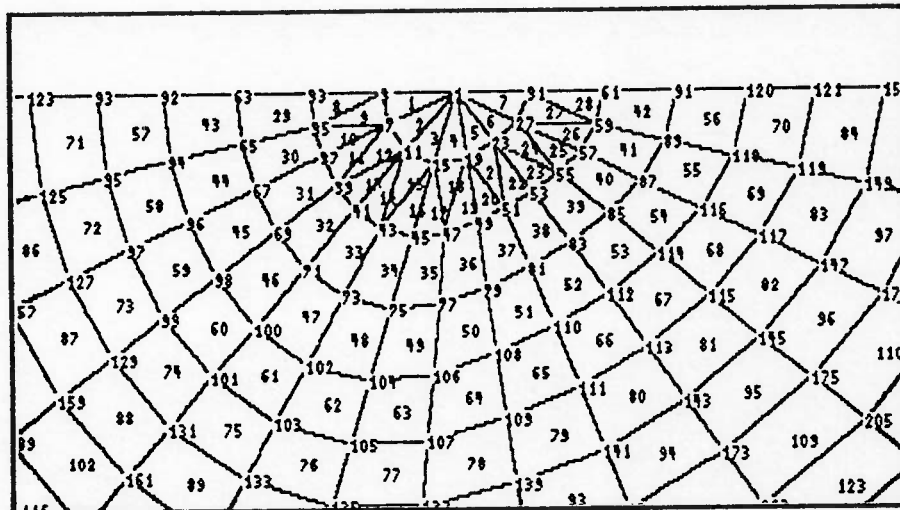
Malha 7 (7027) - Detalhes expandidos da intersecção do secundário (1) e no primário (2). Idem para a extremidade do tubo secundário (3).



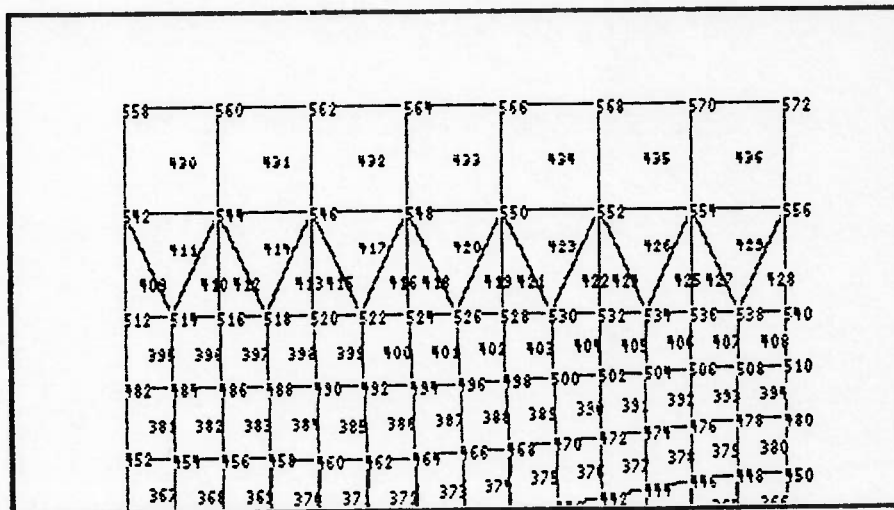
Malha 7 (7027) - Detalhes expandidos da intersecção do primário (4) e das extremidades também do primário (5,6).



(1)

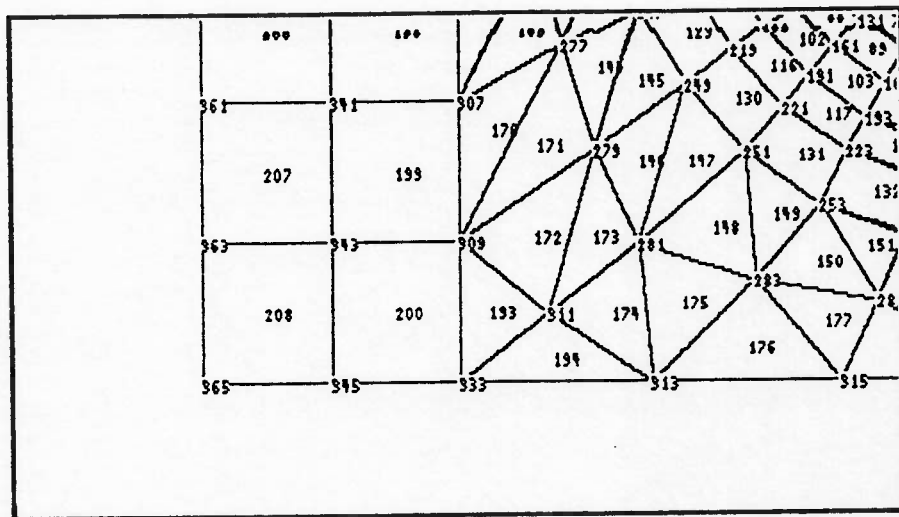


(2)

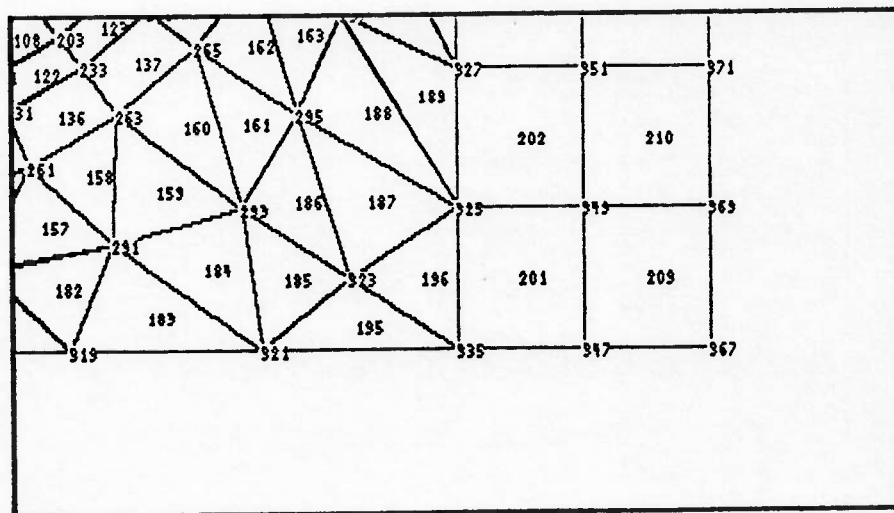


(3)

Malha 8 (8060) - Detalhes expandidos da intersecção no secundário (1) e no primário (2). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (3).

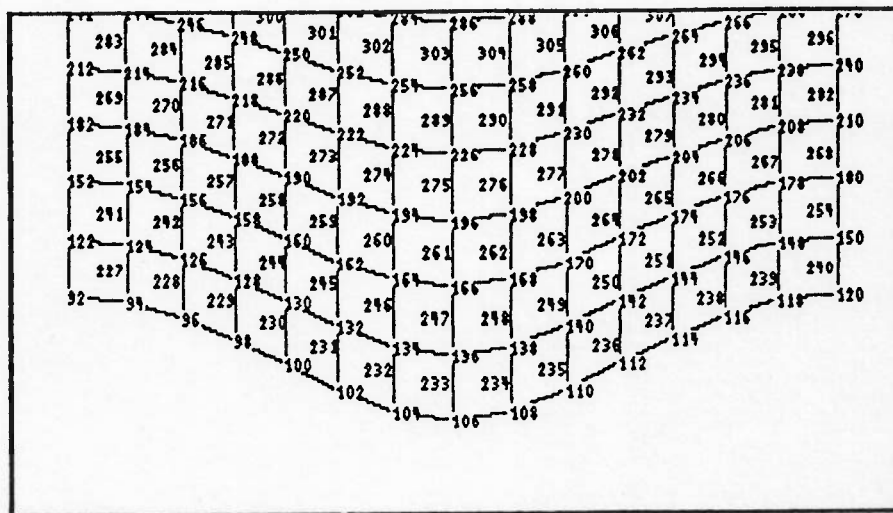


(4)

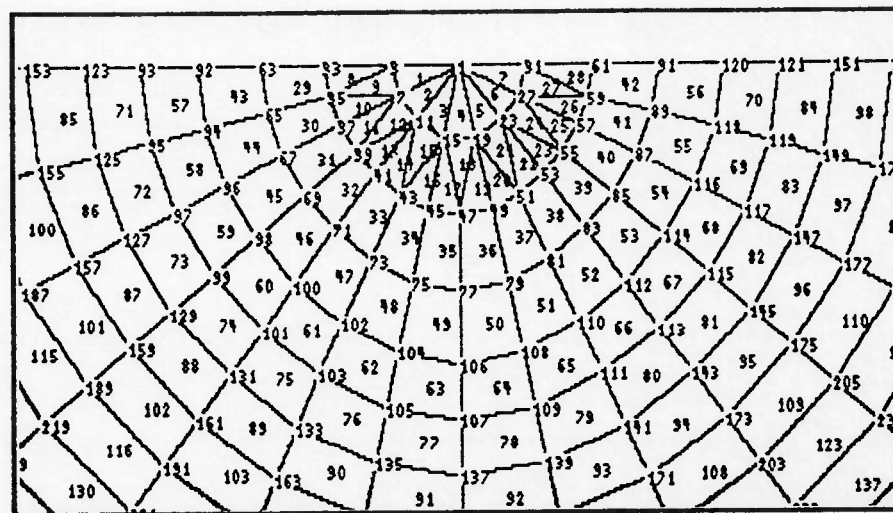


(5)

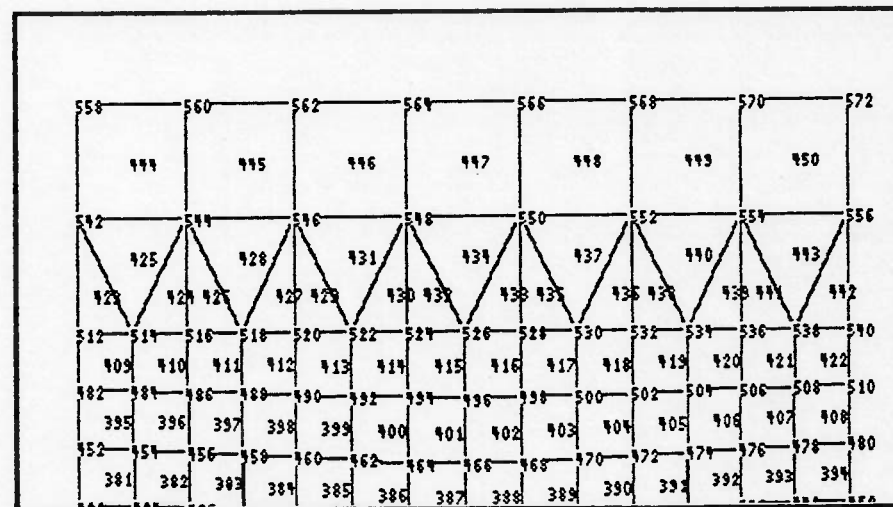
Malha 8 (8060) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4,5).



(1)

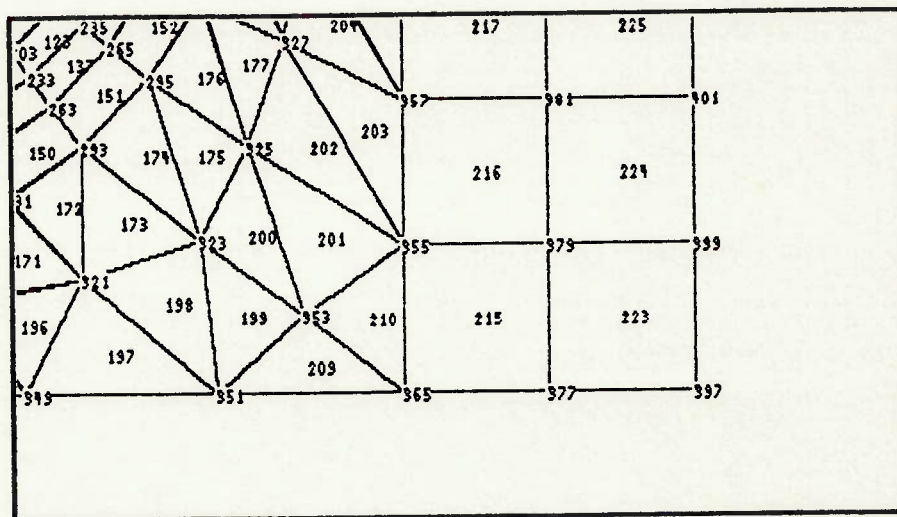


(2)

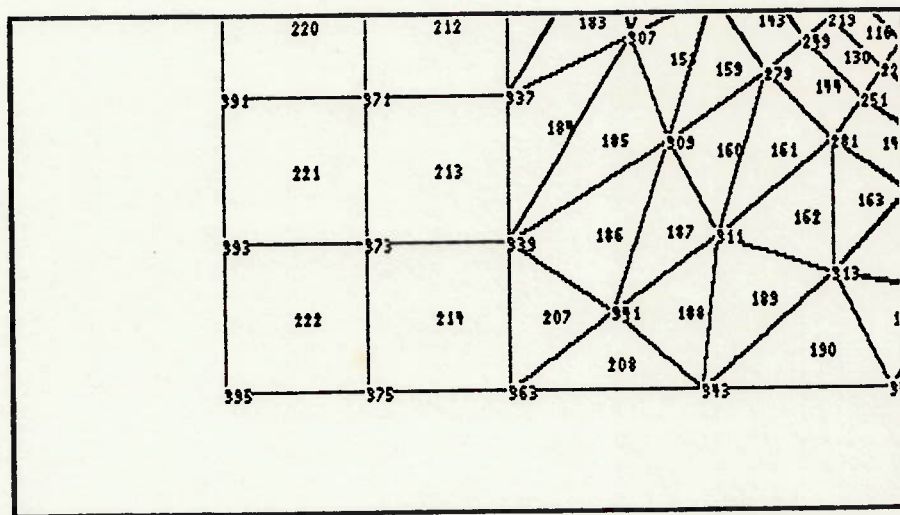


(3)

Malha 9 (8090) - Detalhes expandidos da intersecção no secundário (1) e no primário (2). Detalhe expandido da extremidade do tubo secundário (3).



(4)



(5)

Malha 9 (8090) - Detalhes expandidos das extremidades do primário (4, 5).

APÊNDICE D

GRÁFICOS COMPARATIVOS DAS FORMULAÇÕES DE FCT'S

D.1 INTRODUÇÃO

Os gráficos elaborados e mostrados neste apêndice, encontram-se numerados de 1 a 54 e organizados em grupos de nove, conforme mostrado pela *tabela* D.1. Tais grupos são definidos pelo caso de carregamento e também pelo tubo em questão, qual seja o primário ou secundário. Os detalhes necessários para o entendimento da *tabela* e dos gráficos, estão mostrados no item *observações*, na própria *tabela* D.1.

D.2 COMENTÁRIOS GERAIS SOBRE O COMPORTAMENTO DOS GRÁFICOS

Ao se observar os gráficos aqui apresentados, pode-se considerar alguns comentários quanto ao comportamento das diversas formulações de FCT's neles apresentadas.

Inicialmente, para os casos de carregamento de Força no Plano, tem-se, de modo geral, que as expressões para o tubo secundário (gráficos de 10 a 18), comportam-se de modo semelhante, mostrando, no entanto, alguma disparidade de comportamento em relação à β , em regiões de valores próximos a 0.5. Nota-se que para as expressões de Kuang, e também para as aqui sugeridas, os valores de FCT se apresentam superestimados nesta região.

O fato das expressões decrescerem com o aumento de β já era esperado, pois se havia obtido um valor negativo para o seu expoente. Além disto, também o fato de o tubo primário se apresentar com maior rigidez para o tubo secundário, na medida que β vai de 0.5 a 1.0, endoça o fato do valor do FCT apresentar uma tendência de diminuição.

Também o fato das curvas serem crescentes com τ e $\sin(\theta)$ eram esperados, pois os expoentes destes adimensionais apresentaram valores positivos. Fisicamente, τ cresce à medida que as espessuras (t e T) se igualam, o que provoca uma rigidez relativa menor entre os tubos, e, portanto, resulta em deformações maiores na região de intersecção.

No caso do ângulo θ (e portanto $\text{sen } \theta$), valores pequenos podem resultar em geometrias mais intrincadas para a junta e, portanto, em concentrações maiores de tensão na região da intersecção. Isto pode resultar em um comportamento diverso do FCT para estes valores de θ em questão. O que foi dito indica que as dificuldades com modelos que apresentam pequenos ângulos de inclinação devem ser freqüentes, requerendo cuidados especiais do projetista.

$\tau \backslash \theta$	FORÇA NO PLANO						MOMENTO NO PLANO					
	Primário			Secundário			Primário			Secundário		
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°	30°	60°	90°
0.32	1	2	3	10	11	12	19	20	21	28	29	30
0.45	4	5	6	13	14	15	22	23	24	31	32	33
0.60	7	8	9	16	17	18	25	26	27	34	35	36

$\tau \backslash \theta$	MOMENTO FORA DO PLANO						Observações para as tabelas: i) θ é ângulo de inclinação ii) $\tau = (t/T)$ é relação de espessura dos tubos iii) Exemplo: Gráfico 10. Curvas comparativas para juntas com carregamento FN, para o tubo secundário e para juntas com $\tau = 0.32$ e $\theta = 30^\circ$
	Primário			Secundário			
	30°	60°	90°	30°	60°	90°	
0.32	37	38	39	46	47	48	
0.45	40	41	42	49	50	51	
0.60	43	44	45	52	53	54	

Observações para os gráficos:

- i) Os gráficos foram elaborados para a faixa de variação de $0.4 \leq \beta \leq 0.9$, onde todas as funções foram calculadas para nove pontos.
- ii) Nos gráficos têm-se como identificação de títulos: FN, MP, MF para os carregamentos e PRI ou SEC, para a identificação entre tubo primário ou secundário
- iii) Nas legendas dos gráficos identifica-se as curvas para cada um dos pesquisadores em questão. Tem-se portanto: KU = Kuang; GIBS = Gibstein; EFTH = Efthymiou; RIP = para as formulações obtidas neste estudo; SMED = Wordsworth-Smedley e UEG para as formulações obtidas pela referência [1].

tabela D.1 - Tabela guia para os gráficos comparativos.

Para os casos do tubo primário e carregamento FN (gráficos 1 a 9), ocorre algo semelhante ao tubo secundário, apresentando agora, de um modo geral, valores superiores para as expressões dos outros pesquisadores, comparadas às aqui apresentadas.

Acredita-se que tal fato deva estar intimamente vinculado à forma da expressão escolhida para a regressão, a qual resultou em curvas com ligeiras concavidades para cima, contrariamente ao apresentado pelas outras expressões. Para que se possa compreender melhor o que foi dito, realizou-se um rápido estudo com uma função do tipo $f(\beta) = A\beta^a$, com $A=1$. Esta função representa bem, para o caso deste trabalho, a dependência do FCT com β , sendo o restante dos fatores envolvidos, mantidos constantes e representados pelo fator A . Construindo-se um conjunto de gráficos parametrizados em a (com variações de $-2 < a < -1/2$ e $1/2 < a < 3$) mostrados no gráfico D.1, pode-se notar que para os valores de FCT variando de 0.8 a 10 (faixa que representa a grande maioria dos casos aqui estudados), e para valores de β entre 0.5 e 1.0, tem-se gráficos com a concavidade para cima, e na sua maioria, decrescentes.

Este fato mostra que, apesar de a função escolhida para a representação da dependência do FCT com β ser decrescente, esta não apresenta um bom ajuste para valores de $0.5 < \beta < 1.0$, devido à sua concavidade. As funções para os FCT's resultantes de regressão onde se utiliza este tipo de função, podem apresentar a superestima vista anteriormente para a região de $\beta \cong 0.5$. É ainda observado que os valores de FCT tendem a aumentar com o aumento de τ , fato já observado para o tubo secundário e carregamento FN.

Para os casos de carregamento de Momento no Plano, os resultados se mostram em geral mais coincidentes que para os casos FN. Pode-se notar um comportamento bastante parecido entre as formulações, com as curvas de Efthymiou como limite superior para as outras expressões, e ainda, um comportamento similar de dispersão com relação aos casos com ângulos pequenos. A tendência de superestima do FCT para valores de β próximos de 0.5 continuam ocorrendo, e o efeito do aumento dos FCT's com τ permanece. Os casos de carregamento de Momento no Plano estão mostrados nos gráficos de 19 a 36.

Nota-se que os valores de FCT para este caso de carregamento (MP) são relativamente pequenos, estando em sua maioria dentro da faixa de

1.0 a 2.5. Este fato deve ser considerado à luz das indicações de algumas normas, que sugerem a utilização de FCT's mínimos em projeto.

Finalmente, para os casos de carregamento de Momento Fora do Plano (MF), mostrados pelos gráficos de 37 a 54, pode-se notar um comportamento menos coincidente para o tubo primário. Neste caso, acentua-se novamente o fato da escolha de uma expressão do tipo comentado acima, o que impossibilita a descrição dos FCT's como uma função de concavidade para baixo, conforme se apresentam as demais. Já para os casos MF e para o tubo primário, as formulações se mostram muito mais coincidentes.

CONCAVIDADE DA FUNÇÃO $f(\beta)$ $f(\beta) = A\beta^a$

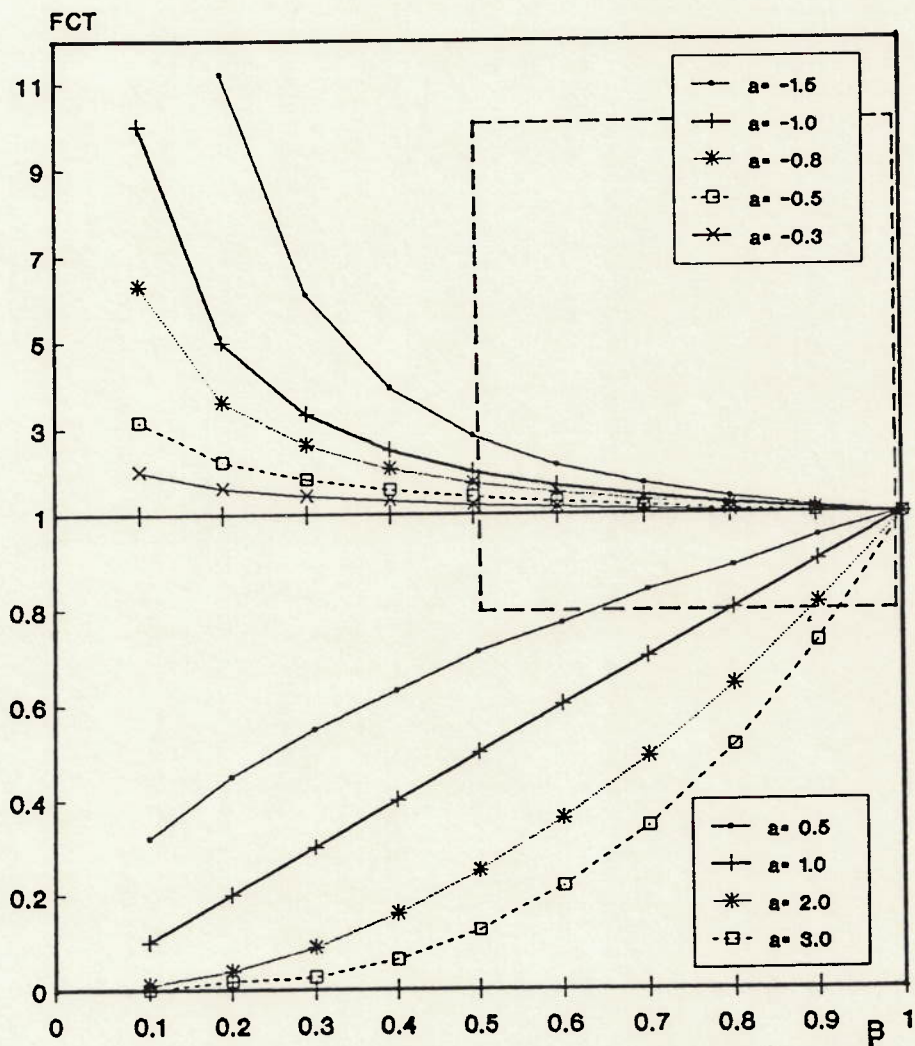


gráfico D.1 - Comportamento da função $f(\beta) = A\beta^a$ para as faixas de FCT e β utilizadas neste trabalho

FN - PRI
TAL 0.32 TETA 30.00

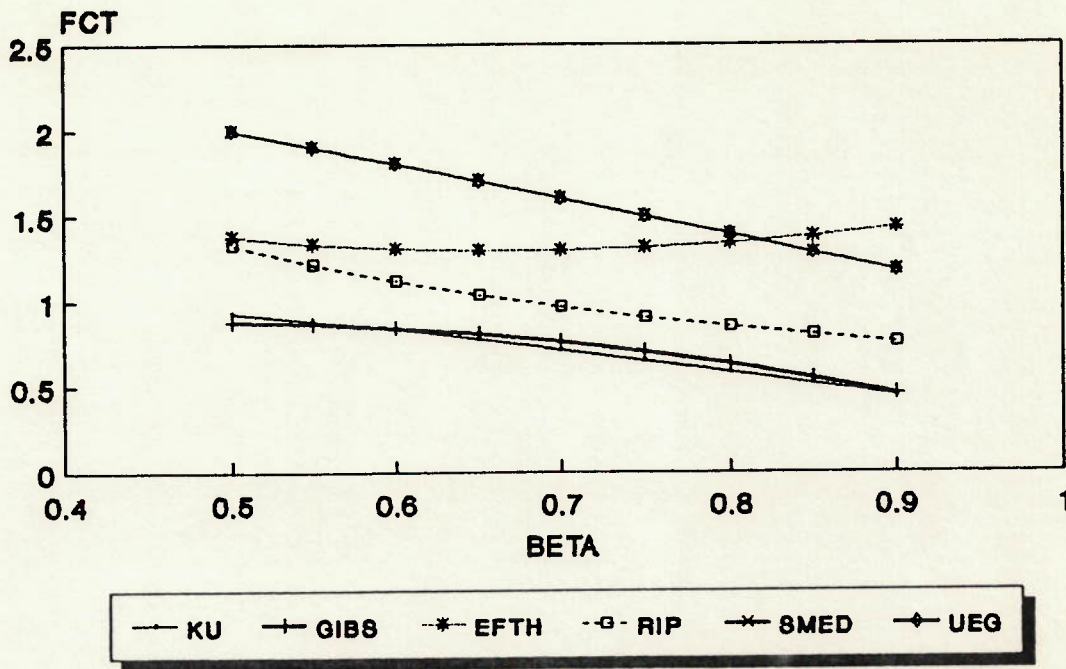


GRÁFICO 1

FN - PRI
TAL 0.32 TETA 60.00

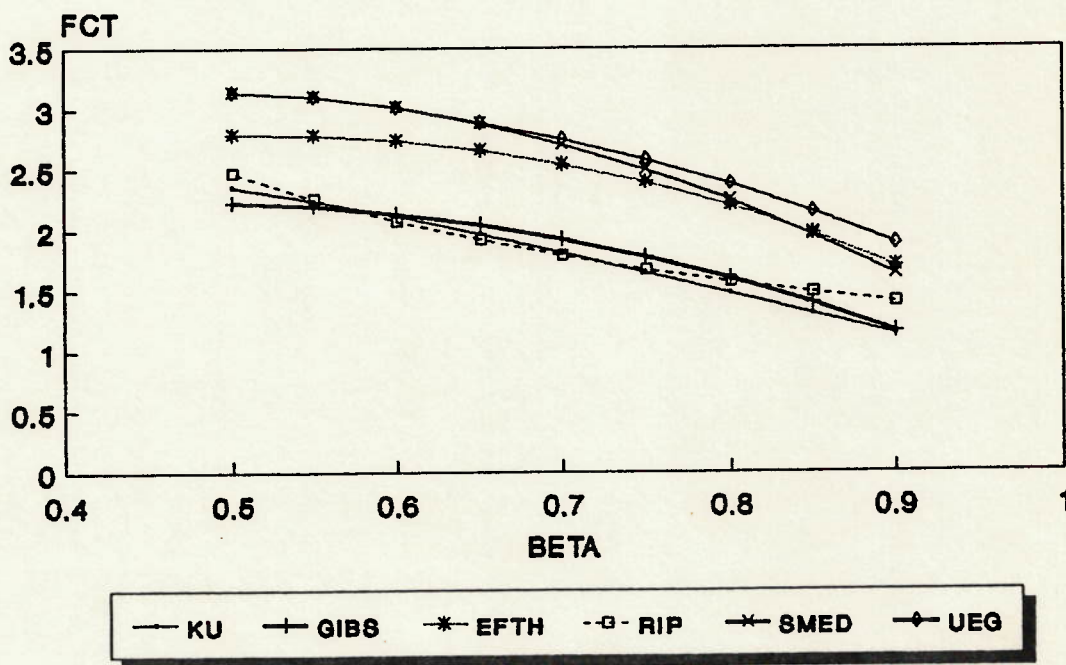


GRÁFICO 2

FN - PRI
TAL 0.32 TETA 90.00

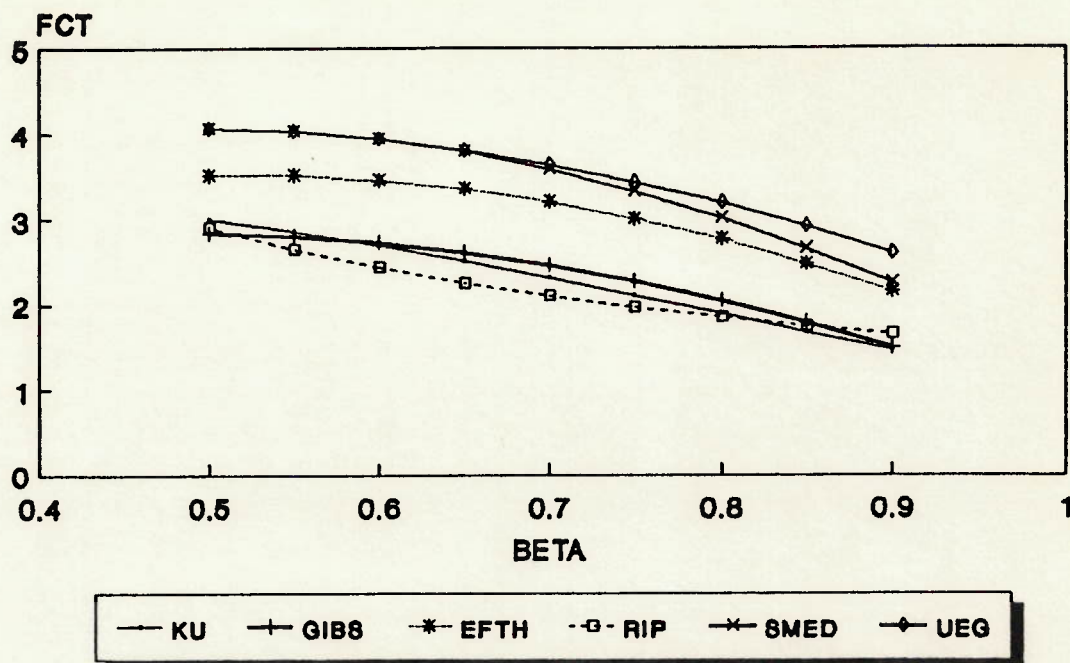


GRÁFICO 3

FN - PRI
TAL 0.45 TETA 30.00

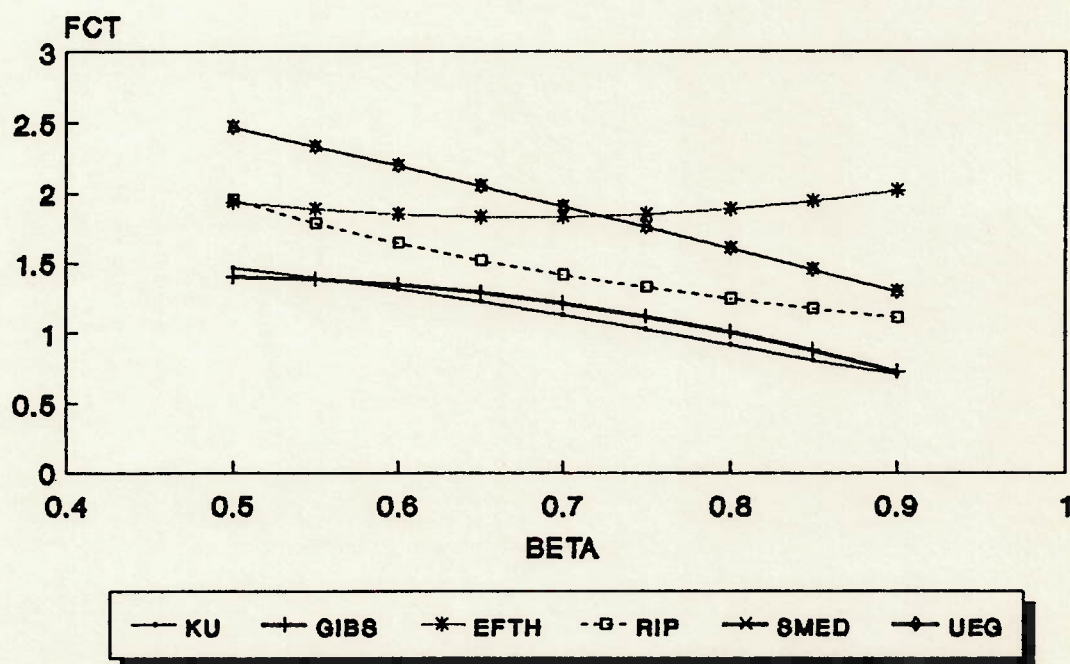


GRÁFICO 4

FN - PRI
TAL 0.45 TETA 60.00

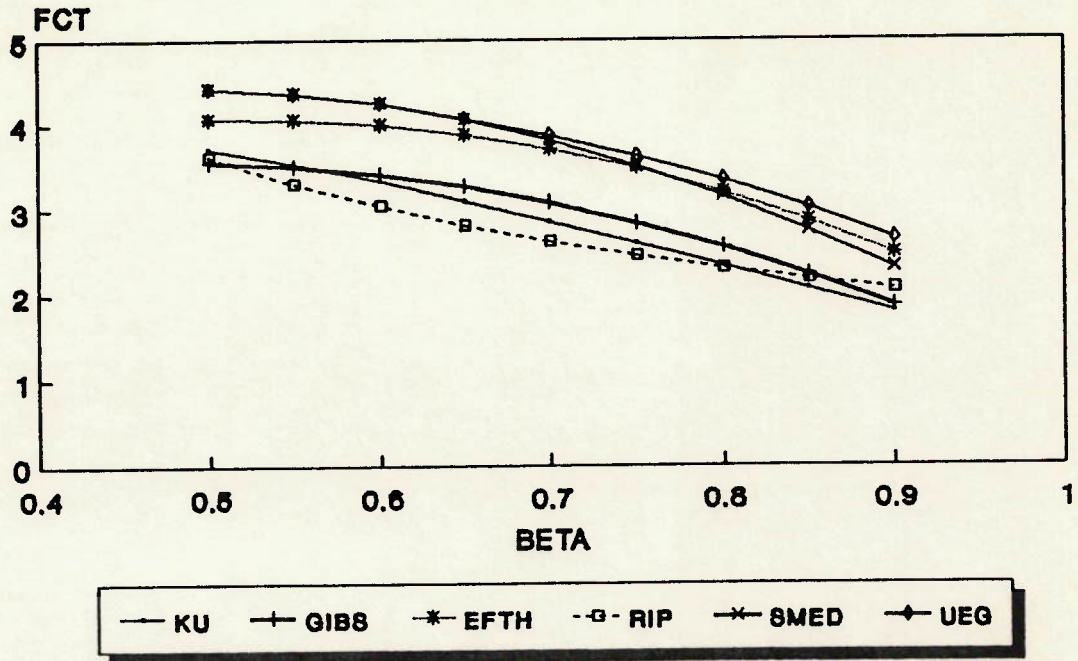


GRÁFICO 5

FN - PRI
TAL 0.45 TETA 90.00

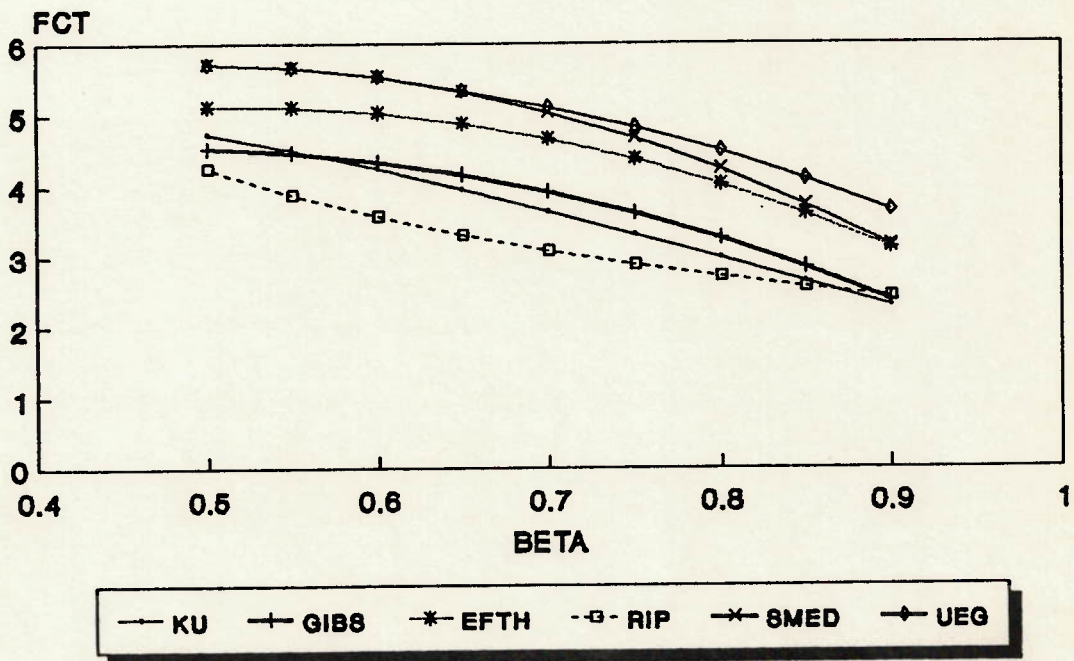


GRÁFICO 6

FN - PRI
TAL 0.60 TETA 30.00

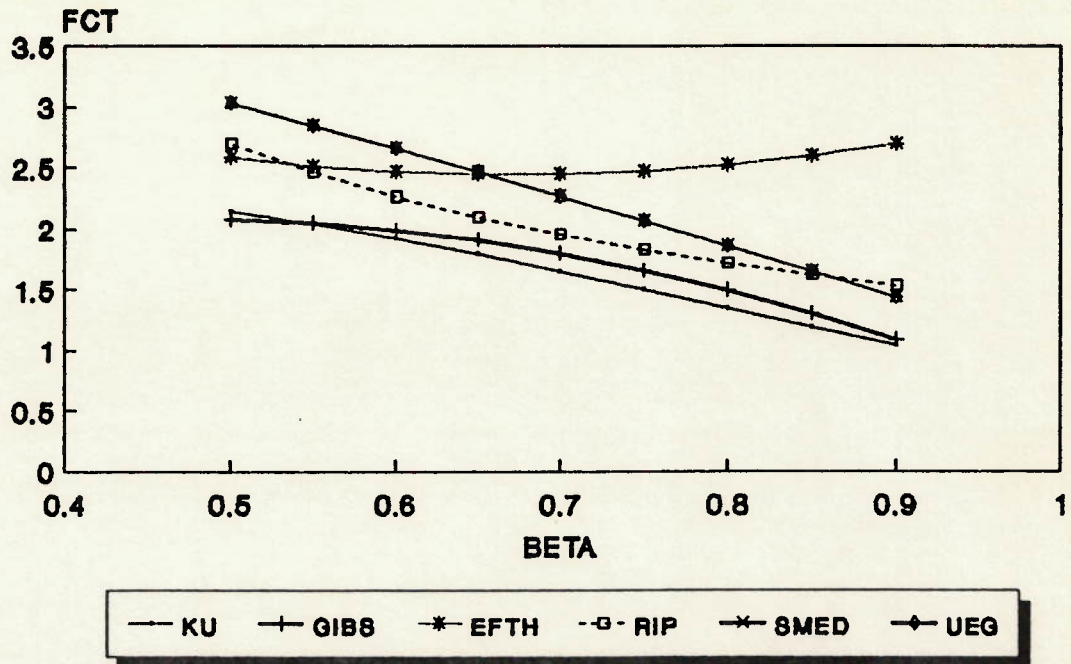


GRÁFICO 7

FN - PRI
TAL 0.60 TETA 60.00

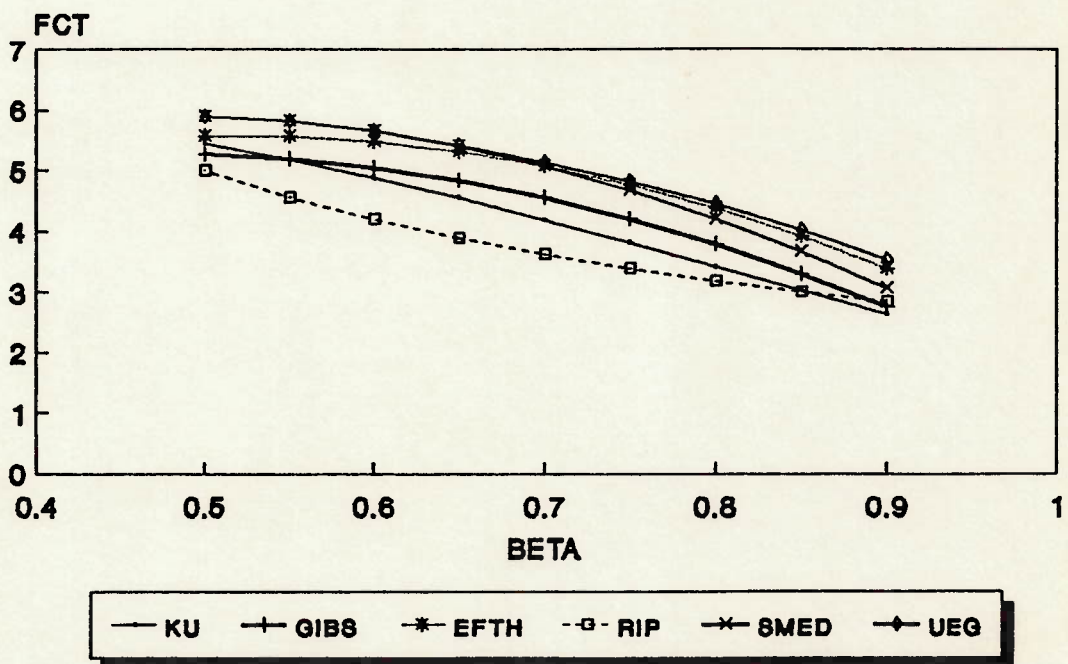


GRÁFICO 8

FN - PRI
TAL 0.60 TETA 90.00

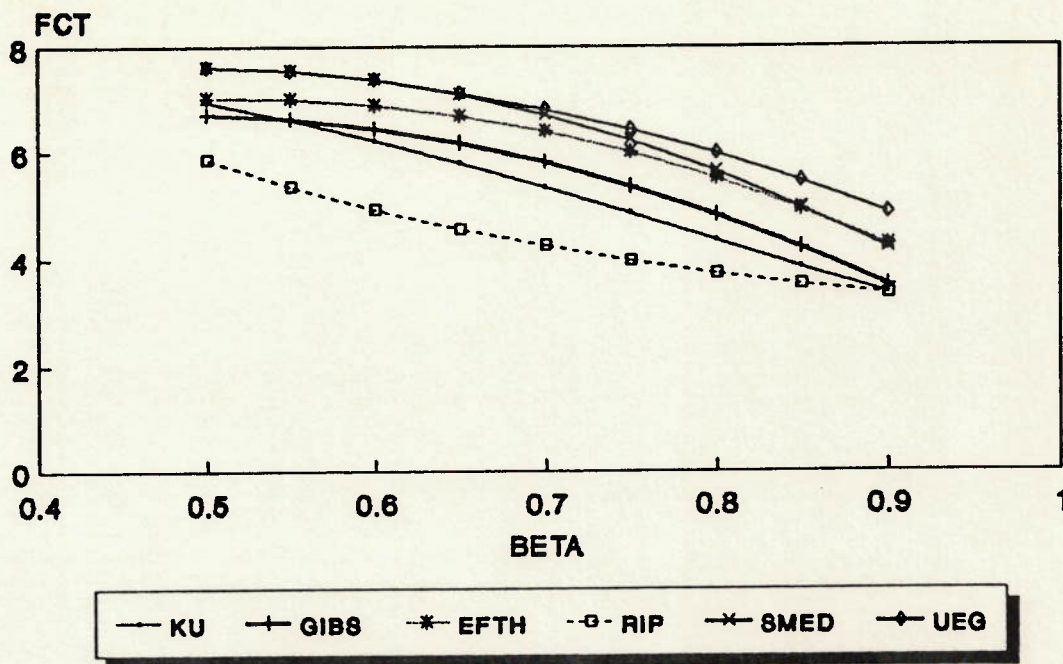


GRÁFICO 9

FN - SEC
TAL 0.32 TETA 30.00

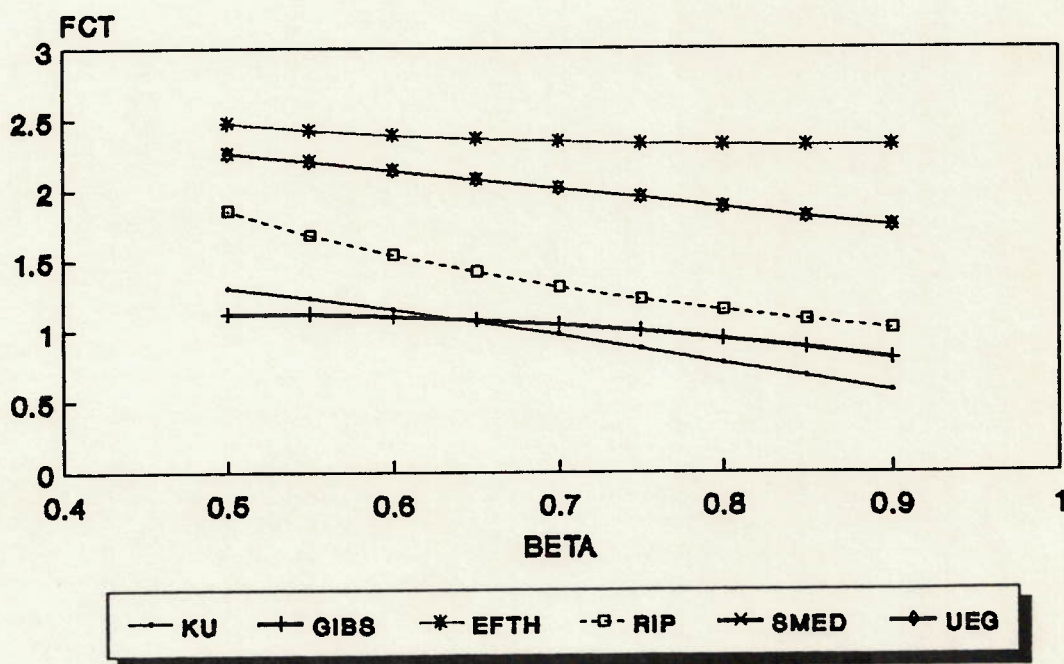


GRÁFICO 10

FN - SEC
TAL 0.32 TETA 60.00

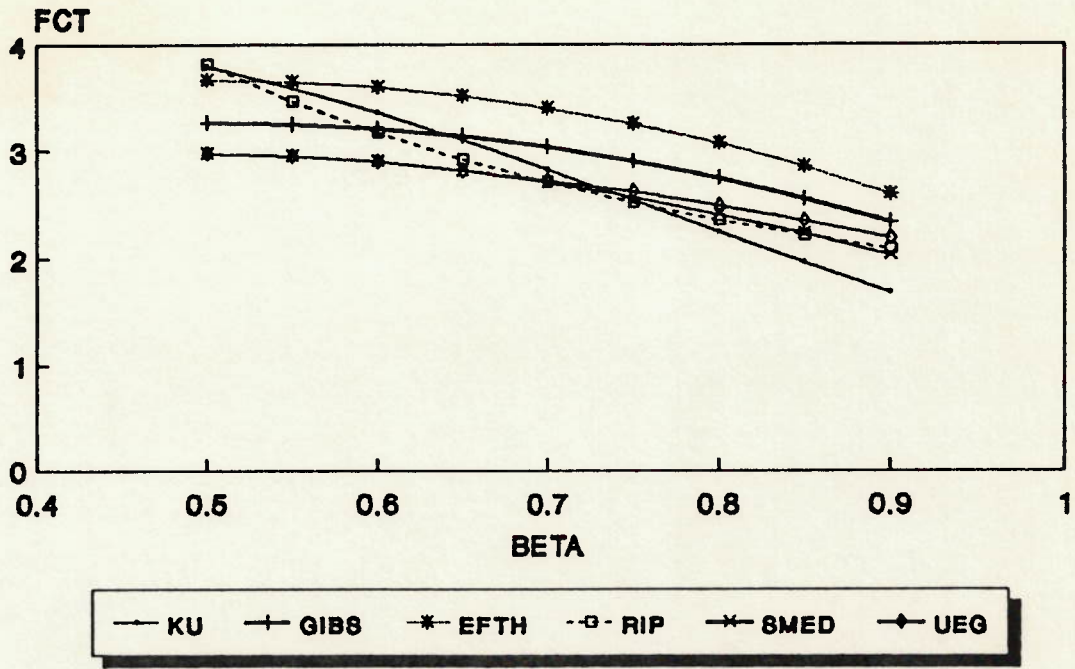


GRÁFICO 11

FN - SEC
TAL 0.32 TETA 90.00

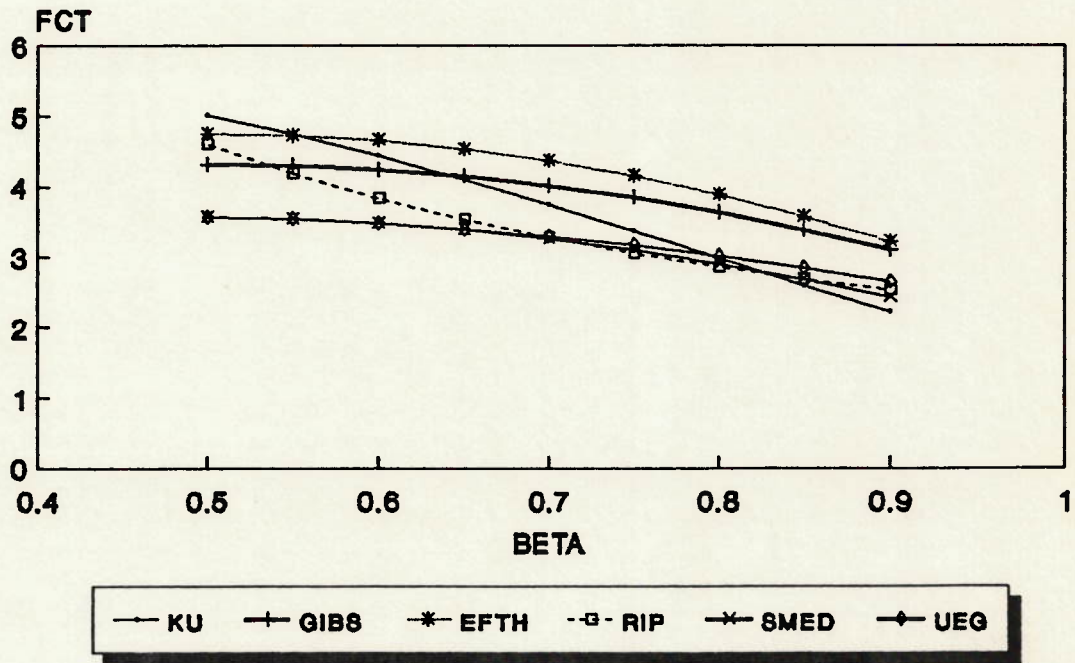


GRÁFICO 12

FN - SEC
TAL 0.45 TETA 30.00

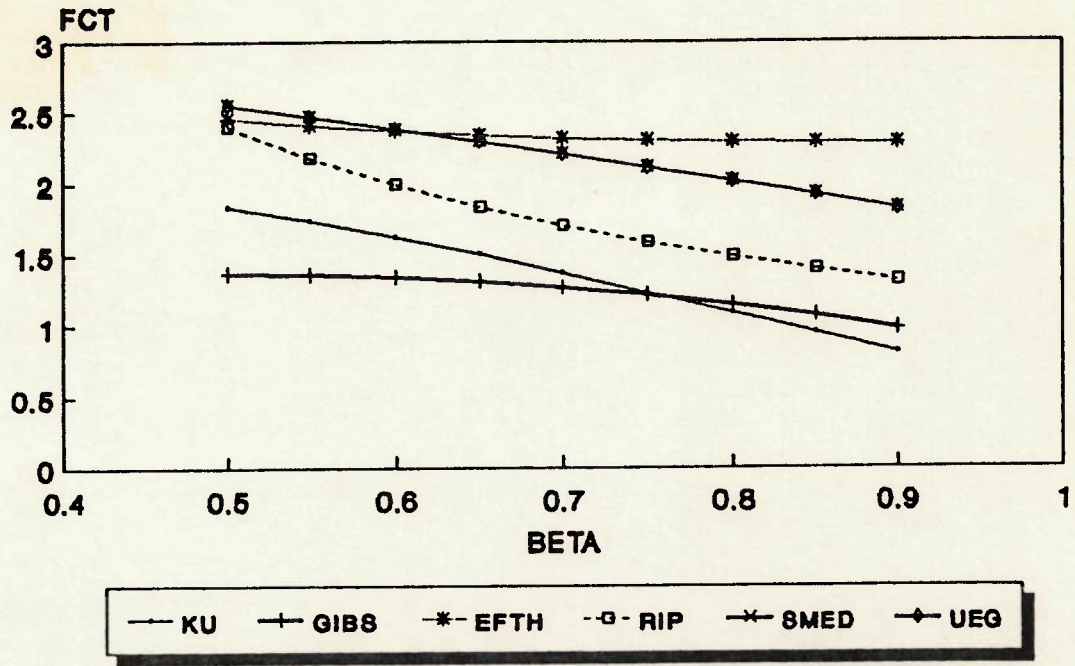


GRÁFICO 13

FN - SEC
TAL 0.45 TETA 60.00

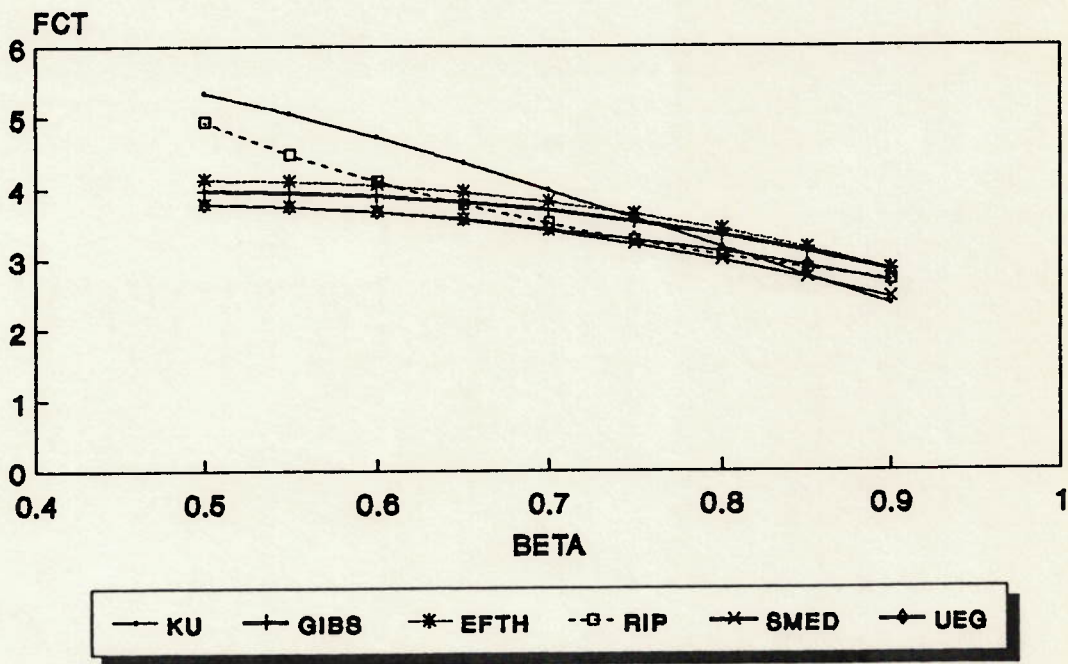


GRÁFICO 14

FN - SEC
TAL 0.45 TETA 90.00

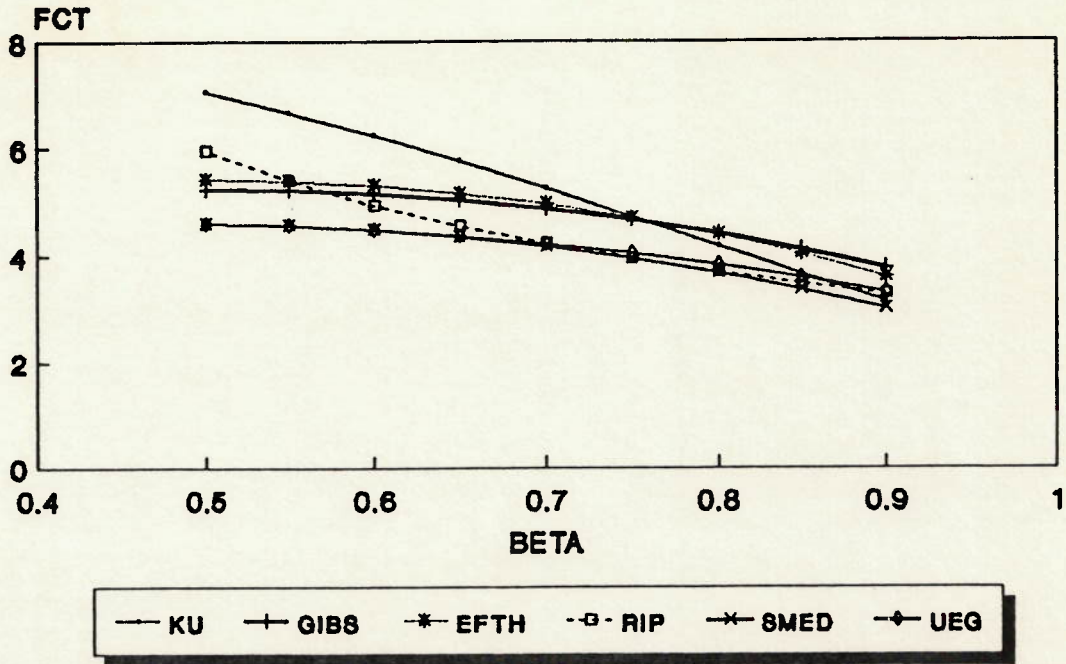


GRÁFICO 15

FN - SEC
TAL 0.60 TETA 30.00

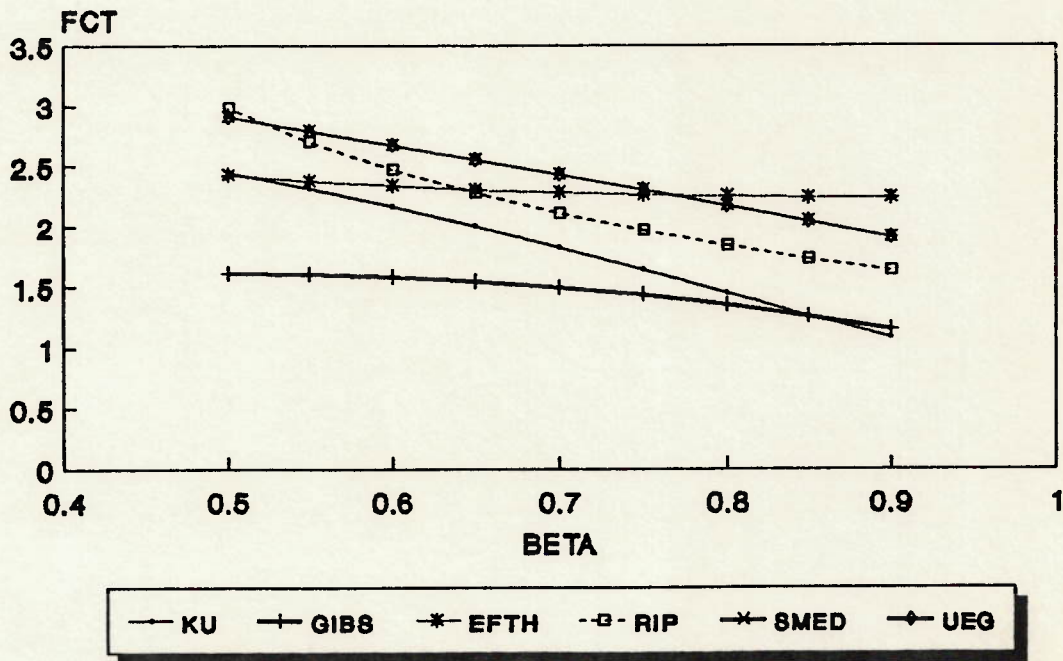


GRÁFICO 16

FN - SEC
TAL 0.60 TETA 60.00

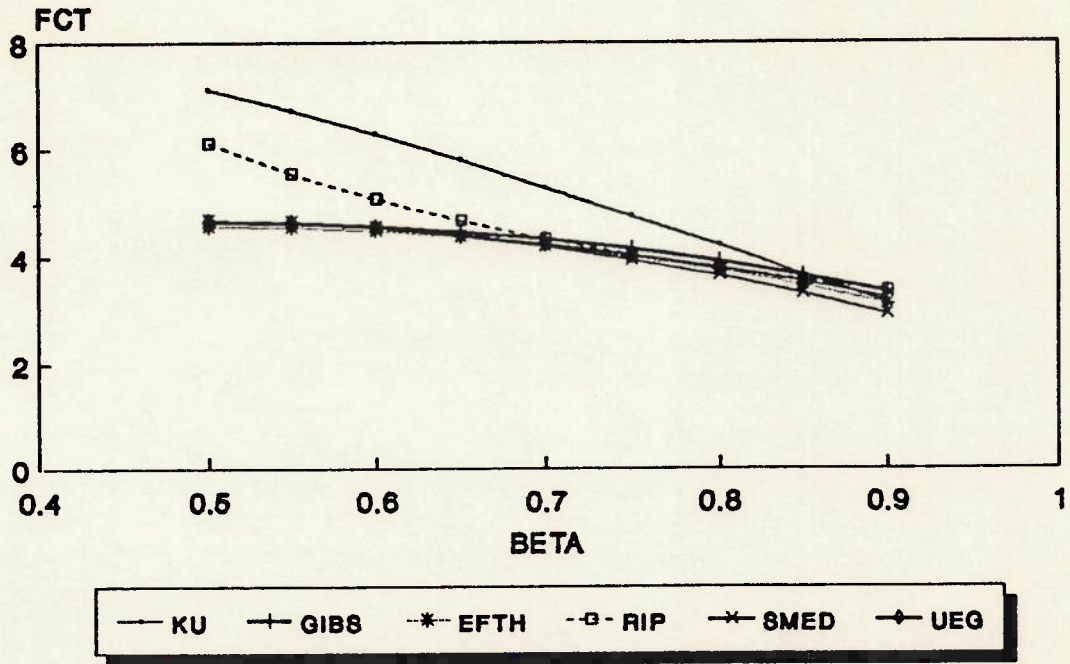


GRÁFICO 17

FN - SEC
TAL 0.60 TETA 90.00

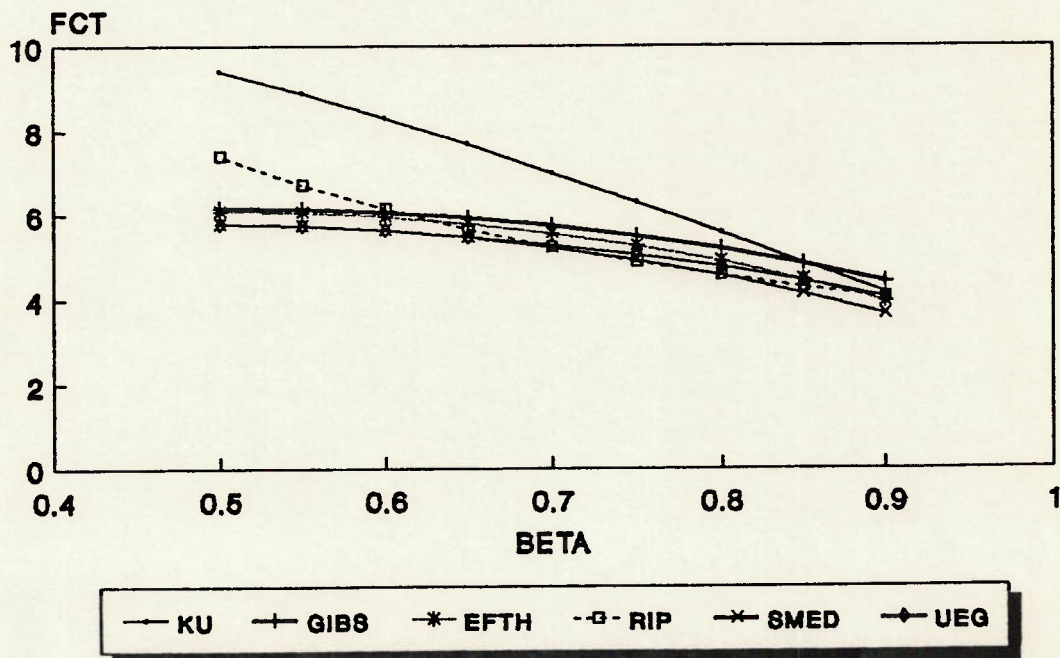


GRÁFICO 18

MP - PRI
TAL 0.32 TETA 30.00

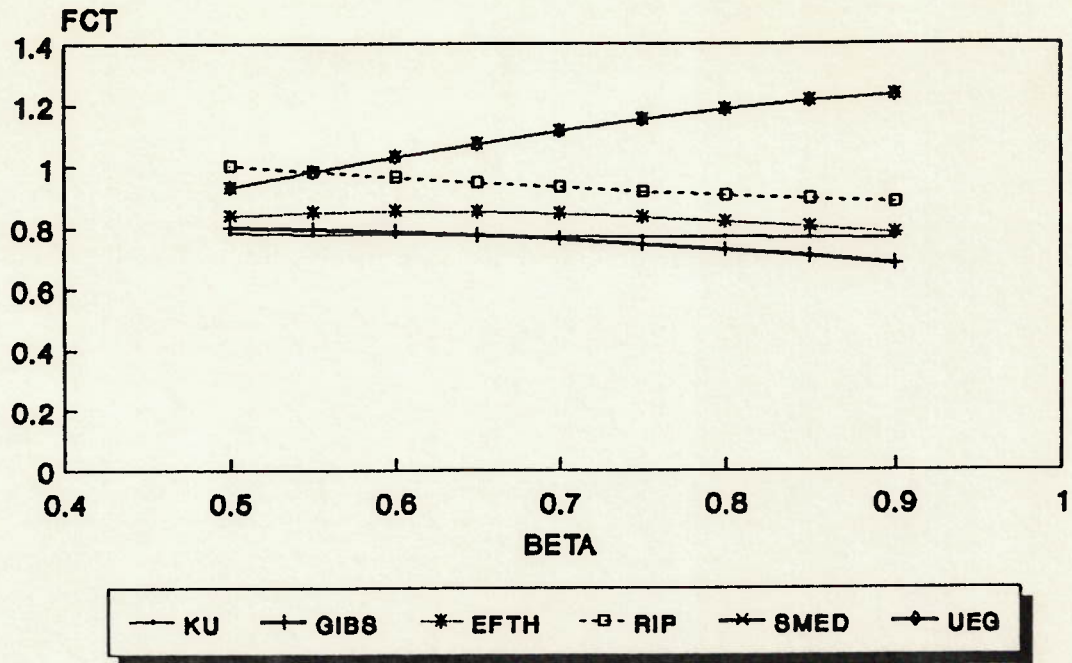


GRÁFICO 19

MP - PRI
TAL 0.32 TETA 60.00

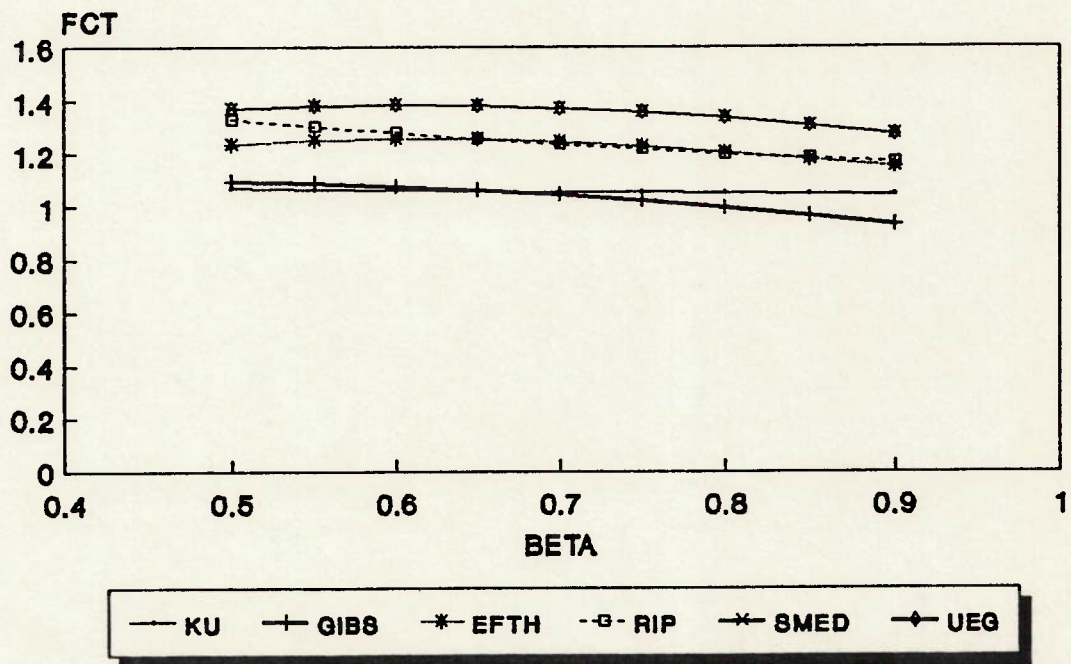


GRÁFICO 20

MP - PRI
TAL 0.32 TETA 90.00

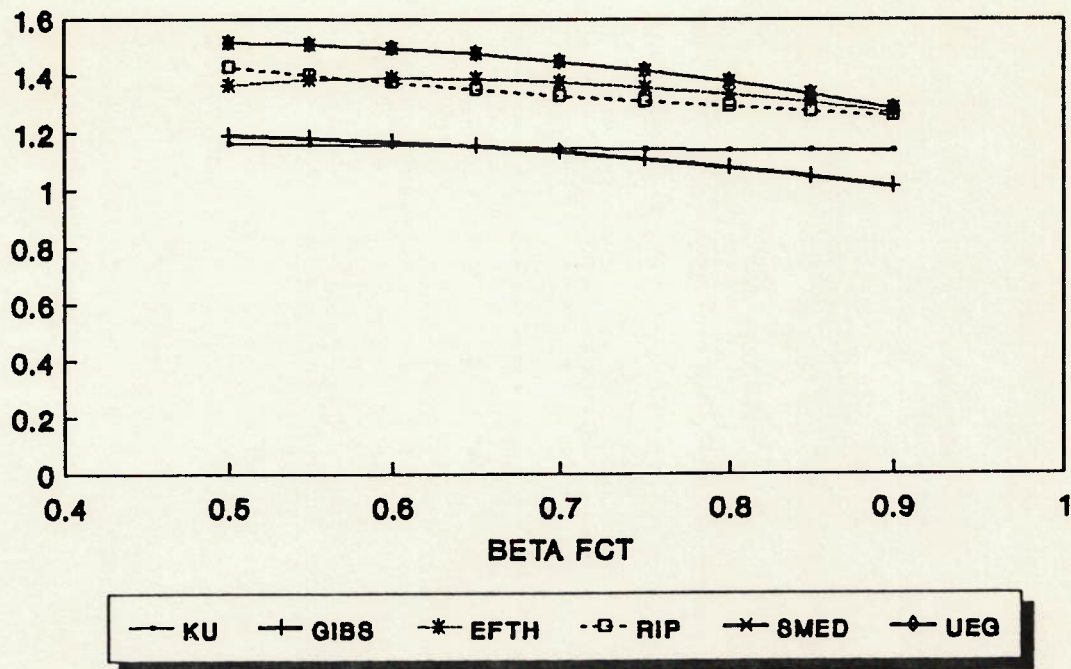


GRÁFICO 21

MP - PRI
TAL 0.45 TETA 30.00

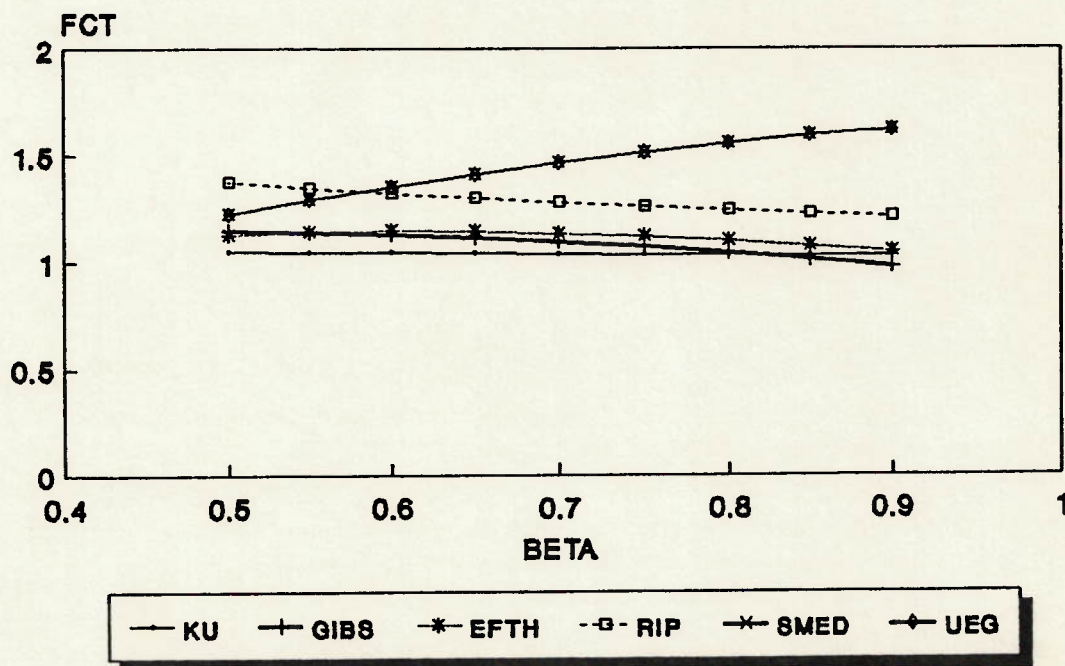


GRÁFICO 22

MP - PRI
TAL 0.45 TETA 60.00

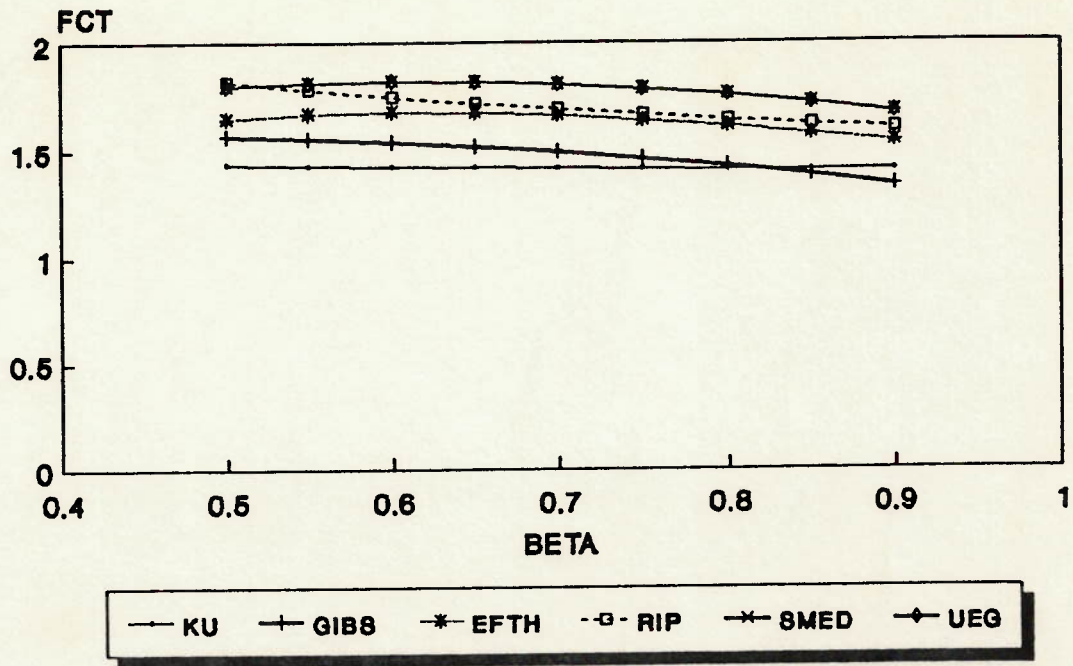


GRÁFICO 23

MP - PRI
TAL 0.45 TETA 90.00

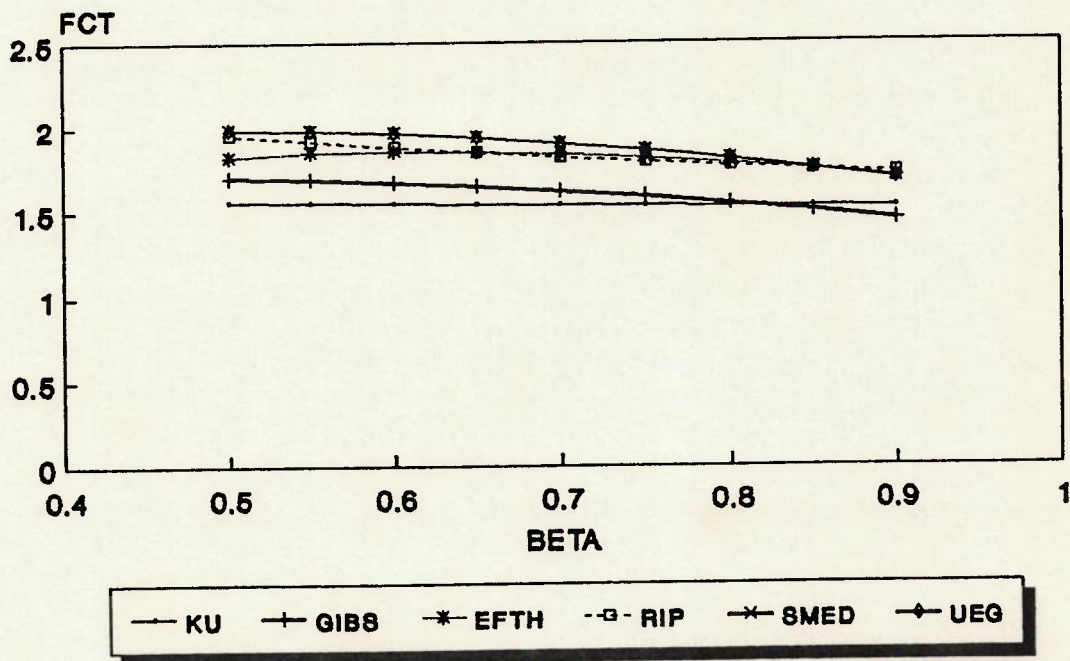


GRÁFICO 24

MP - PRI
TAL 0.60 TETA 30.00

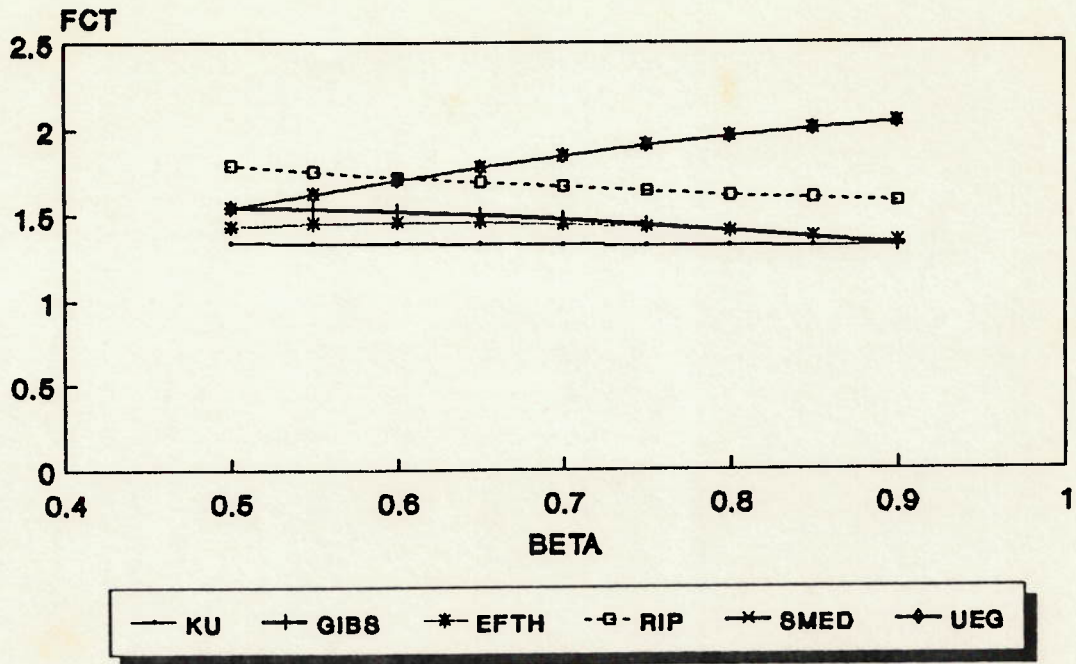


GRÁFICO 25

MP - PRI
TAL 0.60 TETA 60.00

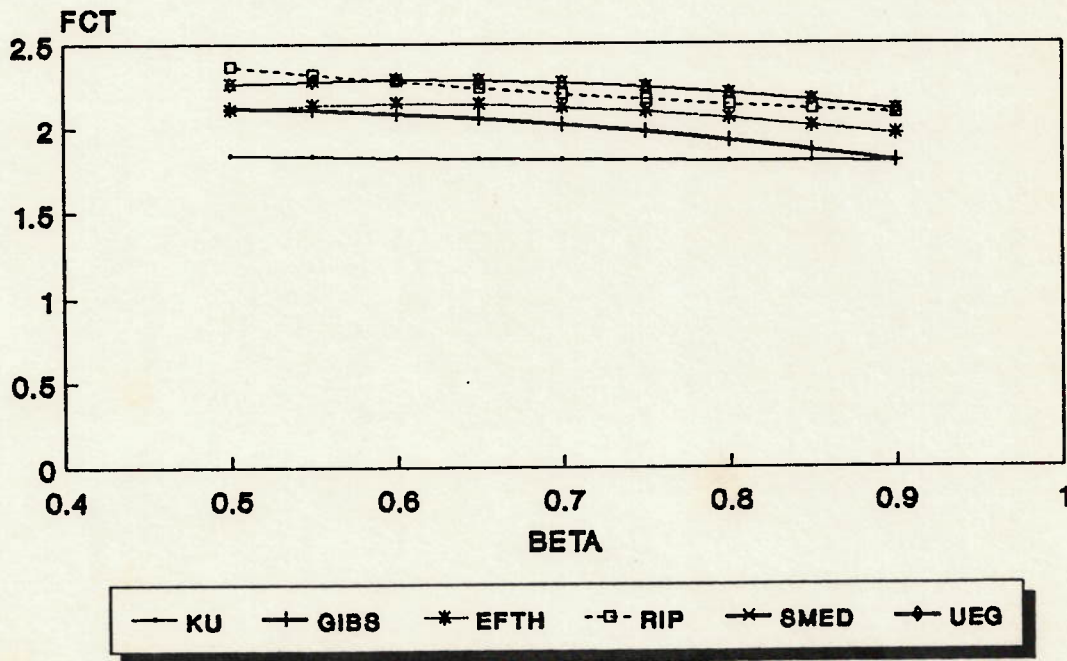


GRÁFICO 26

MP - PRI
TAL 0.60 TETA 90.00

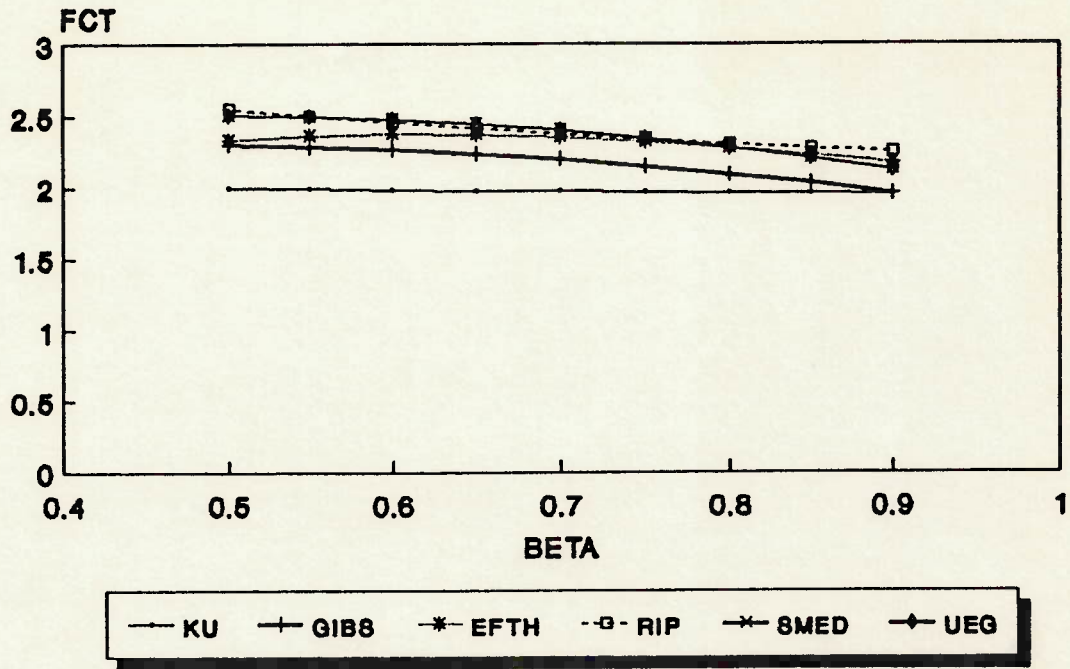


GRÁFICO 27

MP - SEC
TAL 0.32 TETA 30.00

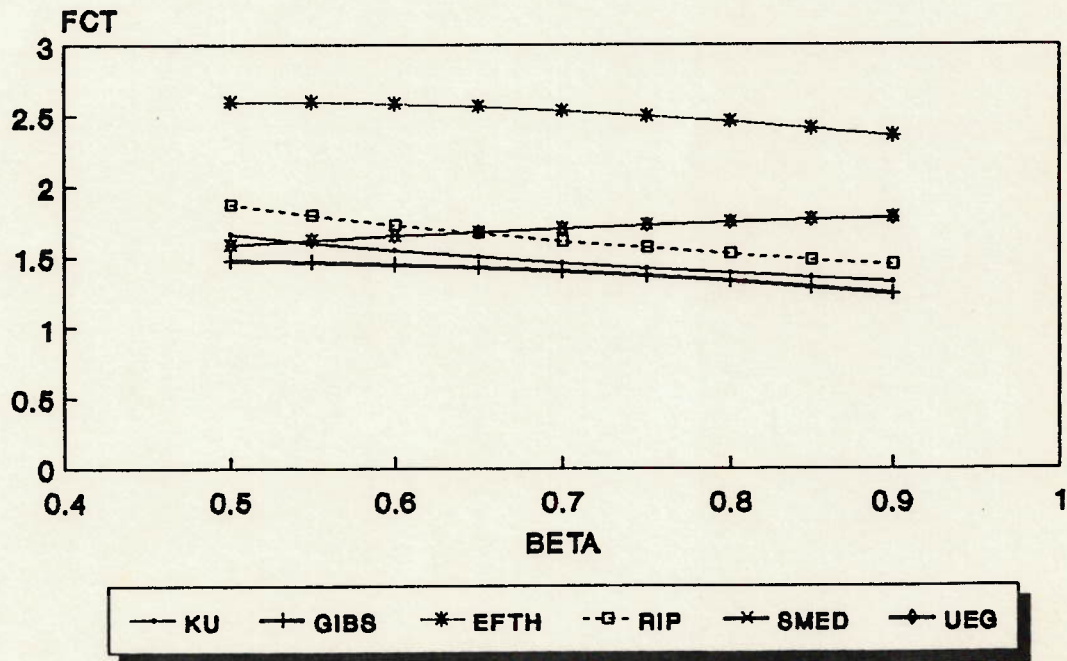


GRÁFICO 28

MP - SEC
TAL 0.32 TETA 60.00

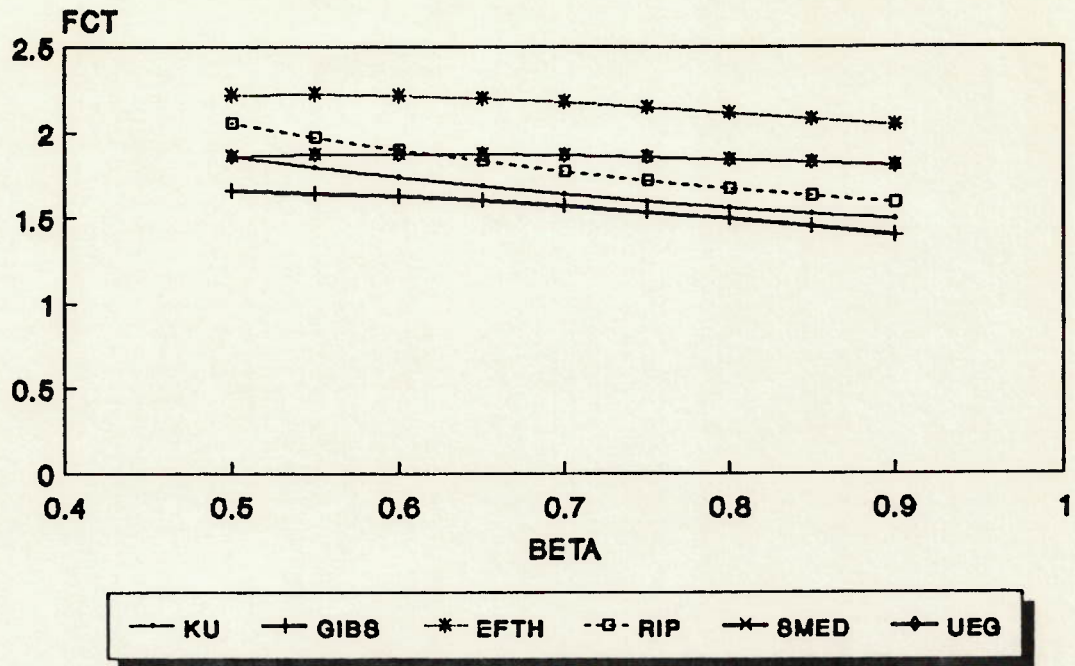


GRÁFICO 29

MP - SEC
TAL 0.32 TETA 90.00

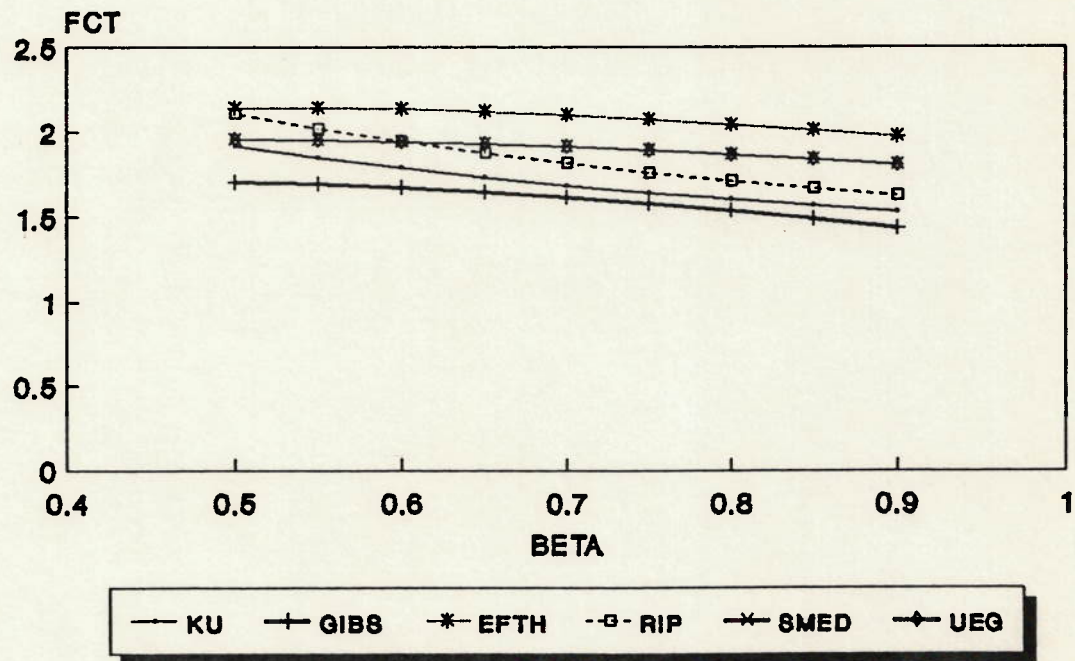


GRÁFICO 30

MP - SEC
TAL 0.45 TETA 30.00

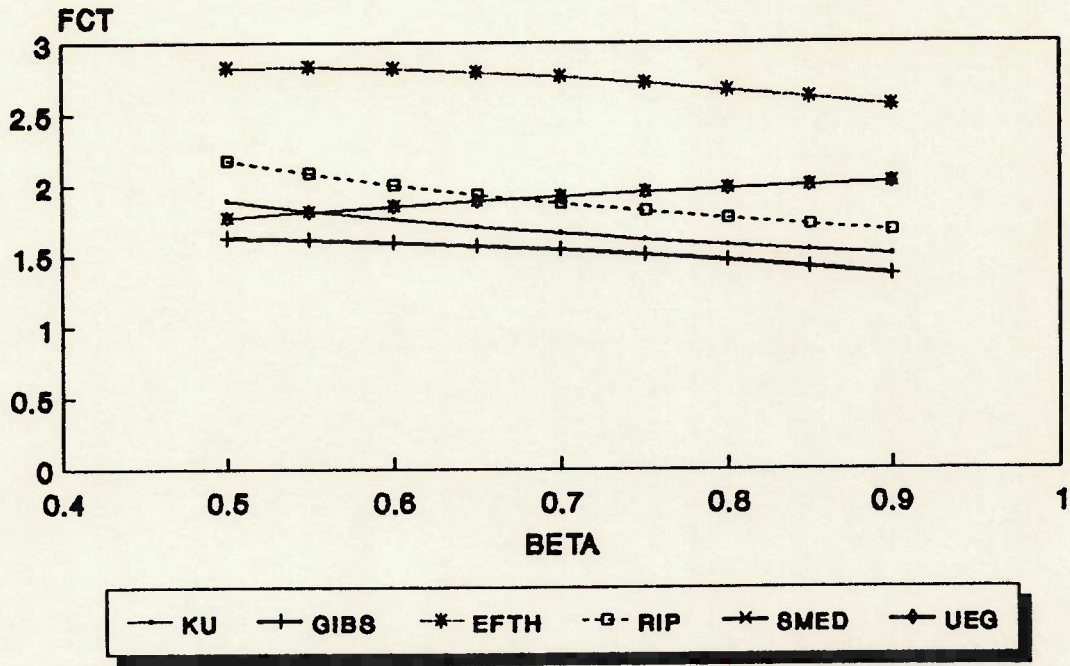


GRÁFICO 31

MP - SEC
TAL 0.45 TETA 60.00

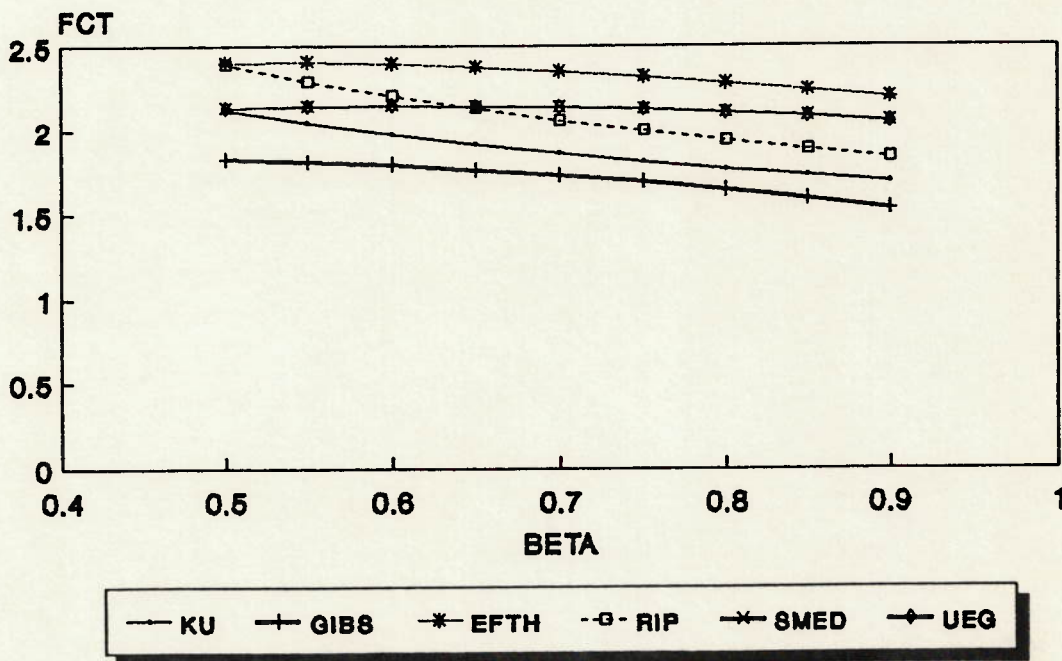


GRÁFICO 32

MP - SEC
TAL 0.45 TETA 90.00

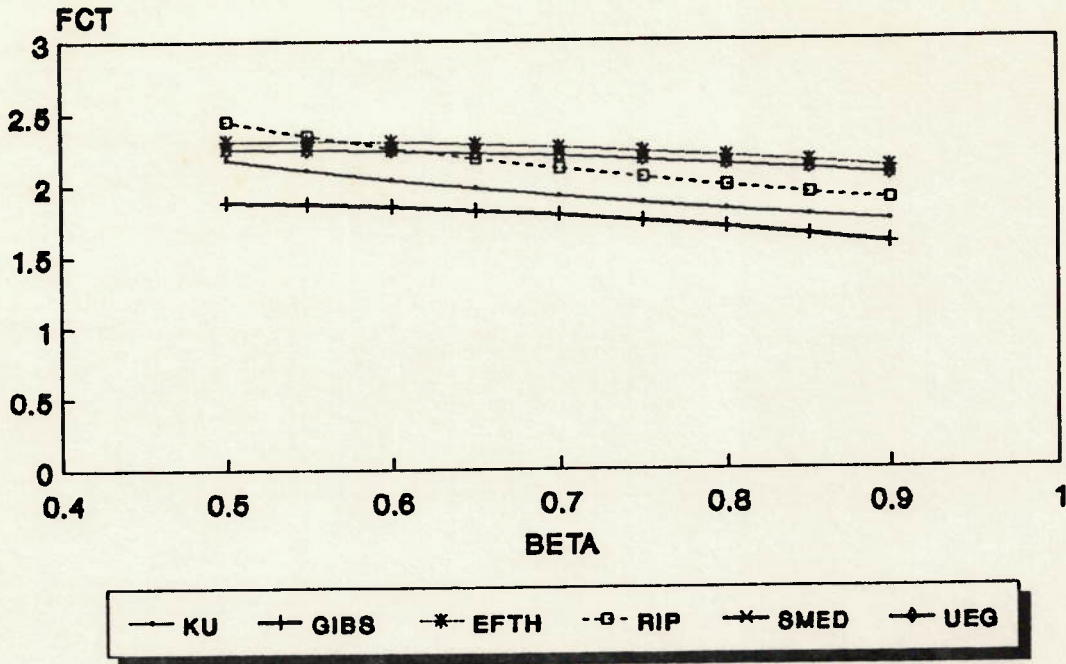


GRÁFICO 33

MP - SEC
TAL 0.60 TETA 30.00

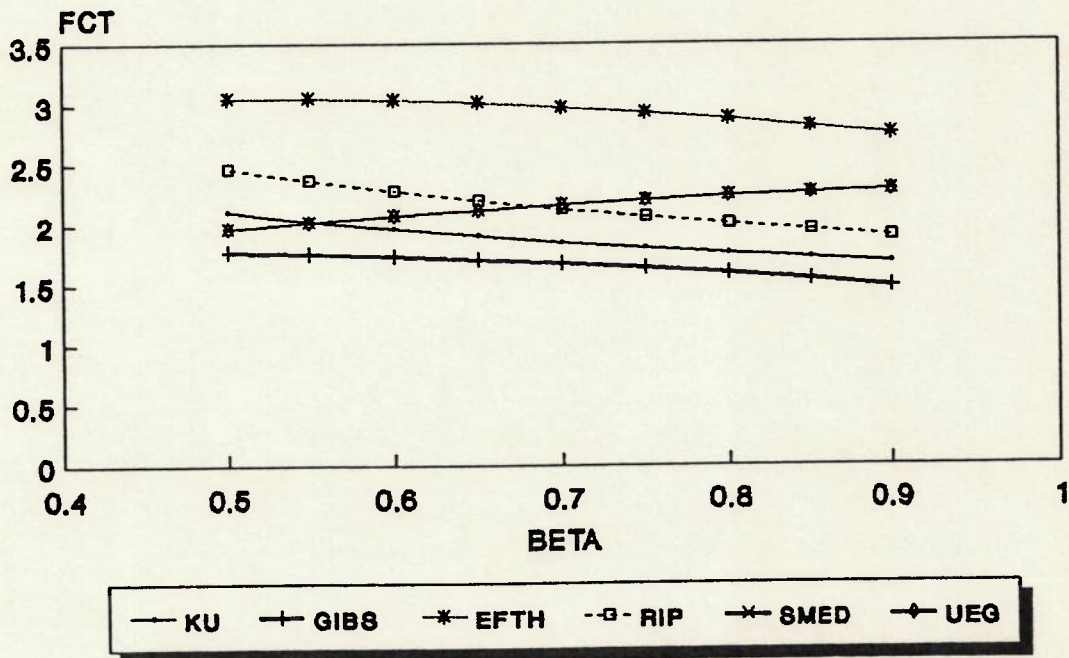


GRÁFICO 34

MP - SEC
TAL 0.60 TETA 60.00

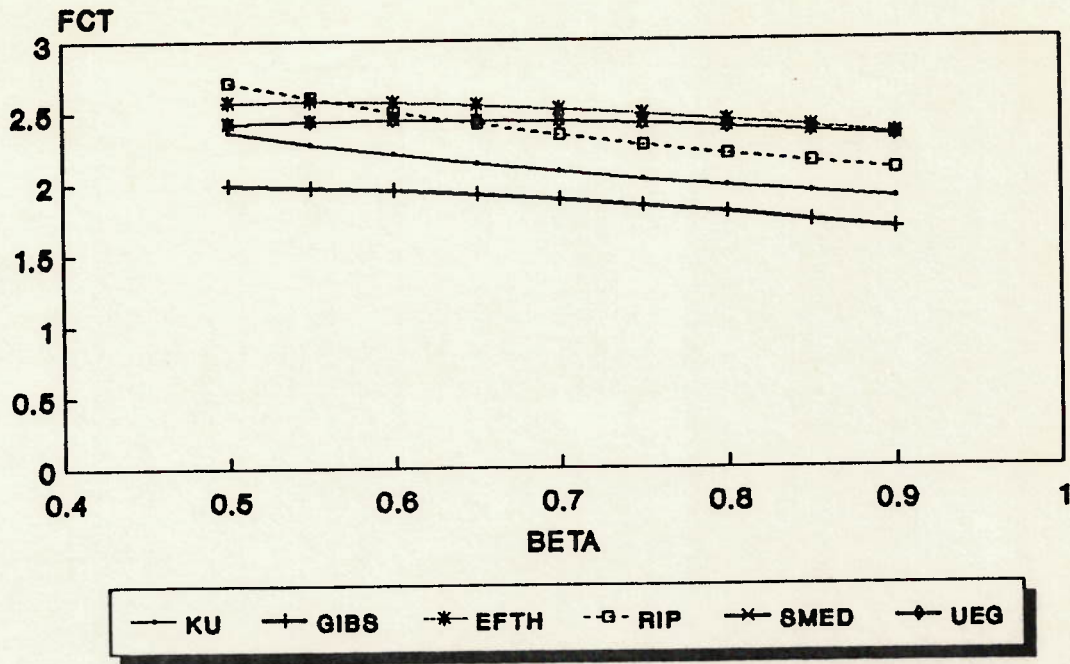


GRÁFICO 35

MP - SEC
TAL 0.60 TETA 90.00

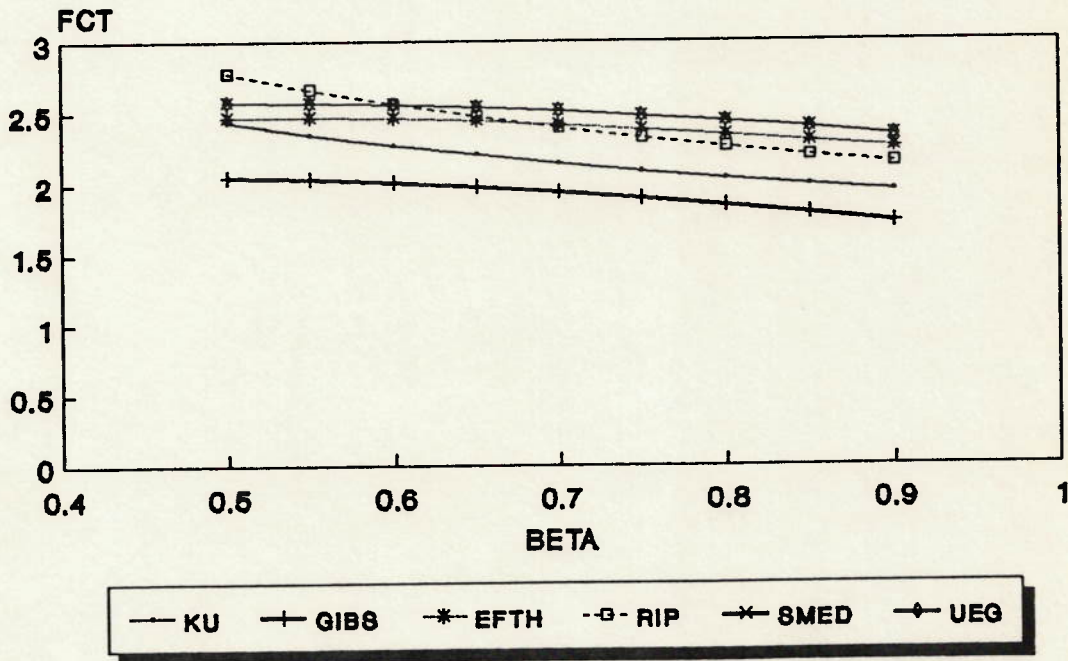


GRÁFICO 36

MF - PRI
TAL 0.32 TETA 30.00

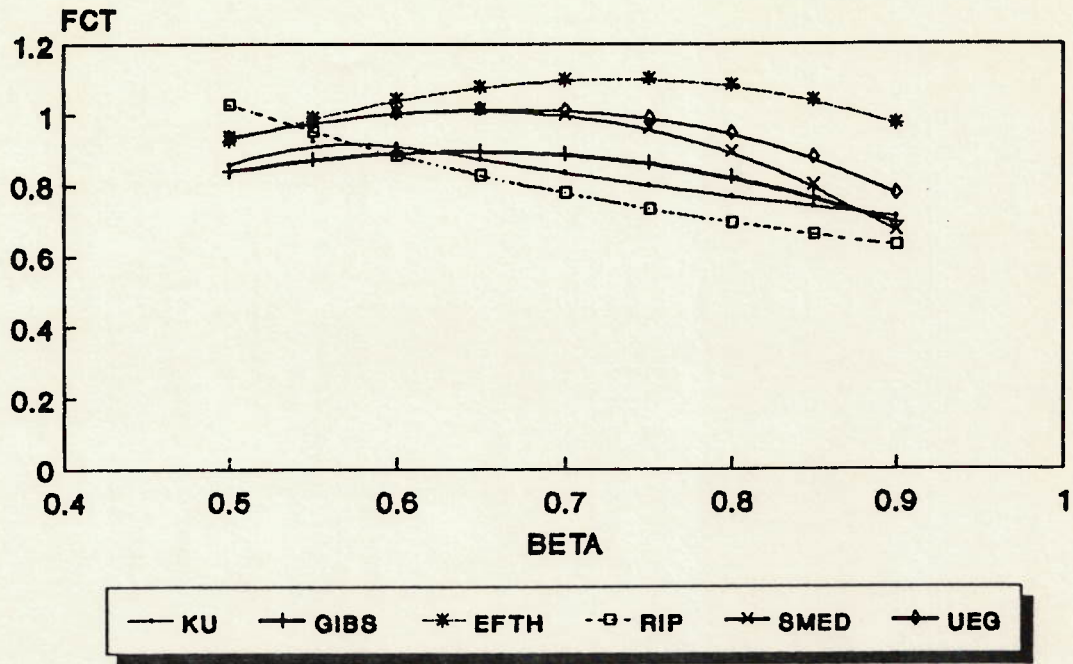


GRÁFICO 37

MF - PRI
TAL 0.32 TETA 60.00

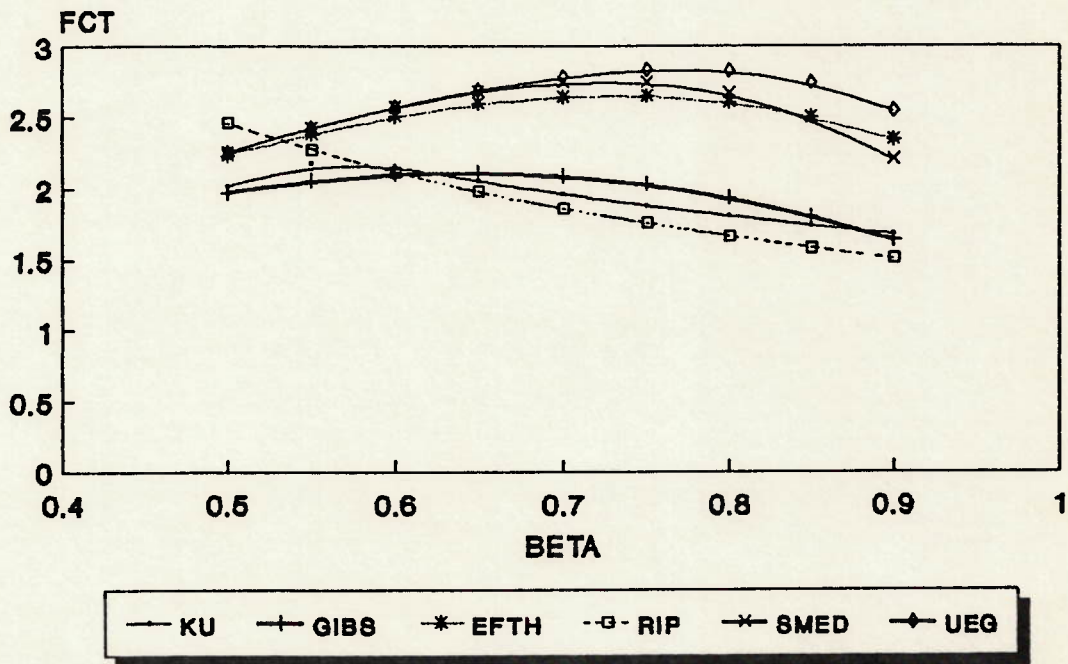


GRÁFICO 38

MF - PRI
TAL 0.32 TETA 90.00

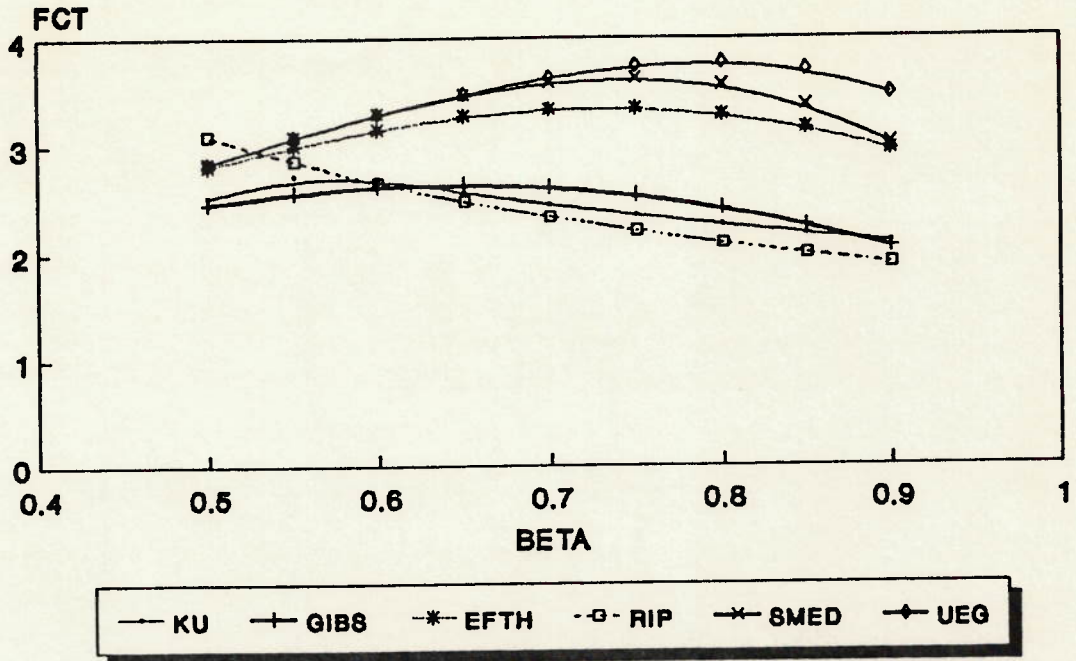


GRÁFICO 39

MF - PRI
TAL 0.45 TETA 30.00

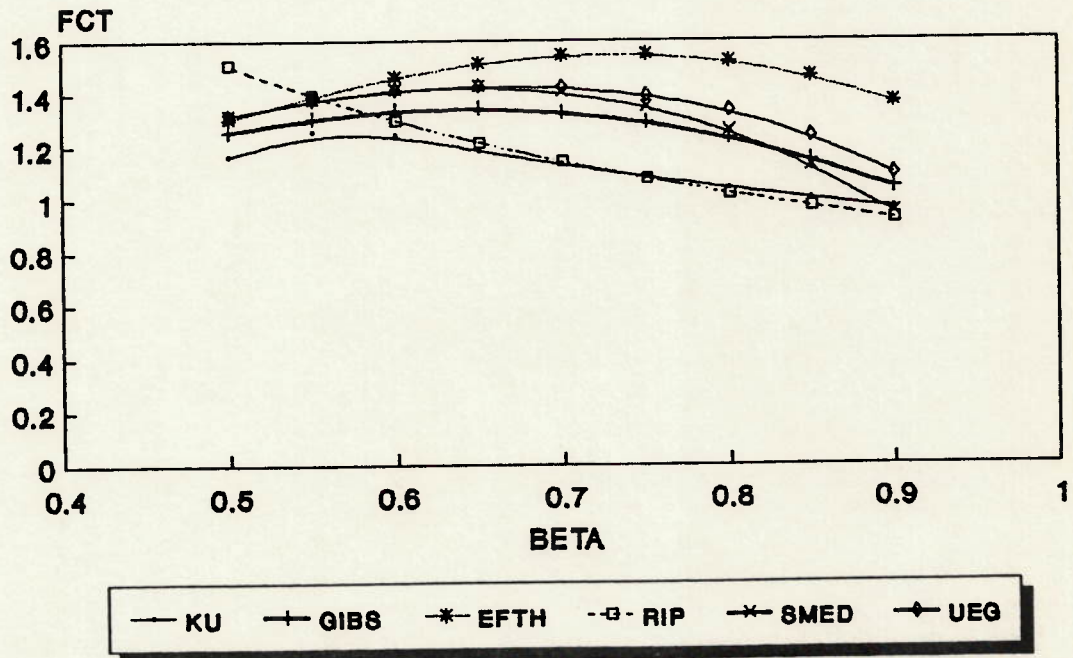


GRÁFICO 40

MF - PRI
TAL 0.45 TETA 60.00

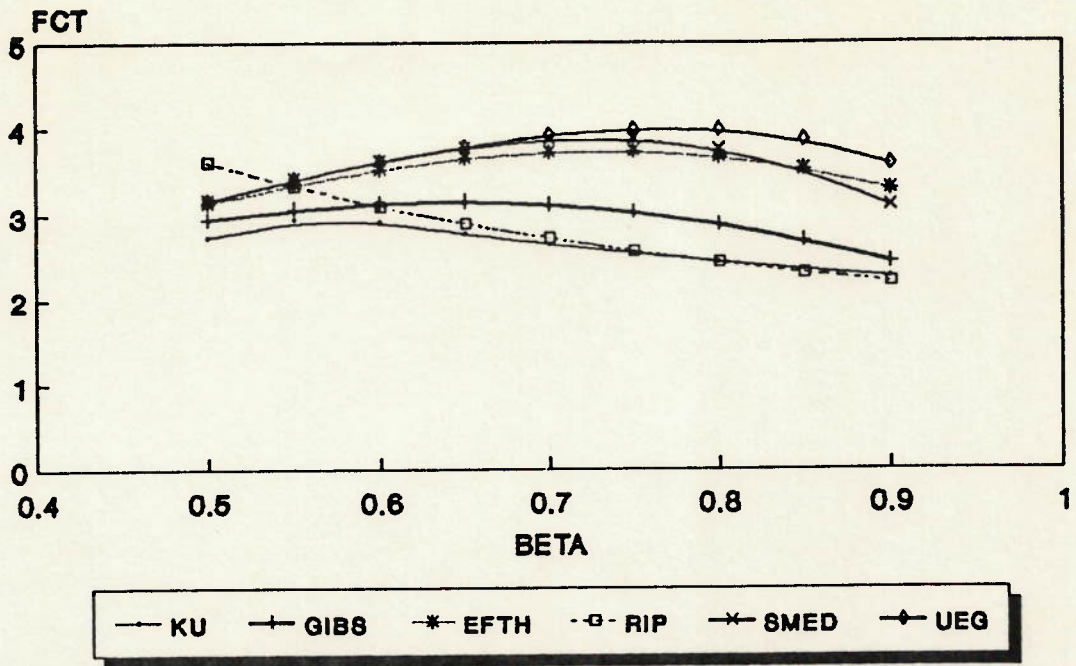


GRÁFICO 41

MF - PRI
TAL 0.45 TETA 90.00

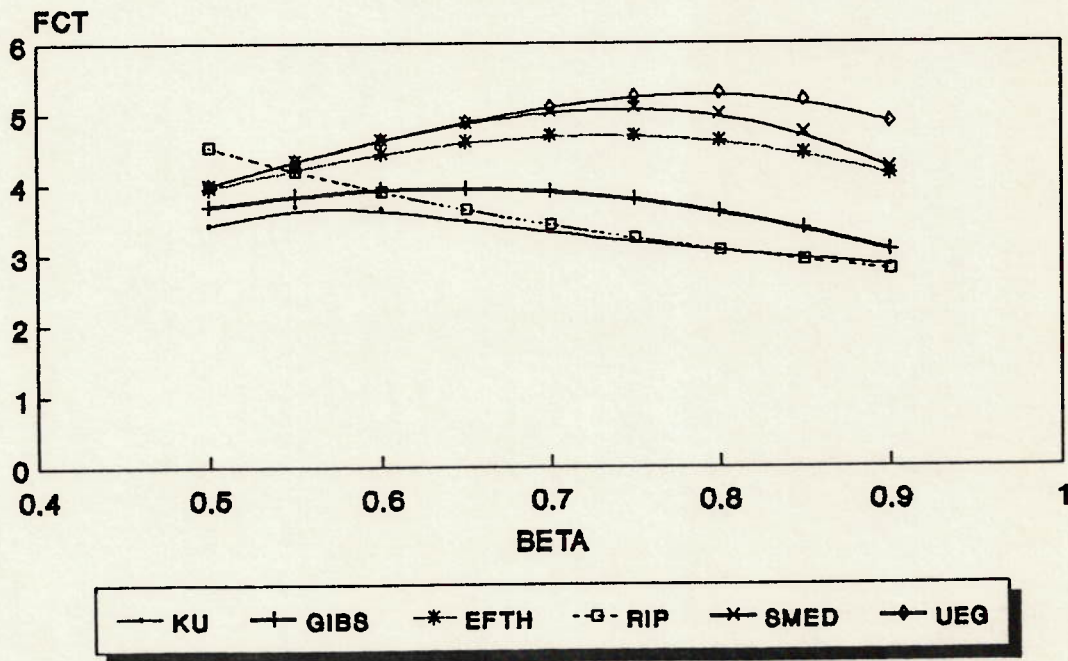


GRÁFICO 42

MF - PRI
TAL 0.60 TETA 30.00

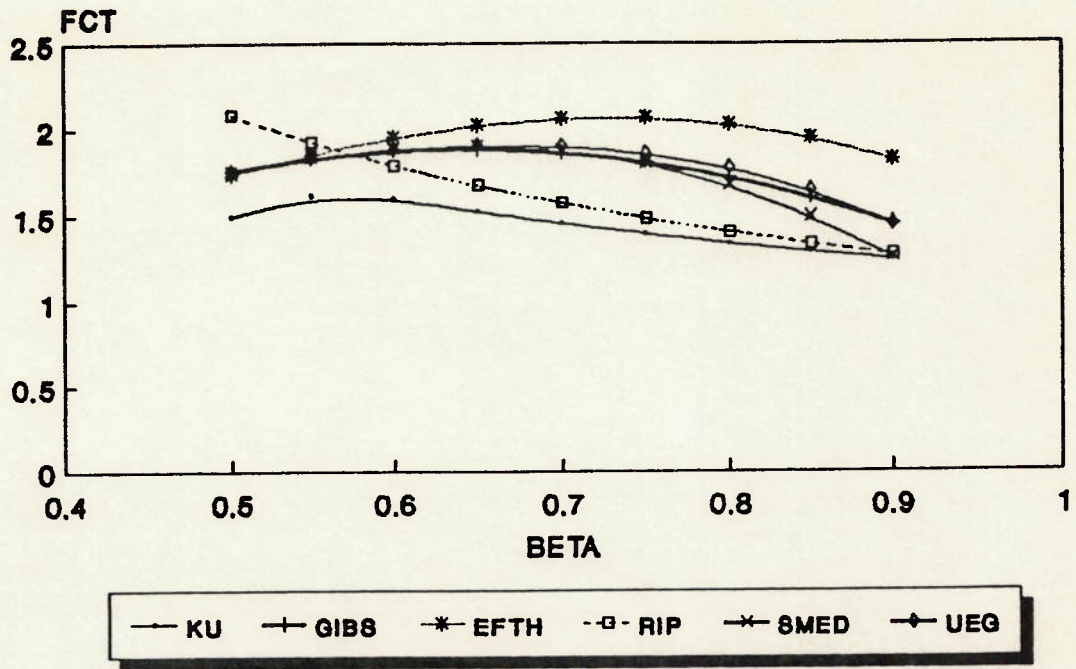


GRÁFICO 43

MF - PRI
TAL 0.60 TETA 60.00

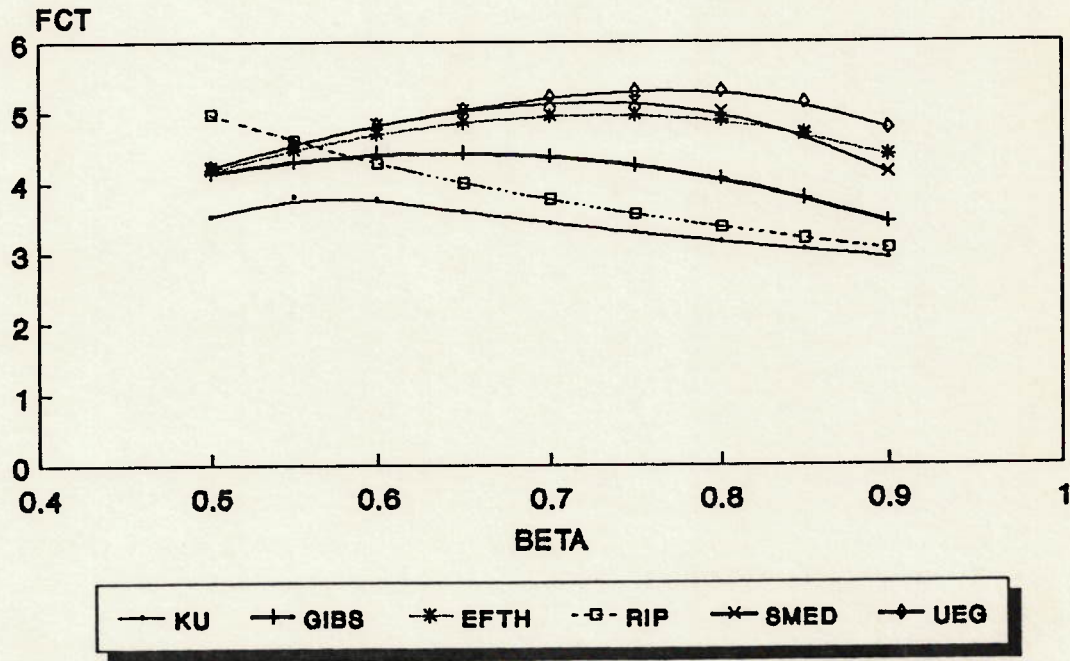


GRÁFICO 44

MF - PRI
TAL 0.60 TETA 90.00

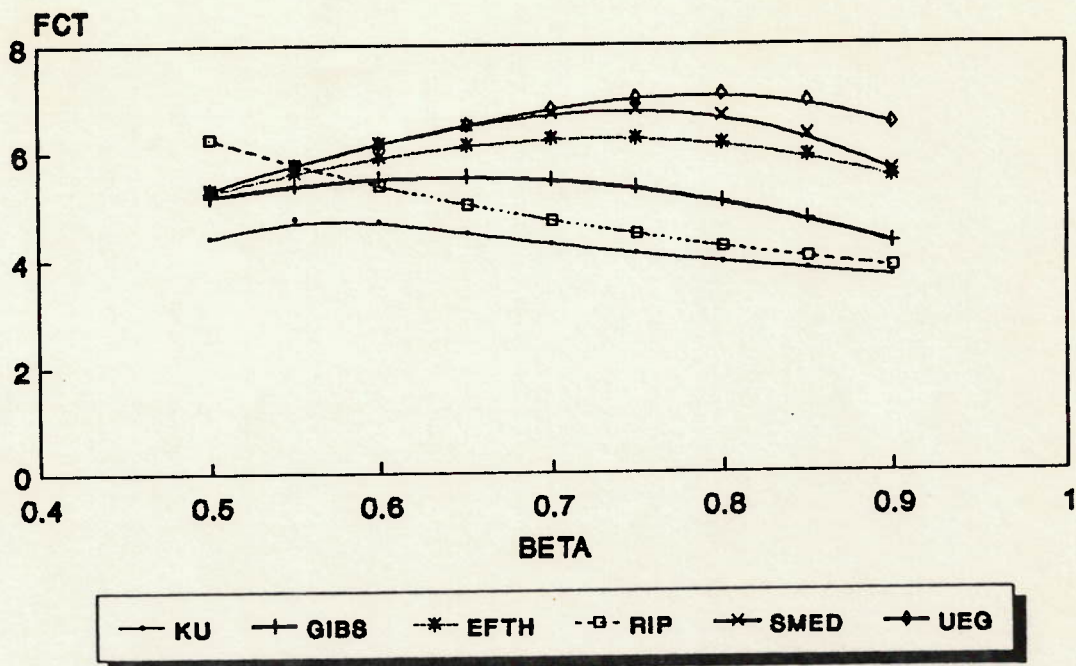


GRÁFICO 45

MF - SEC
TAL 0.32 TETA 30.00

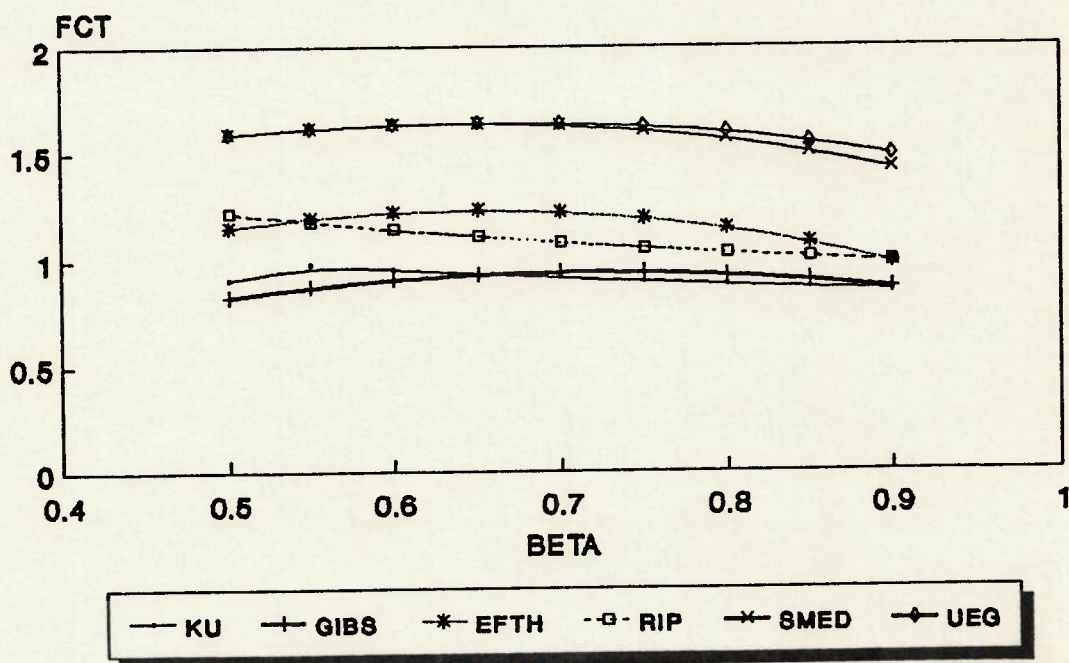


GRÁFICO 46

MF - SEC
TAL 0.32 TETA 60.00

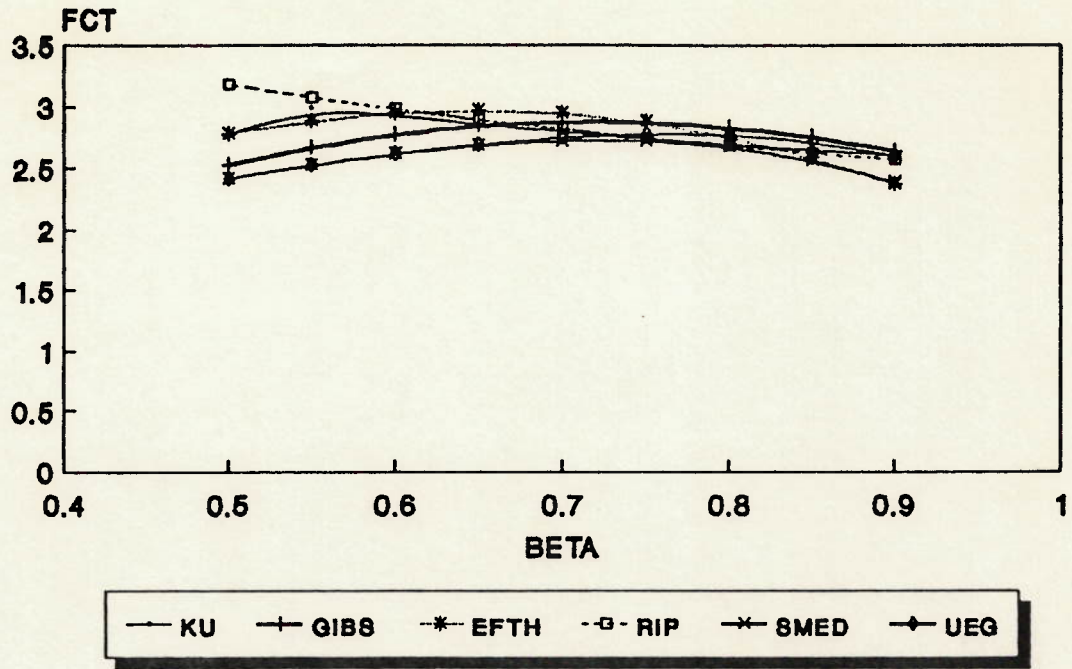


GRÁFICO 47

MF - SEC
TAL 0.32 TETA 90.00

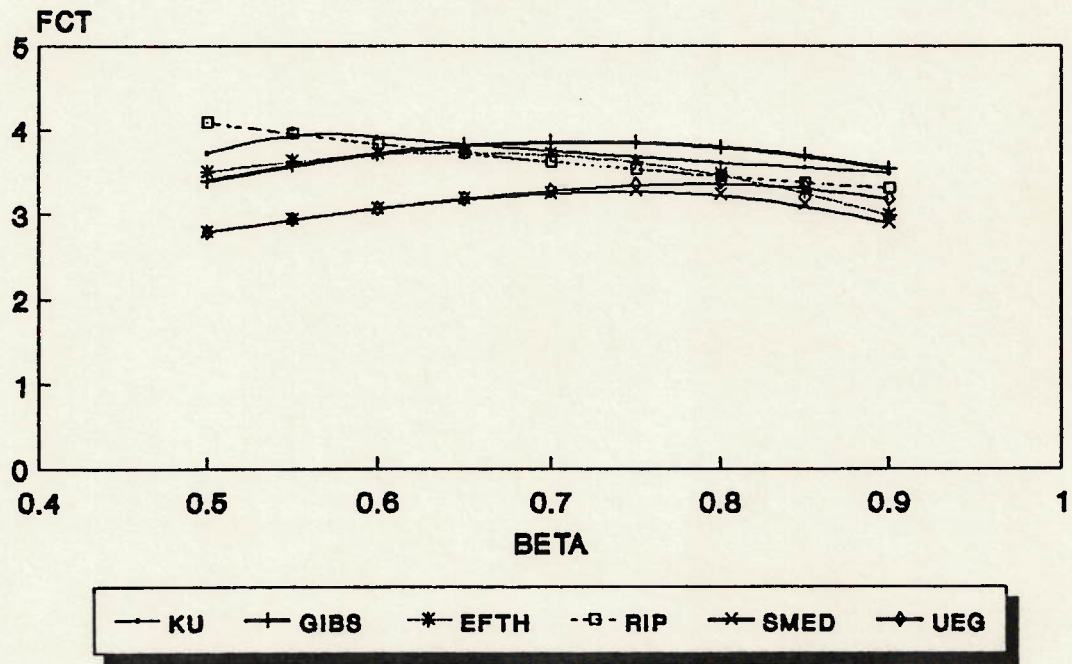


GRÁFICO 48

MF - SEC
TAL 0.45 TETA 30.00

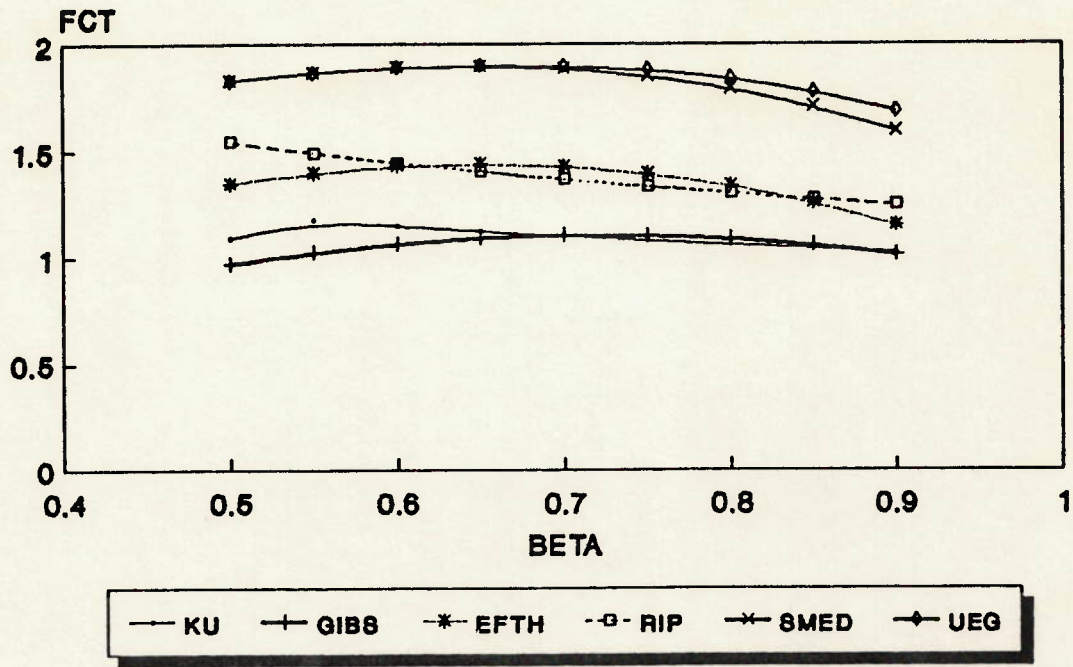


GRÁFICO 49

MF - SEC
TAL 0.45 TETA 60.00

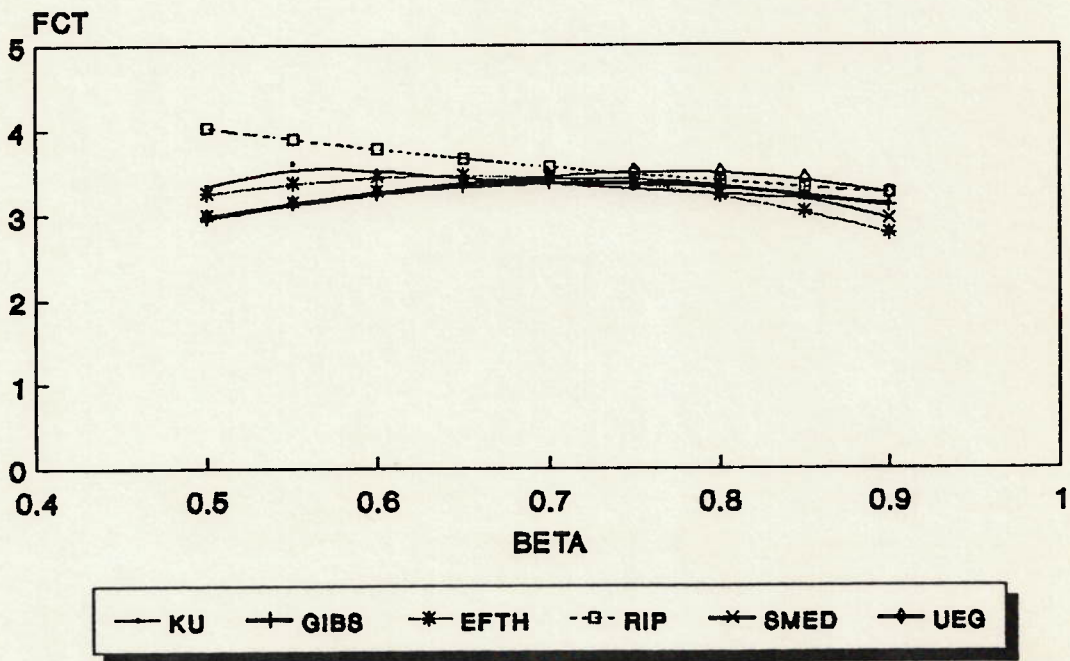


GRÁFICO 50

MF - SEC
TAL 0.45 TETA 90.00

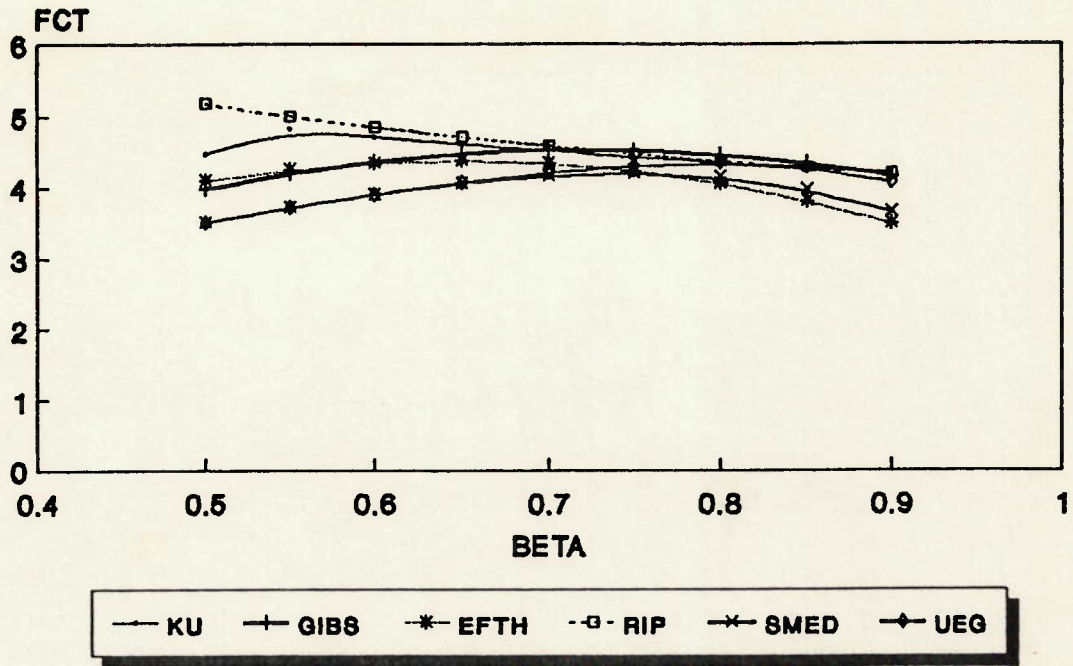


GRÁFICO 51

MF - SEC
TAL 0.60 TETA 30.00

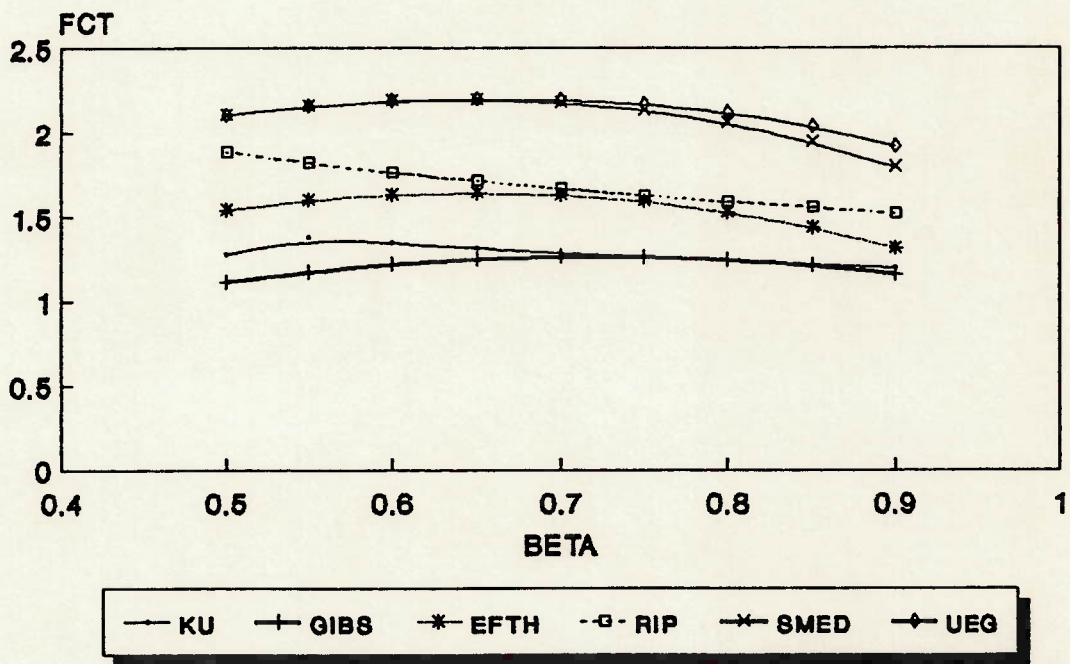


GRÁFICO 52

MF - SEC
TAL 0.60 TETA 60.00

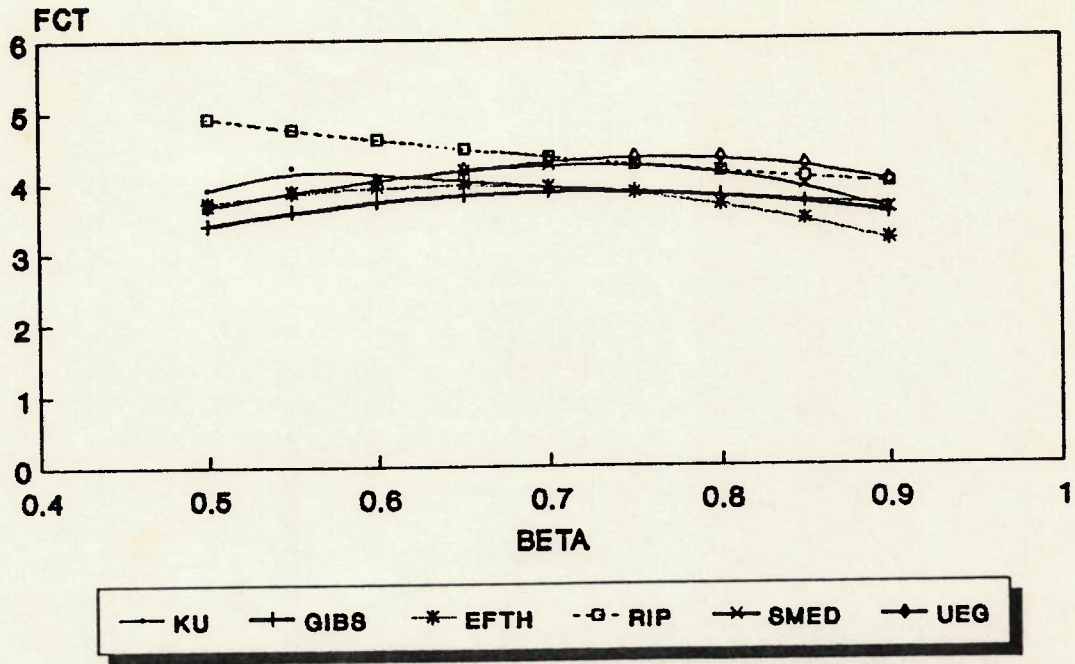


GRÁFICO 53

MF - SEC
TAL 0.60 TETA 90.00

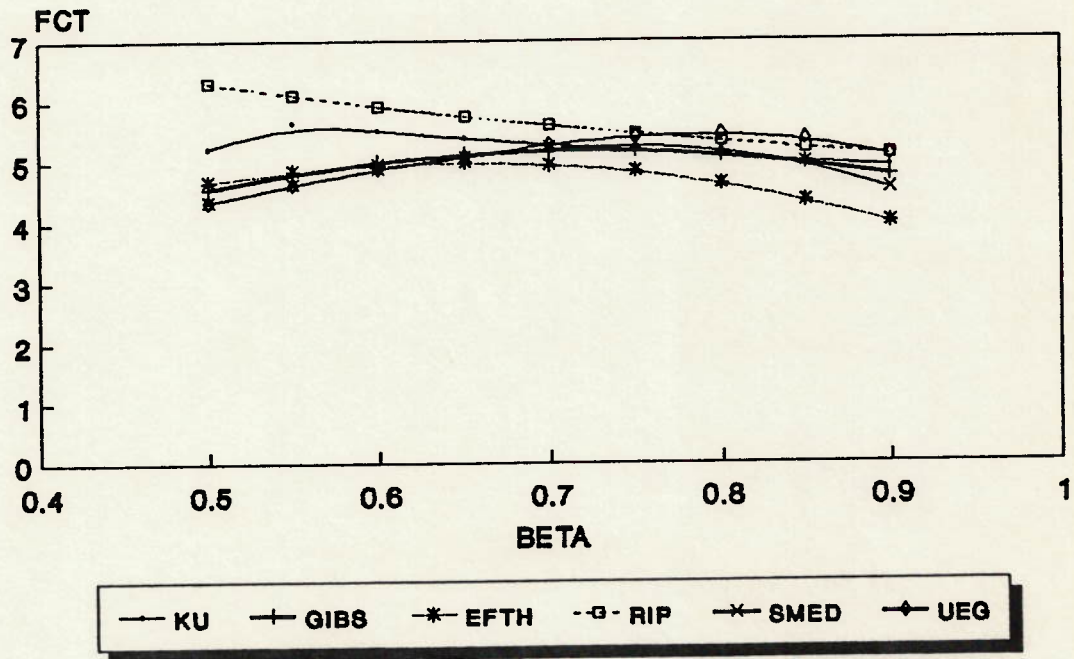


GRÁFICO 54

APÊNDICE E

FORMULAÇÕES SEMELHANTES DE OUTRAS AUTORIAS.

E.1 INTRODUÇÃO

Este apêndice tem por objetivo relacionar algumas formulações paramétricas de FCT's bastante conhecidas e utilizadas na construção *offshore*, encontradas na literatura relativa a este assunto, estando estas mostradas em tabelas nas páginas que se seguem.

Estas formulações são as mesmas utilizadas para a elaboração dos gráficos comparativos apresentados no Apêndice D, e discutidos brevemente no capítulo 6.

Os autores em questão, também produziram trabalhos semelhantes para configurações geométricas variadas de juntas soldadas, tais como as do tipo K, X, KX e outras, podendo este fato ser observado na bibliografia apresentada neste trabalho. São eles: UEG,^[1] Efthymiou,^[7] Kuang^[10] Wordsworth-Smedley^[2] e Gibstein.^[2]

As tabelas apresentadas a seguir, foram recolhidas das referências listadas na bibliografia, as quais estão também especificadas nas suas legendas.

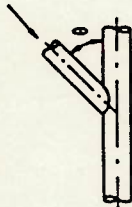
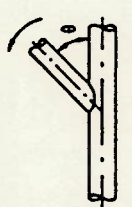
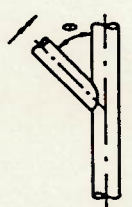
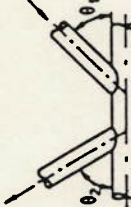
APPLICATION	KUANG'S STRESS CONCENTRATION FORMULAS	VALIDITY RANGE see end of table
	Chord SCF = $2.060 \cdot \gamma^{0.808} \cdot e^{-1.2\beta^3} \cdot \tau^{1.333} \cdot \alpha^{0.057} \cdot \sin^{1.694}\theta$ Brace SCF = $4.076 \cdot \gamma^{0.55} \cdot e^{-1.35\beta^3} \cdot \tau \cdot \alpha^{0.12} \cdot \sin^{1.94}\theta$	I I
	Chord SCF = $0.702 \cdot \gamma^{0.6} \cdot \beta^{-0.04} \cdot \tau^{0.86} \cdot \sin^{0.57}\theta$ Brace SCF = $1.301 \cdot \gamma^{0.23} \cdot \beta^{-0.38} \cdot \tau^{0.38} \cdot \sin^{0.21}\theta$	I I
	Chord SCF = $1.024 \cdot \gamma^{1.014} \cdot \beta^{0.787} \cdot \tau^{0.889} \cdot \sin^{1.557}\theta$ SCF = $0.462 \cdot \gamma^{1.014} \cdot \beta^{-0.619} \cdot \tau^{0.889} \cdot \sin^{1.557}\theta$ Brace SCF = $1.52 \cdot \gamma^{0.852} \cdot \beta^{0.801} \cdot \tau^{0.543} \cdot \sin^{2.033}\theta$ SCF = $0.796 \cdot \gamma^{0.852} \cdot \beta^{-0.281} \cdot \tau^{0.543} \cdot \sin^{2.033}\theta$	I+ $0.3 < \beta < 0.55$ $0.55 < \beta < 0.75$ I+ $0.3 < \beta < 0.55$ $0.55 < \beta < 0.75$
	Chord SCF = $1.506 \cdot \gamma^{0.666} \cdot \beta^{-0.59} \cdot \tau^{1.104} \cdot p^{0.067} \cdot \sin^{1.521}\theta$ Brace SCF = $0.920 \cdot \gamma^{0.157} \cdot \beta^{-0.441} \cdot \tau^{0.560} \cdot p^{0.058} \cdot e^{1.448\sin\theta}$	II+ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$ II+ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$
	I $8.3 \leq \gamma \leq 33.3$ $0.3 \leq \beta \leq 0.88$ $0.2 \leq \tau \leq 0.8$ $3.3 \leq \alpha \leq 20$ $0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$ II $8.3 \leq \gamma \leq 33.3$ $0.3 \leq \beta \leq 0.88$ $0.2 \leq \tau \leq 0.8$ $0.01 = p \leq 1.0$	

tabela E.1 - Equações paramétricas para os FCT's de Kuang, obtidas a partir da tabela apresentada na referência [2].

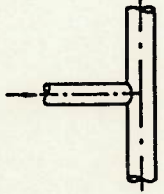
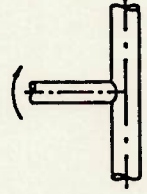
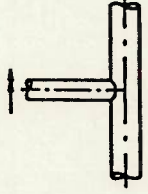
APPLICATION	GIBSTEIN'S STRESS CONCENTRATION FORMULAS	VALIDITY RANGE
	Chord SCF = $[1.5 - 3.88(\beta - 0.47)^2] \cdot \gamma^{0.87} \cdot \tau^{1.37} \cdot a^{0.06}$ Brace SCF = $[1.09 - 1.93(\beta - 0.5)^2] \cdot \gamma^{0.76} \cdot \tau^{0.57} \cdot a^{0.12}$	IV V
	Chord SCF = $[1.65 - 1.1(\beta - 0.42)^2] \cdot \gamma^{0.36} \cdot \tau^{1.05}$ Brace SCF = $[0.95 - 0.65(\beta - 0.41)^2] \cdot \gamma^{0.38} \cdot \tau^{0.29}$	IV V
	Chord SCF = $[1.01 - 3.36(\beta - 0.64)^2] \cdot \gamma^{0.95} \cdot \tau^{1.18}$ Brace SCF = $[0.76 - 1.92(\beta - 0.72)^2] \cdot \gamma^{0.89} \cdot \tau^{0.47}$	IV V
	$0.225 \leq \beta \leq 0.9$ $10 \leq \gamma \leq 30$ $0.4 \leq \tau \leq 1.0$ $3.5 \leq a \leq 20$	$0.3 \leq \beta \leq 0.9$ $10 \leq \gamma \leq 30$ $0.47 \leq \tau \leq 1.0$ $3.5 \leq a \leq 20$
	<p style="text-align: center;">T & Y-TYPE</p> $8.3 < \gamma < 33.3$ $0.25 < \beta < 0.9$ $0.45 < \tau < 1.0$ $3.5 < a < 20$ $0 < \theta < 90$	

tabela E.2 - Equações paramétricas para os FCT's de Gibstein, obtidas a partir da tabela apresentada na referência [2].

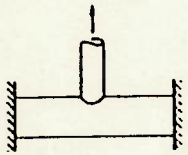
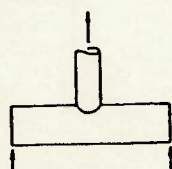
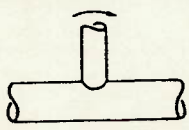
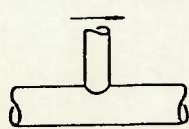
Load type and fixity conditions	SCF equation	Eqn. No.	short chord correction
Axial load - chord ends fixed 	<u>chord saddle:</u> $\gamma \tau^{1.1} [1.11 - 3(\beta - 0.52)^2] \sin^{1.6} \theta$	T1	F1
	<u>chord crown:</u> $\frac{0.2}{\gamma} \tau [2.65 + 5(\beta - 0.65)^2] + \tau \beta (0.25\alpha - 3) \sin \theta$	T2	None
	<u>brace saddle:</u> $1.3 + \gamma \tau^{0.52} \alpha^{0.1} [0.187 - 1.25\beta^{1.1} (\beta - 0.96)] \sin^{(2.7 - 0.01\alpha)} \theta$	T3	F1
	<u>brace crown:</u> $3 + \gamma^{1.2} [0.12 \exp(-4\beta) + 0.011\beta^2 - 0.045] + \beta \tau (0.1\alpha - 1.2)$	T4	None
Axial load - Chord ends pinned 	<u>chord saddle:</u> $[T1] + (0.8\alpha - 6) \tau \beta^2 (1 - \beta^2)^{0.5} \sin^2 2\theta$	T5	F2
	<u>chord crown:</u> $\frac{0.2}{\gamma} \tau [2.65 + 5(\beta - 0.65)^2] + \tau \beta (0.50\alpha - 3) \sin \theta$	T6	None
	<u>brace saddle:</u> eqn. T3 <u>brace crown:</u>		F2
	$3 + \gamma^{1.2} [0.12 \exp(-4\beta) + 0.011\beta^2 - 0.045] + \beta \tau (0.2\alpha - 1.2)$	T7	None
In-plane bending 	<u>chord crown:</u> $1.45 \beta \tau^{0.85} \gamma (1 - 0.68\beta) \sin^{0.7} \theta$	T8	None
	<u>brace crown:</u> $1 + 0.65 \beta \tau^{0.4} \gamma (1.09 - 0.77\beta) \sin^{(0.06\gamma - 1.16)} \theta$	T9	None
Out-of-plane bending 	<u>chord saddle:</u> $\gamma \tau \beta (1.7 - 1.05\beta^3) \sin^{1.6} \theta$	T10	F3
	<u>brace saddle:</u> $\frac{-0.54}{\tau} \gamma^{-0.05} (0.99 - 0.47\beta + 0.08\beta^4) * [T10]$	T11	F3
Short chord correction factors ($\alpha < 12$) $F1 = 1 - (0.83\beta - 0.56\beta^2 - 0.02) \gamma^{0.23} \exp[-0.21 \gamma^{-1.16} \alpha^{2.5}]$ $F2 = 1 - (1.43\beta - 0.97\beta^2 - 0.03) \gamma^{0.04} \exp[-0.71 \gamma^{-1.38} \alpha^{2.5}]$ $F3 = 1 - 0.55\beta^{1.8} \gamma^{0.16} \exp[-0.49 \gamma^{-0.89} \alpha^{1.8}]$ where $\exp[x] = e^x$			

tabela E.3 - Equações paramétricas para os FCT's de Efthymiou, obtidas a partir da tabela apresentada na referência [7].

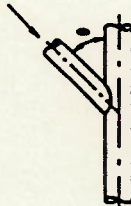
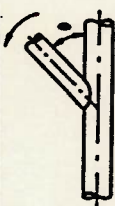

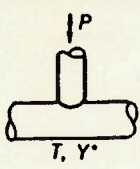
APPLICATION	WORDSWORTH/SMEDLEY'S STRESS CONCENTRATION FORMULAS	VALIDITY RANGE see end of table
	$K \cdot K_s = \text{SCF at chord saddle}$ $K \cdot K_c = \text{SCF at chord crown}$ $K \cdot K_b = \text{SCF at brace}$ $K = \text{Weld correction factor} = \frac{1}{(1+X/T)^{1/3}}$	
	$K_s = \gamma \cdot \tau \cdot \beta \cdot (6.78 - 6.42 \cdot \beta^{1/2}) \cdot \sin(1.7 + 0.7 \cdot \beta^3) \theta$ $K_c = K'_c + K_0 \cdot K''_c$ $K'_c = (0.7 + 1.37 \cdot \gamma^{0.5} \cdot \tau \cdot (1 - \beta)) \cdot (2 \cdot \sin^{0.5} \theta - \sin^3 \theta)$ $K_0 = \frac{\tau \cdot (\beta - 0.5 \cdot \tau/\gamma) \cdot (a/2 - \beta/\sin \theta) \cdot \sin \theta}{1 - 1.5/\gamma}$ $K''_c = 1.05 + \gamma^1 \cdot 30 \cdot \tau^{1.5} \cdot (1.2 - \beta) \cdot (\cos^4 \theta + 0.15)$ $K_b = (1 + 0.63 \cdot K_c \text{ or } s)$	III
	$K_c = 0.75 \cdot \gamma^{0.6} \cdot \tau^{0.8} \cdot (1.6 \cdot \beta^{0.25} - 0.7 \cdot \beta^2) \cdot \sin(1.5 - 1.6 \cdot \beta) \theta$ $K_b = 1 + 0.63 \cdot K_c$	III
	$K_s = \gamma \cdot \tau \cdot \beta \cdot (1.6 - 1.15 \cdot \beta^5) \cdot \sin(1.35 + \beta^2) \theta$ $K_b = 1 + 0.63 \cdot K_s$	III
	$12 \leq \gamma \leq 32$ $0.13 \leq \beta \leq 1.0$ III $0.25 \leq \tau \leq 1.0$ $8 \leq a \leq 40$	

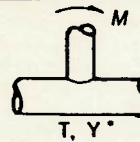
tabela E.4 - Equações paramétricas para os FCT's de Smedley, obtidas a partir da tabela apresentada na referéncia [2].

Table C.14 Recommended characteristic SCF formulae for axially loaded simple joints

Joint type and load case	Chord saddle SCF ¹	Chord crown SCF ¹	Validity range
	$\gamma\tau\beta (6.78 - 6.42\beta^{1/2}) \times \sin^{1.7-0.7\beta}\theta(Q_b^1Q_c^1)^{1/2}$	$(X_c' + X_o X_c'') \sqrt{Q_c^1}$ where $X_c' = [0.7 + 1.37\gamma^{1/2}\tau(1 - \beta)](2 \sin^{1/2}\theta - \sin^3\theta)$ $X_o = \frac{\tau(2\gamma\beta - \tau)(\alpha/2 - \beta/\sin\theta) \sin\theta}{2\gamma - 3}$ $X_c'' = 1.05 + \frac{30\tau^{1/2}(1.2 - \beta)(\cos^4\theta + 0.15)}{\gamma}$	$2.5 \leq \alpha \leq 40$ $0.13 \leq \beta \leq 1.00$ $12.0 \leq \gamma \leq 40.0$ $0.25 \leq \tau \leq 1.00$ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$

valem as observações da tabela C15, abaixo.

Table C.15 Recommended characteristic SCF formulae for in-plane moment loaded simple joints

Joint type and load case	Chord crown SCF [§]	Validity range
	$0.75 \gamma^{\beta+1} \tau^{\beta+1} (1.6\beta^{0.25} - 0.7\beta^2) \sin^{1.5-1.4\beta}\theta \sqrt{Q_c^1}$	$0.13 \leq \beta \leq 1.00$ $12 \leq \gamma \leq 40.0$ $0.25 \leq \tau \leq 1.00$ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$

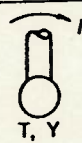
$Q_b^1 = 1$ for $\beta \leq 0.6$ and $0.3/\beta(1 - 0.833\beta)$ for $\beta > 0.6$; $Q_c^1 = 1$ for $\tau < 20.0$ and $480/\gamma(40 - 0.833\gamma)$ for $20 \leq \gamma \leq 40.0$. The SCFs are limited to a minimum of 1.5. Lower values are allowed if justified by experimental or numerical evidence

* For T/Y joints, the chord length can be taken as the distance between points of contraflexure on the chord

§ For brace SCF use $SCF_b = 1 + 0.63 SCF_c$

¶ For DT joints, the γ range can be increased to $8.0 \leq \gamma \leq 40.0$

Table C.16 Recommended formulae characteristic SCF for out-of-plane moment loaded joints

Joint type and load case	Chord saddle SCF [§]	Validity range* ‡
	$\gamma\tau\beta (1.6 - 1.15\beta^2) \sin^{1.35-\beta^2}\theta(Q_b^1Q_c^1)^{1/2}$	$0.13 \leq \beta \leq 1.00$ $12 \leq \gamma \leq 40.0$ $0.25 \leq \tau \leq 1.00$ $30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$

$Q_b^1 = 1$ for $\beta \leq 0.6$ and $0.3/\beta(1 - 0.833\beta)$ for $\beta > 0.6$; $Q_c^1 = 1$ for $\gamma < 20.0$ and $480/\gamma(40 - 0.833\gamma)$ for $20 \leq \gamma \leq 40.0$. The SCFs are limited to a minimum of 1.5. Lower values are allowed if justified by experimental or numerical evidence

* θ_1 , θ_2 and θ_3 as defined in Table C.14

† Gap for KT joints is between weld toe of the two outer braces; formulae gives maximum SCF value for brace 3. The SCFs are limited to a minimum of 1.5 Lower values are allowed if justified by experimental or numerical evidence

‡ For joints outside the validity range for the parameters, use the higher value of (i) above formulae or (ii) $SCF_c = \tau \sin\theta(4 + 0.67)\gamma/K_s Q_b^1$, $SCF_b = 6.0$

§ The SCFs are limited to a minimum of 2.5. For brace SCF use $SCF_b = 1 + 0.63 SCF_c$

¶ For K/KT joints where $\theta_1 \geq \theta_2$, formulae for SCFs refer to brace 1 and are b

tabela E.5 - Equações paramétricas para os FCT's de UEG, obtidas a partir da tabela apresentada na referência [1].

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] DESIGN of tubular joints for offshore structures. London, UEG, 1985. 3v.
- [2] ALMAR-NAESS, A., ed. *Fatigue handbook: offshore steel structures*. Trondheim, Tapir, 1985. 520p.
- [3] LALANI, M.; TEBBETT, I.E.; CHOO, B.S. Improved fatigue life estimation of tubular joints. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 18., Houston, 1986. *Proceedings*. Houston, 1986. v.4, p.133 - 45.
- [4] BILLINGTON, C.J.; LALANI, M.; TEBBETT, I.E. Background to new formulae for the ultimate limit state of tubular joints. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 14., Houston, 1982. *Proceedings*. Houston, 1982. v.1, p.261 - 80.
- [5] AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms: API RP2A*. 15. ed. 1984. Apud: DESIGN of tubular joints for offshore structures. London, UEG, 1985. v.2.
- [6] COMSTOCK, J. P., ed. *Principles of naval architecture*. New York, SNAME, 1983.
- [7] EFTHYMIU, M.; DURKIN, S. Stress concentration in T/Y and gap/overlap K-joints. In: BATTJES, J.A., ed. *Behavior of offshore structures: proceedings of the 4th International Conference on Behaviour of Offshore Structures*, Delft, 1985. Amsterdam, Elsevier, 1985. p.429 - 40. (Developments in marine technology, 2).
- [8] TOLLOCZKO, J.A.; LALANI, M. The implication of new data on the fatigue life assessment of tubular joints. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 20., Houston, 1988. *Proceedings*. Houston, 1988. v.1, p.407-27.
- [9] BRITISH STANDARDS INSTITUTION: *code of practice for fixed offshore structures: BS 6235: 1982*. Apud: DESIGN of tubular joints for offshore structures. London, UEG, 1985. v.2.
- [10] KUANG, J.G.; POTVIN, A.B.; LEICK, R.D. Stress concentration in tubular joints. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 7., Houston, 1975. *Proceedings*. Houston, 1975. v.1, p.593-612.
- [11] MA, S.Y.; TEBBETT, I.E. Estimations of stress concentration factor for fatigue design of welded tubular connections. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 20., Houston, 1988. *Proceedings*. Houston, 1988. v.1, p.455-67.

- [12] DET NORSKE VERITAS. *Rules for the design, construction and inspection of fixed offshore structures*: DnV, 1977. Apub: DESIGN of tubular joints for offshore structures. London, UEG, 1985. v.2.
- [13] HANNA, S.Y. et al. Fatigue design considerations for deepwater fixed platforms. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 16., Houston, 1984. *Proceedings*. Houston, 1984. v.2, p.525-37.
- [14] AMERICAN WELDING SOCIETY. *Structural welding code: steel*; ANSI/AWS D1.1-86. Miami, 1986. 356p.
- [15] LUYTIES, W.H.; POST, J.W. Local dihedral angle equations for tubular joints and related applications. *Welding Journal*, v.67, n.4, p.51-60, Apr. 1988.
- [16] BENNETT, R.W. Desing for welding offshore structures. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 2., Houston, 1970. *Preprints*. Houston, 1970. v.2, p.II-47-II-62.
- [17] MUKHOPADHYAY, A.; ITHO, Y.; BOUWKAMP, J.G. Fatigue behaviour of tubular joints in offshore structures. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE, 7., Houston, 1975. Houston, 1975. v.1, p.613-22.
- [18] GRAFF, W.J. *Introduction to offshore structures: design, fabrication, installation*. Houston, Gulf, 1981. 375p.
- [19] ANSYS-PC/LINEAR 4.3A: reference manual. Houston, PA. Swanson Analysis Systems, 1988. 1v.
- [20] CAMPOS, M.P.; RASSETTI, C.; RIPOLI, R.R.; PETRECHE, J.R.D.; DIAS, C.A.N.; GONÇALVES, E. *Análise de tensões em juntas tubulares Y de plataformas oceânicas: relatório final*. São Paulo, CENO-USP, 1990. 1v. (Projeto CENO, 101)
- [21] KAWANO, A. *Pré e Pós processamento gráfico de dados para o método dos elementos finitos para sistemas baseados em micro computadores*. São Paulo, 1991. 139p. Dissertação (Mestrado)-Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [22] BATHE, K.J. *Finite element procedures in engineering analysis*. Englewood Cliffs, Prentice-Hall, 1982. 735p.
- [23] COSTA NETO, P.L.O. *Estatística*. São Paulo, Edgard Blucher, 1986. 286p.
- [24] ENGESVIK, K.; LASSEN, T. The effect of weld geometry on fatigue life. In: INTERNATIONAL OFFSHORE MECHANICS AND ARTIC ENGINEERING SYMPOSIUM, 7., Houston, 1988. *Proceedings*. New York, ASME, 1988. p.441-5.
- [25] GIBSTEIN, M.B.. Stress concentration in tubular K-joints with diameter ratio equal to one. In: NOORDHOEK, C.; DE BACK, J., ed. *Steel in marine structures: proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures*, Delft, 1987. Amsterdam, Elsevier, 1987. p.377-93.

(Developments in marine technology, 3)

- [26] HUTHER, M.; BURY, D.; ZEHRI, M. Selection of a S-N curve for design: difficulties and state of art. In: NOORDHOEK, C.; DE BACK, J., ed. *Steel in marine structures: proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures*, Delft, 1987. Amsterdam, Elsevier, 1987. p.579-87. (Developments in marine technology, 3)
- [27] POYET, P.; JARDINIER, R. Use of cast steel node joints for offshore structures. In: NOORDHOEK, C.; DE BACK, J., ed. *Steel in marine structures: proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures*, Delft, 1987. Amsterdam, Elsevier, 1987. p.525-35. (Developments in marine technology, 3)
- [28] BATHE, K.J.; WILSON, E.L.; PETERSON, F.E. *SAP IV: a structural analysis program for static and dynamics response of linear systems; a report to the National Science Foundation*. Berkeley, Earth Engineering Research Center, 1974. iv. (Report no.EERC 73-11)